



**HAL**  
open science

# Béton de structure à propriétés d'isolation thermique améliorées : approche expérimentale et modélisation numérique

Le Hung Nguyen

► **To cite this version:**

Le Hung Nguyen. Béton de structure à propriétés d'isolation thermique améliorées : approche expérimentale et modélisation numérique. Autre. Université de Cergy Pontoise, 2013. Français. NNT : 2013CERG0642 . tel-00931711

**HAL Id: tel-00931711**

**<https://theses.hal.science/tel-00931711>**

Submitted on 27 Nov 2014

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

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



**THÈSE DE DOCTORAT  
DE L'UNIVERSITÉ DE CERGY-PONTOISE**

Spécialité  
Génie Civil

Présentée par

**Le Hung NGUYEN**

pour obtenir le grade de  
**DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE CERGY-PONTOISE**

---

**BÉTONS DE STRUCTURE À PROPRIÉTÉS  
D'ISOLATION THERMIQUE AMÉLIORÉES :  
APPROCHE EXPÉRIMENTALE ET MODÉLISATION NUMÉRIQUE**

---

Soutenue le 23 octobre 2013, devant le jury composé de :

BEAUCOUR Anne-Lise	Maître de conférences à l'Université de Cergy-Pontoise	Co-encadrant
CLASTRES Pierre	Professeur à l'INSA de Toulouse	Président
DUMONTET Hélène	Professeur à l'Université Pierre et Marie Curie (Paris 6)	Examineur
MALÉCOT Yann	Professeur à l'Université Joseph Fourier (Grenoble 1)	Rapporteur
NOUMOWÉ Albert	Professeur à l'Université de Cergy-Pontoise	Directeur de thèse
ORTOLA Sophie	Maître de conférences à l'Université de Cergy-Pontoise	Co-encadrant
SCHMITT Nicolas	Professeur à l'Université Paris-Est Créteil (Paris 12)	Rapporteur



*Clara, tu étais ma force et ma motivation.*



# Remerciements

Je tiens à remercier tout d'abord Monsieur Albert Noumowé, mon directeur de thèse, de m'avoir accueilli au sein du laboratoire L2MGC ainsi de m'avoir permis de réaliser cette thèse. Il m'a laissé découvrir les choses sans imposer son avis. J'apprécie cette confiance qu'il m'a accordée.

J'exprime mes profonds remerciements à Mesdames Anne-Lise Beaucour et Sophie Ortola, qui ont assuré le co-encadrement de cette thèse. Je les remercie pour leur aide, leur soutien et leur disponibilité tout au long de ce travail. La thèse ne se serait pas bien déroulée sans leurs conseils et les nombreuses discussions qu'on a eues.

Je suis sincèrement reconnaissant aux membres du jury, pour le temps consacré et d'avoir fait le déplacement afin d'examiner ce travail. Je remercie Monsieur Pierre Clastres d'avoir présidé mon jury de thèse, ainsi que Messieurs Nicolas Schmitt et Yann Malécot pour leur lecture attentive de ce mémoire et leurs remarques. Je tiens à remercier également Madame Hélène Dumontet pour ses questions et ses avis précieux.

Mes remerciements vont également aux sociétés Argex<sup>®</sup> et Granulex<sup>®</sup> pour leur aide matérielle et leur collaboration. Je remercie tout particulièrement Messieurs Kestemont et Chambard pour l'intérêt qu'ils ont porté à ce travail.

Je témoigne aussi toute ma gratitude à l'équipe technique qui m'a apporté son aide, sa compétence, mais aussi les moyens techniques mis à ma disposition. Ces remerciements s'adressent tout spécialement à Annelise Cousture et Lilian Cristofol.

Je remercie aussi les collègues chercheurs et doctorants du laboratoire pour l'ambiance conviviale, pour leur sympathie et pour les bons moments que nous avons partagés ensemble.

Enfin de tout mon cœur, je remercie ma famille de m'avoir encouragé tout au long de cette période. Je tiens à exprimer ma profonde gratitude à Huyen. Elle est la raison pour laquelle j'ai pu surmonter les difficultés et les moments d'intense travail.



# Résumé

Dans un bâtiment, les déperditions thermiques proviennent de diverses parties opaques (mur, toit et plancher) qui peuvent contenir du béton. Il est donc intéressant d'envisager des formulations de béton de structure avec des propriétés d'isolation thermique améliorées. L'utilisation de granulats légers, qui possèdent de bonnes propriétés thermiques grâce à leur structure poreuse, peut être une solution pour améliorer la capacité d'isolation des éléments en béton. Cette technique d'isolation répartie peut permettre d'éviter des dispositifs constructifs lourds tout en répondant aux exigences de la RT 2012. La présente étude a pour objectif d'optimiser le couple performance mécanique - capacité isolante des bétons de granulats légers. Elle repose sur une double approche expérimentale et numérique.

Les bétons de granulats légers ciblés ont une masse volumique inférieure à 1500 kg/m<sup>3</sup> et une résistance en compression supérieure à 25 MPa. L'influence de la nature des granulats légers, du taux de substitution du sable alluvionnaire par du sable léger, du rapport E/C et de l'ajout de fumée de silice sur les performances mécaniques et thermiques des bétons est étudiée afin de proposer des formulations adéquates pour une large gamme d'usage structurel. Le module d'Young, la résistance en compression, la conductivité thermique et la diffusivité sont mesurées sur 25 formulations de bétons de granulats légers. Le comportement thermique de ces différents bétons en fonction de facteurs climatiques, comme la température et le degré d'humidité est aussi examiné afin d'optimiser leurs propriétés d'isolation thermique. L'ensemble des résultats expérimentaux permet une meilleure compréhension de la relation entre la formulation des bétons de granulats légers et leur rapport performance mécanique / pouvoir isolant. En s'appuyant sur certaines mesures expérimentales, des modélisations numériques reposant sur des techniques d'homogénéisation permettent d'identifier des propriétés thermiques (conductivité thermique, chaleur spécifique) et mécaniques (module d'Young, résistance à la rupture) des granulats légers (gravillons et sables) difficilement mesurables expérimentalement. Connaissant les propriétés thermiques et mécaniques des différents constituants, des modélisations prédictives des comportements macroscopiques des bétons légers sont développées à partir de schémas d'homogénéisation pour des matériaux multi-phases polydisperses. Les outils développés sont comparés et validés par confrontation aux mesures expérimentales pour les différentes familles de bétons de granulats légers étudiés. Ils permettront par la suite d'alléger les coûts et délais des campagnes expérimentales de mise au point des formulations. La modélisation, sur une année, des transferts thermiques à travers une enveloppe de bâtiment en béton de granulats légers permet de quantifier l'amélioration des performances thermiques des bétons de granulats légers par rapport à un béton classique.





# Abstract

In a building, heat is lost through a variety of surfaces (wall, roof and floor) that may contain concrete. It is therefore useful to consider alternative concrete structures with improved thermal insulation properties. The use of lightweight aggregates, which have good thermal properties due to their porous structure, can present a solution for improving the insulation capacity of the concrete elements. This embedded insulation technique allows lighter construction systems while satisfying the requirements of the RT 2012. This study aims to optimize the mechanical performance/insulating capacity coupling of lightweight aggregate concrete. It is based on a double approach of experimental and numerical analysis.

The targeted lightweight aggregate concretes have a density lower than  $1500 \text{ kg/m}^3$  and a compressive strength higher than 25 MPa. The influence of the lightweight aggregate nature, the rate of substitution of alluvial sand by lightweight sand, W/C ratio and the addition of silica fume on the mechanical and thermal performances of concrete is studied. This allows to identify formulations suitable for a wide range of structural applications. Young's modulus, compressive strength, thermal conductivity and diffusivity are measured on 25 formulations of lightweight aggregate concrete. The thermal behavior of these concretes, including sensible and latent heat transfer, is also examined in order to optimize their thermal insulation properties. The experimental results provide a better understanding of the relationship between the formulation of lightweight aggregate concrete and the mechanical performance to insulating capacity ratio. Based on some experimental measurements, numerical modeling is carried out in order to identify the thermal properties (thermal conductivity, specific heat) and mechanical properties (Young's modulus, fracture strength) of lightweight aggregates (gravel and sand) which are difficult to measure experimentally. Homogenization methods for two phase materials are used for this purpose. By knowing the thermal and mechanical properties of different components, the predictive modeling of the macroscopic behavior of lightweight concrete can be developed from homogenization schemes for multi-phase polydisperse materials. The analytical methods developed are validated by comparison with experimental measurements for the different families of lightweight aggregate concrete studied. They will eventually alleviate the costs and delays of the experimental analysis. The heat transfer over a year through the building envelope made of lightweight concrete is modeled in order to quantify the improvement in thermal performance of lightweight aggregate concrete compared to normal concrete.



---

## Table de matières

<b>Glossaire</b> .....	1
<b>Introduction générale</b> .....	5
<b>Chapitre I : Etude bibliographique</b> .....	11
1. Préambule : contexte général de l'étude .....	15
1.1. Réglementation thermique .....	15
1.2. Isolation thermique dans le bâtiment .....	16
1.3. Béton léger dans la construction .....	17
2. Phénomènes de transfert de chaleur.....	19
2.1. Modes de transfert de chaleur .....	19
2.2. Transfert thermique dans un milieu poreux .....	21
2.3. Mesure des propriétés thermiques.....	22
3. Propriétés des granulats légers.....	25
3.1. Classification.....	25
3.2. Composition chimique des granulats légers.....	27
3.3. Structure poreuse des granulats légers et capacité d'absorption d'eau.....	27
4. Généralité sur les propriétés hydro-thermiques des bétons .....	28
4.1. Sensibilité des matériaux à l'humidité .....	29

---

4.2.	Influence de la porosité et de la teneur en eau .....	31
4.3.	Influence de la température .....	31
5.	Propriétés thermiques des bétons de granulats légers.....	33
5.1.	Influence de la composition de la matrice cimentaire.....	33
5.2.	Influence de la nature des granulats .....	33
5.3.	Influence des additions minérales .....	34
5.4.	Influence de la fraction volumique des granulats légers .....	36
6.	Propriétés mécaniques des bétons de granulats légers.....	37
6.1.	Influence des caractéristiques des granulats.....	37
6.2.	Influence du rapport E/C et l'absorption d'eau des granulats .....	39
6.3.	Influence du dosage en ciment .....	40
6.4.	Influence des additions minérales .....	41
6.5.	Influence de la fraction volumique des granulats légers .....	43
6.6.	Paramètres affectant le module d'élasticité.....	46
7.	Conclusion .....	47

## **Chapitre II : Méthodologie expérimentale et caractérisation**

	<b>des granulats et bétons légers.....</b>	<b>49</b>
1.	Caractéristiques des matériaux utilisés .....	53
1.1.	Ciment.....	53
1.2.	Fumée de silice .....	53
1.3.	Adjuvant .....	53
1.4.	Granulats.....	53
1.4.1.	Composition chimique et minéralogique.....	53
1.4.2.	Granulométrie .....	57
1.4.3.	Masse volumique .....	58
1.4.4.	Absorption d'eau et porosité accessible à l'eau.....	62
2.	Préparation des échantillons de bétons .....	66
2.1.	Méthodologie expérimentale .....	66
2.2.	Formulations des bétons .....	67
2.3.	Procédure de fabrication .....	70

2.4.	Propriétés du béton frais .....	72
3.	Essais sur les bétons de granulats légers.....	74
3.1.	Propriétés physiques du béton durci .....	74
3.2.	Mesure des propriétés mécaniques .....	78
3.2.1.	Résistance en compression .....	78
3.2.2.	Module d'élasticité dynamique par mesure de la vitesse de propagation des ultrasons.....	81
3.3.	Mesure des propriétés thermiques .....	84
3.3.1.	Démarche et conditionnement .....	84
3.3.2.	Sensibilité à l'humidité.....	86
3.3.3.	Propriétés thermiques mesurées dans l'enceinte climatique .....	90
3.3.4.	Propriétés thermiques mesurées dans le four du Hot Disk.....	91
3.3.5.	Synthèse des mesures thermiques réalisées.....	91
4.	Conclusion .....	95
 <b>Chapitre III : Comportement thermique des bétons de granulats légers.....</b>		<b>97</b>
1.	Propriétés thermiques des bétons secs à 20°C .....	101
1.1.	Influence de la fraction volumique de sable léger .....	101
1.2.	Influence de la nature des granulats.....	105
1.3.	Influence de la composition du liant.....	107
2.	Propriétés thermiques des bétons à différents états hydriques .....	109
2.1.	Influence du degré de saturation.....	110
2.2.	Influence de la nature des granulats.....	113
2.3.	Influence de la composition du liant.....	115
3.	Propriétés thermiques des bétons à différentes températures ambiantes .....	116
4.	Homogénéisation du comportement thermique.....	120
4.1.	Comportement thermique équivalent .....	121
4.2.	Modèle d'homogénéisation d'un matériau multi-phases polydisperses.....	123
4.2.1.	Modèle de Mori-Tanaka .....	123
4.2.2.	Modèle auto-cohérent généralisé.....	124
4.2.3.	Modèle différentiel .....	125

---

4.2.4.	Procédure d'homogénéisation multi-étapes.....	126
4.3.	Identification de la conductivité thermique des granulats légers.....	127
4.3.1.	Procédure d'inversion.....	127
4.3.2.	Conductivité thermique des gravillons.....	129
4.3.3.	Conductivité thermique des sables.....	132
4.4.	Prédiction des conductivités thermiques des bétons légers.....	134
4.5.	Analyse des flux thermiques microscopiques.....	139
5.	Application des bétons de granulat léger à une enveloppe du bâtiment.....	132
5.1.	Configurations de l'étude.....	132
5.2.	Modélisation du problème de transfert thermique.....	143
5.2.1.	Equations.....	143
5.2.2.	Données matériaux.....	145
5.2.3.	Données météorologiques.....	147
5.3.	Résultats et discussion.....	148
5.3.1.	Cas du mur non-isolé – Chaleur transférée.....	149
5.3.2.	Cas du mur isolé – Caractéristiques harmonisées.....	151
6.	Conclusion.....	157

## **Chapitre IV : Comportements mécanique et thermomécanique des bétons de granulats légers.....**

1.	Résistance à la rupture des bétons de granulats légers.....	165
1.1.	Influence de la proportion de sable léger.....	165
1.2.	Influence de la nature de granulat.....	166
1.3.	Influence de la composition du liant.....	169
2.	Module d'élasticité dynamique des bétons de granulats légers.....	170
2.1.	Influence de la proportion de sable léger.....	170
2.2.	Influence de la nature de granulats.....	172
2.3.	Influence de la composition du liant.....	174
3.	Optimisation des comportements mécanique et thermique des bétons légers.....	175
4.	Homogénéisation du comportement mécanique.....	178
4.1.	Problème d'inclusion d'Eshelby.....	178

---

4.2.	Comportement équivalent d'un matériau multi-phases polydisperses .....	179
4.2.1.	Modèle de Mori-Tanaka .....	181
4.2.2.	Modèle auto-cohérent généralisé.....	182
4.2.3.	Modèle différentiel .....	183
4.3.	Contraintes microscopiques sous chargement de compression uniaxiale .....	185
4.4.	Identification des propriétés mécaniques des granulats légers .....	186
4.4.1.	Modules d'élasticité.....	186
4.4.2.	Résistance à la rupture .....	190
4.5.	Prédiction des propriétés mécaniques des bétons de granulats légers.....	191
4.5.1.	Module d'élasticité équivalent.....	191
4.5.2.	Résistance en compression .....	194
5.	Homogénéisation du comportement thermoélastique.....	196
5.1.	Coefficient de dilatation thermique et capacité thermique équivalents.....	196
5.2.	Sensibilité des propriétés équivalentes des bétons de granulats légers .....	197
5.2.1.	Coefficient de dilatation thermique .....	197
5.2.2.	Capacité thermique volumique.....	199
5.3.	Identification des capacités thermiques des granulats .....	201
5.4.	Prédictions des capacités thermiques des bétons légers .....	202
6.	Conclusion .....	204
	<b>Conclusions et perspectives .....</b>	<b>207</b>
	<b>Annexe A : Compositions des bétons.....</b>	<b>215</b>
	<b>Annexe B : Propriétés thermiques des bétons de granulats légers .....</b>	<b>221</b>
	<b>Annexe C : Modèles d'homogénéisation classiques des propriétés thermiques.....</b>	<b>233</b>
	<b>Annexe D : Modèles d'homogénéisation classiques des propriétés mécaniques .....</b>	<b>241</b>
	<b>Annexe E : Localisation des micro-contraintes par l'approche de Mori-Tanaka.....</b>	<b>247</b>
	<b>Références .....</b>	<b>253</b>





# Glossaire

## Abréviations :

BMHP : bétons à matrice à hautes performances

BMO : bétons à matrice ordinaire

MHP : mortier à hautes performances

MO : mortier ordinaire

PHP : pâte de ciment à hautes performances

PO : pâte de ciment ordinaire

VER : volume élémentaire représentative

MT : modèle de Mori-Tanaka

AC : modèle auto-cohérent

ACG : modèle auto-cohérent généralisé

ME : multi-étapes

## Notations :

$A_j$  : tenseur de localisation de la phase  $j$

$C_j$  : tenseur de rigidité de la phase  $j$

$C^*$  : tenseur équivalent de rigidité

$S_E$  : tenseur d'Eshelby

$\bar{E}$  : tenseur de déformations macroscopiques imposées

$A_j^K$  : coefficient des localisation de la phase  $j$  sous chargement de dilatation

---

$A_j^\mu$  : coefficient de localisation de la phase  $j$  sous chargement glissement

$C_p$  : capacité thermique massique (chaleur massique)

$E$  : module d'Young

$E_j$  : module d'Young de la phase  $j$

$E^*$  : module d'Young équivalent

$L_j$  : coefficient de localisation de la phase  $j$  sous chargement thermique

$Sr$  : degré de saturation

$W$  : teneur en eau

$W_a^{48}$  : coefficient d'absorption à 48h

$W_a^{24}$  : coefficient d'absorption à 24h

$T$  : température

$a$  : diffusivité thermique

$c_j$  : fraction volumique de la phase  $j$

$f_c$  : résistance en compression du béton

$q$  : flux thermique

$\sigma$  : tenseur de contraintes microscopiques

$\varepsilon$  : tenseur de déformations microscopiques

$\alpha_j$  : coefficient de dilatation thermique de la phase  $j$

$\alpha^*$  : coefficient équivalent de dilatation thermique

$\vec{\chi}$  : vecteur de gradient thermique macroscopique imposé

$\phi^{24}$  : porosité du granulat par immersion après 24h

$\phi^v$  : porosité du granulat sous vide

$\phi^{Hg}$  : porosité du granulat sous pression de mercure

$\phi_b$  : porosité accessible à l'eau du béton

$\varphi$  : densité de flux thermique

$\varphi_r$  : densité de flux thermique de rayonnement

$\kappa_j$  : module de compressibilité de la phase  $j$

$\kappa^*$  : module de compressibilité équivalent

$\lambda$  : conductivité thermique

$\lambda_r$  : conductivité thermique de rayonnement

- 
- $\lambda_j$  : conductivité thermique de la phase  $j$
- $\lambda^*$  : conductivité thermique équivalente
- $\mu_j$  : module de cisaillement de la phase  $j$
- $\mu^*$  : module de cisaillement équivalent
- $\nu$  : coefficient de Poisson
- $\rho_{bs}$  : masse volumique du béton durci séché
- $\rho_{ba}$  : masse volumique du béton durci saturé
- $\rho_a$  : masse volumique absolue du granulat
- $\rho_{rd}$  : masse volumique réelle du granulat
- $\rho_{ssd}$  : masse volumique réelle saturée surface sèche du granulat
- $\rho_v$  : masse volumique en vrac du granulat
- $\rho C_p$  : capacité thermique volumique
- $\rho C_{p,j}$  : capacité thermique volumique de la phase  $j$
- $\rho C_p^*$  : capacité thermique volumique équivalente



# Introduction générale

Les enjeux environnementaux et du développement durable dans le domaine du bâtiment sont de plus en plus pris en compte par les pouvoirs publics et les industriels. En France, le secteur du bâtiment se mobilise car il représente 42 % de la consommation d'énergie et 25% de l'émission de gaz à effet de serre (chiffres du ministère de l'Ecologie, du Développement durable, des Transports et du Logement). L'optimisation de la consommation énergétique dans les bâtiments devient une exigence. Cette exigence s'impose dans la pratique du dimensionnement par la réglementation thermique RT 2012.

Dans un bâtiment, les déperditions thermiques proviennent notamment de diverses parties opaques (mur, toit et plancher) qui contiennent du béton. Il est donc intéressant d'envisager des formulations de béton de structure avec des propriétés d'isolation thermique améliorées. L'utilisation de granulats légers, qui possèdent de bonnes propriétés thermiques grâce à leur structure poreuse, peut être une solution pour améliorer la capacité d'isolation des éléments en béton. Cette technique d'isolation répartie limite la déperdition de chaleur par des ponts. Cela peut permettre d'éviter des dispositifs constructifs lourds comme les techniques d'isolation extérieure tout en répondant aux exigences de la RT 2012.

Les premiers granulats légers utilisés pour la réalisation de bétons ont été des granulats naturels issus de roches volcaniques, comme la pierre ponce caractérisée par une densité inférieure à 2. Puis, des granulats légers artificiels ont été fabriqués dès 1917 aux États-Unis à partir, soit de matières premières naturelles comme l'argile, le schiste, l'ardoise, soit de sous-produits industriels comme les laitiers et les cendres volantes frittées. A partir des années 1970, l'utilisation de ces granulats pour réaliser des bétons s'est largement développée aux États-Unis, au Japon et dans divers pays d'Europe, en raison des avantages spécifiques qu'ils peuvent présenter comparativement aux bétons classiques, comme un faible poids, une meilleure isolation thermique et acoustique, ou encore une meilleure tenue

au gel et au feu. En outre, les bétons de granulats légers ont l'avantage de permettre de réduire le volume des déchets de démolition. Les bétons légers sont utilisés dans des ouvrages comme les immeubles de grande hauteur, les ponts à grande portée ou encore les plates-formes offshore. Par exemple, en 1971, le gratte-ciel One Shell Plaza est construit à Houston en utilisant des bétons de granulats légers. Avec ses 50 étages et une hauteur de 218 m, il est «le bâtiment en béton de granulats légers le plus haut du monde ». En 1995, la Plate-forme offshore Heidrun est réalisée en Mer du nord et devient la première construction flottante en béton. En 2007, un pont en béton de granulats légers, le New Benicia-Martinez Bridge est achevé en Californie. D'une longueur totale de 2,7 km, il possède 22 travées, dont la portée atteint 201 m. En France, le développement du béton de granulats légers n'est pas aussi important. Cela tient en grande partie à l'abondance relative des ressources naturelles en granulats de densité normale dans la plupart des régions et à leur prix modique par rapport à ceux pratiqués dans d'autres pays.

Le béton de granulats légers a une faible masse volumique qui se traduit par un bénéfice significatif en termes de charge permanente de la structure. Le béton léger permet de réduire les sections transversales des poutres et des poteaux, les dimensions des fondations, ainsi que la quantité d'armatures nécessaires [ARN86, ACI03]. En effet, de nombreux travaux de recherche synthétisés dans ces deux ouvrages ont montré que les performances mécaniques des bétons de granulats légers pouvaient être suffisantes pour qu'on les utilise comme béton de structure. Les granulats légers utilisés dans les bétons légers structuraux sont généralement à base d'argile expansée, de schiste expansé ou de pierre ponce. Chandra [CHA02], Ke [KE08, KE09, KE10], Chen [CHE08] et Bogas [BOG09] ont étudié des formulations de bétons de schiste expansé et d'argile expansée, possédant de faibles masses volumiques (de 1500 à 1800 kg/m<sup>3</sup>) et conservant des performances mécaniques compatibles avec une utilisation structurale. Cavaleri [CAV03] et Gunduz [GUN05] ont montré que les bétons de ponce peuvent avoir la même classe de performance mécanique que le béton de granulats ordinaire.

Par ailleurs, le béton léger trouve des applications relativement courantes dans la confection des éléments isolants. La présence de granulats légers dans le béton réduit en effet sensiblement le coefficient de conductivité thermique, permettant ainsi une meilleure isolation thermique. Les bétons légers isolants présentent une faible performance mécanique (résistance en compression inférieure à 10 MPa) et une bonne performance d'isolation thermique (conductivité thermique d'environ 0,1 – 0,3 W/mK). On peut citer ici les travaux de Demirboga, [DEM03-2, DEM03-3], Unal [UNA07] ou Gunduz [GUN08]. Concernant le comportement thermique des bétons légers, la norme EN-1745 [EN02] indique des valeurs de conductivité thermique en fonction de leur masse volumique. Néanmoins, peu d'études se sont intéressées aux conductivités thermiques des bétons légers de structure présentant une résistance en compression supérieure ou égale à 25 MPa [CHA02, UYS04, KIM12]. L'influence des conditions climatiques n'est généralement pas prise en compte. De même, en général, les variations de chaleur spécifique ne sont pas prises en compte et donc pas étudiées.

---

Ce travail de thèse porte à la fois sur l'étude des propriétés thermiques et mécaniques des bétons de granulats légers. Dans la plupart des cas, les bétons légers structuraux sont constitués de gros granulats légers et de granulats fins de densité ordinaire [CHA02, CAL03, LO07, KE08, KE09, KE10, BOG09, KOK11]. Pour améliorer les performances thermiques des bétons de granulats légers, leur densité doit être encore réduite. Une solution peut être le remplacement d'une certaine fraction ou de la totalité du granulat fin ordinaire par du granulat fin léger. Cela diminue la conductivité thermique des bétons de granulats légers de part la baisse de leur masse volumique. Le but de cette étude est d'obtenir des bétons avec de meilleures propriétés isolantes, tout en maintenant des performances mécaniques suffisantes pour des applications structurales. Les bétons structuraux de granulats légers concernés doivent avoir une masse volumique inférieure à  $1500 \text{ kg/m}^3$  et une résistance en compression supérieure à 25 MPa. L'influence de la nature des granulats légers est étudiée afin de proposer des formulations adéquates pour une large gamme d'usage structurel. Il convient par ailleurs d'analyser le comportement thermique de ces bétons en fonction de facteurs climatiques, comme la température et le degré d'humidité, afin d'optimiser leurs propriétés d'isolation thermique. En s'appuyant sur certains des résultats obtenus expérimentalement, des modélisations numériques reposant sur des techniques d'homogénéisation permettent d'identifier des propriétés thermiques et mécaniques des granulats légers (gravillons et sables) difficilement mesurables expérimentalement. Connaissant les propriétés thermiques et mécaniques des différents constituants, des modélisations prédictives des comportements macroscopiques des bétons légers sont développées à partir de schémas d'homogénéisation pour des matériaux multi-phases polydisperses. Les outils développés sont comparés et validés par confrontation aux mesures expérimentales obtenues sur les différentes familles de bétons de granulats légers étudiés. Ils permettront par la suite d'alléger les coûts et délais des campagnes expérimentales de mise au point des formulations.

Ce rapport est présenté en quatre chapitres.

Le **chapitre I** présente le contexte environnemental et scientifique de l'étude. Le phénomène de transfert thermique dans les bétons ainsi que les techniques de mesure des propriétés thermiques sont abordés. Différents travaux expérimentaux consacrés aux propriétés physiques et mécaniques des granulats légers sont présentés. L'analyse de ces travaux met en évidence l'importance de l'état hydrique des granulats légers avant la fabrication du béton. Parallèlement, une synthèse des études existantes sur les propriétés thermiques et mécaniques des bétons de granulats légers est également effectuée. Ces études montrent le rôle primordial des paramètres de formulations dans les comportements thermiques et mécaniques des bétons légers.

Le **chapitre II** est consacré à la méthodologie expérimentale et à l'analyse des caractéristiques physiques des granulats légers et des bétons réalisés. Les essais mécaniques et thermiques réalisés au sein du L2MGC sur les bétons sont présentés. Sept types de granulats légers d'argile expansée, de schiste expansé et de ponce, utilisés dans les différentes formulations de bétons, sont caractérisés selon leurs masses volumiques, leurs capacités d'absorption et leurs porosités. Une étude de la microstructure par porosimétrie mercure et une analyse de la composition minéralogique par diffraction X sont également menées. Les



bétons sont réalisés avec deux rapports eau / liant différents, correspondant à un béton de matrice ordinaire et à un béton de matrice hautes performances. Cette dernière contient par ailleurs 10% de fumée de silice. La fraction de gravillon par rapport au volume du béton est fixée à 0,45. Au total, 25 formulations différentes de béton font l'objet de mesures physiques (masse volumique, absorption d'eau, sorption à humidité relative fixée), mécaniques (résistance en compression et module d'élasticité) et thermiques (conductivité thermique, chaleur massique et diffusivité). Avec l'objectif d'améliorer le pouvoir isolant des bétons de granulats légers, les variables privilégiées sont le taux de remplacement du sable silico-calcaire par un sable léger et la nature des granulats. L'étude thermique est également complétée avec la détermination des propriétés thermiques du béton de granulats légers en fonction de la teneur en eau et de la température.

L'analyse des comportements thermiques des bétons de granulats légers est réalisée dans le **chapitre III**. Tout d'abord le rôle de différents paramètres de formulations (substitution volumique du sable ordinaire par du sable léger, nature des granulats légers, composition de la matrice cimentaire) est évalué au travers des valeurs de conductivité thermique, de chaleur spécifique et de diffusivité thermique. L'influence de la teneur en eau et de l'état de saturation des bétons est également analysée en fonction des paramètres de formulation. Les variations de propriétés thermiques en fonction de la température (entre 5° et 50°C) font aussi l'objet d'une étude. Les propriétés thermiques des granulats légers (gravillons et sables), difficiles à caractériser expérimentalement, sont identifiées grâce à une procédure inverse reposant sur les techniques d'homogénéisation classiques des matériaux hétérogènes à deux constituants. La procédure consiste à calculer les conductivités thermiques des gravillons à partir de celles mesurées sur les formulations hautes performances à 100% de sable léger de bétons légers et de mortiers légers. Les mesures effectuées sur la pâte de ciment hautes performances permettent d'identifier les conductivités thermiques des quatre sables utilisés. Une étude de sensibilité aux différents paramètres d'entrée est menée afin de discuter la validité des valeurs identifiées en fonction du modèle choisi, de la composition du béton ou des fluctuations éventuelles des mesures expérimentales. Les comportements thermiques équivalents des bétons de granulats légers sont ensuite simulés grâce à plusieurs modèles d'homogénéisation implémentés pour un matériau multi-phase dispersé. Une procédure d'homogénéisation multi-étape reposant sur les modèles classiques en deux constituants est également implantée pour comparaison. Les prédictions numériques sont validées par confrontation aux valeurs expérimentales mesurées sur les bétons à matrices ordinaire et hautes performances (avec un taux de substitution du sable normal de 0% et 50%). La dernière partie de ce chapitre concerne la simulation du transfert thermique dans une enveloppe de bâtiment. Les propriétés thermiques des bétons mesurées dans notre campagne expérimentale sont utilisées pour simuler le comportement thermique d'une enveloppe de bâtiment soumise à un chargement de flux thermique imposé, modélisant l'évolution de la température et du rayonnement solaire pendant une année. Cette étude numérique, menée par éléments finis sous Cast3M, permet d'illustrer le pouvoir isolant des bétons de granulats légers (quelle que soit leur nature) par rapport à un béton de granulats ordinaire.

---

Les comportements mécaniques et thermomécaniques des bétons de granulats légers sont analysés dans le **chapitre IV**. L'objectif est d'évaluer le rôle de différents paramètres de formulation (substitution volumique de sable ordinaire par du sable léger, nature des granulats, composition de la matrice cimentaire) sur les caractéristiques mécaniques des bétons fabriqués. La résistance à la compression et le module d'élasticité dynamique sont étudiés. A partir des résultats expérimentaux, l'optimisation des comportements thermique et mécanique des bétons de granulats légers est réalisée. Cette partie a pour but de proposer, pour différents usages structurels, une large gamme de bétons légers possédant différentes caractéristiques thermiques. Les relations résistance en compression / conductivité thermique et module d'Young / conductivité thermique sont étudiées pour tous les bétons de granulats légers de natures différentes. La suite du chapitre présente l'identification des propriétés mécaniques des granulats légers par une procédure inverse similaire à celle présentée au chapitre III. Les modules d'Young des gravillons légers sont identifiés à partir des grandeurs mesurées sur les formulations hautes performances de bétons et de mortiers contenant 100% de sables légers. Les mesures sur la pâte de ciment hautes performances servent à l'identification des modules d'Young des quatre sables utilisés. Les comportements élastiques effectifs sont ensuite prédits grâce aux modèles d'homogénéisation multi-phases et comparés aux prédictions fournies par la procédure d'homogénéisation multi-étape. Les valeurs des modules d'Young prédites par les modèles sont confrontées aux valeurs expérimentales mesurées sur tous les bétons à matrices ordinaire et ceux à hautes performances pour 0% et 50% de sable léger. Le principe de localisation des contraintes au sein du matériau est présenté et implémenté en exploitant le modèle de Mori-Tanaka dans le cas d'un matériau de deux constituants (mortier et granulat). Les micro-contraintes induites par des chargements macroscopiques élémentaires sont combinées afin d'obtenir la localisation des contraintes dans le cas du chargement macroscopique de compression uniaxiale. Ceci permet d'identifier les résistances à la rupture des quatre gravillons légers utilisés et de prédire les résistances en compression des bétons de granulats légers. Enfin, la prédiction du comportement thermo-élastique des bétons légers avec une procédure d'homogénéisation multi-étape reposant sur les modèles classiques en deux constituants est réalisée dans la dernière partie de ce chapitre. Les simulations des coefficients de dilatation et des capacités thermiques volumiques des bétons légers sont étudiées et les dernières sont confrontées aux mesures expérimentales.



# Chapitre I

## Etude bibliographique

*Ce premier chapitre présente le contexte général de l'étude ainsi que les bases scientifiques du comportement thermique et mécanique des bétons de granulats légers. Dans un premier temps, la réglementation thermique du bâtiment et les techniques d'isolation thermique seront abordées. Dans un second temps, différentes méthodes de mesure des propriétés thermiques ainsi que les paramètres extrinsèques affectant ces propriétés, comme la température ou l'humidité relative, seront considérés. Des résultats expérimentaux publiés par plusieurs auteurs sur les granulats légers et le béton de granulats légers seront exposés. L'objectif est de synthétiser l'influence positive ou négative des différents facteurs sur le comportement thermique (conductivité thermique) et sur le comportement mécanique (résistance en compression et module d'élasticité). Cette synthèse constitue une bonne base pour définir la campagne expérimentale permettant l'étude du comportement des bétons de structure de granulats légers.*



---

## Sommaire

1. Préambule : contexte général de l'étude.....	15
1.1. Réglementation thermique .....	15
1.2. Isolation thermique dans le bâtiment .....	16
1.3. Béton léger dans la construction .....	17
2. Phénomènes de transfert de chaleur .....	19
2.1. Modes de transfert de chaleur .....	19
2.2. Transfert thermique dans un milieu poreux .....	21
2.3. Mesure des propriétés thermiques.....	22
3. Propriétés des granulats légers .....	25
3.1. Classification.....	25
3.2. Composition chimique des granulats légers.....	27
3.3. Structure poreuse des granulats légers et capacité d'absorption d'eau.....	27
4. Généralité sur les propriétés hydro-thermiques des bétons.....	28
4.1. Sensibilité des matériaux à l'humidité .....	29
4.2. Influence de la porosité et de la teneur en eau .....	31
4.3. Influence de la température .....	31
5. Propriétés thermiques des bétons de granulats légers .....	33
5.1. Influence de la composition de la matrice cimentaire.....	33
5.2. Influence de la nature des granulats .....	33
5.3. Influence des additions minérales .....	34
5.4. Influence de la fraction volumique des granulats légers .....	36
6. Propriétés mécaniques des bétons de granulats légers .....	37
6.1. Influence des caractéristiques des granulats.....	37
6.2. Influence du rapport E/C et l'absorption d'eau des granulats.....	39
6.3. Influence du dosage en ciment .....	40
6.4. Influence des additions minérales .....	41
6.5. Influence de la fraction volumique des granulats légers .....	43
6.6. Paramètres affectant le module d'élasticité.....	46
7. Conclusion.....	47



## 1. Préambule : contexte général de l'étude

### 1.1. Réglementation thermique

La Réglementation Thermique (RT) est entrée en vigueur suite à l'engagement de la France à réduire les émissions de gaz à effet de serre, notamment dans les bâtiments, conformément aux accords de Rio et de Kyoto. La plus récente réglementation thermique RT 2012 (succédant aux RT 2000 et RT 2005) intègre tout particulièrement les bâtiments résidentiels et tertiaires neufs. L'objectif à long terme, précisé dans le Plan Bâtiment lancé pour mettre en œuvre le Grenelle de l'environnement (loi du 3 août 2009), est de réduire jusqu'à 38% la consommation d'énergie et de 50% les émissions de gaz à effet de serre dans une construction neuve d'ici 2020. On vise également à l'horizon 2020 des bâtiments neufs à énergie positive, c'est-à-dire produisant davantage d'énergie (électricité, chaleur) qu'ils en consomment pour son fonctionnement. A court terme, l'objectif est de généraliser les bâtiments à basse consommation.

La réglementation thermique classe les exigences à respecter en deux catégories : des exigences de résultats et des exigences de moyens.

En ce qui concerne les exigences de résultats, comme premier changement, la RT 2012 pose une nouvelle exigence de consommation maximale d'énergie (coefficient  $C_{max}$ ) portant sur le chauffage, la ventilation, la climatisation, la production d'eau chaude sanitaire et l'éclairage. La valeur de  $C_{max}$  s'élève à 50 kWhEP/m<sup>2</sup>/an, exprimée en énergie primaire. L'utilisation de  $C_{max}$  remplace la comparaison au bâtiment de référence ( $C_{ref}$ ) dans la RT 2005. Cette consommation est modulée selon la localisation géographique, l'altitude, le type d'usage du bâtiment, la surface moyenne des logements et le volume d'émission de gaz à effet de serre des énergies utilisées. D'après l'INSEE ([www.insee.fr](http://www.insee.fr)), la consommation moyenne annuelle des bâtiments en France métropolitaine en 2008 est de l'ordre de 272 kWhEP/m<sup>2</sup>/an.

Le second changement des exigences de résultats apporté par la RT 2012 consiste à introduire l'exigence d'efficacité énergétique minimale du bâti, appelée besoin bioclimatique conventionnel, représenté par le coefficient  $B_{bio}$ . Ce coefficient remplace le coefficient moyen de déperditions par les parois et liaisons du bâtiment  $U_{bât}$  défini dans la RT 2005. L'exigence du besoin bioclimatique  $B_{bio}$  intervient dans les phases initiales de conception : renforcement de l'isolation, conception bioclimatique, minimisation des échanges thermiques avec l'extérieur grâce à une forme de bâtiment adaptée, utilisation des apports naturels (orientation cardinale et l'inclinaison du toit, exposition solaire, éclairage naturel, rapport au vent). Elle a pour but de limiter simultanément les besoins en énergies de chauffage, de refroidissement et d'éclairage artificiel.

Le confort d'été, dernière exigence de performances de résultats, est calculé de la même manière que dans la RT2005 : la température intérieure conventionnelle ( $T_{ic}$ ) atteinte en été doit être inférieure à la température de référence ( $T_{ic}^{ref}$ ). Cette exigence a pour but d'assurer un bon niveau de confort en été sans avoir à recourir à un système actif de refroidissement.

Les trois exigences globales de résultats sont complétées par les exigences minimales de moyens. Ces exigences de moyens encouragent de nouvelles pratiques et de nouveaux comportements : assurance d'une étanchéité à l'air la plus parfaite possible, traitement des ponts thermiques lors de la construction de bâtiments neufs et recours aux énergies



renouvelables (panneaux solaires, panneaux photovoltaïques, pompe à chaleur...). Nous présentons dans le Tableau I-1 les principaux changements apportés par la RT 2012 par rapport à la RT2005.

	Composants	RT 2005	RT 2012
Exigences de résultats	Performance énergétique globale	Bâtiment de référence, $C < C_{ref}$	Abandon du bâtiment de référence, valeur fixée et modulée, $C < C_{max}$
	Efficacité énergétique	Coefficient de déperdition, $U_{bat} < U_{batmax}$	Besoin bioclimatique, valeur fixée et modulée, $B_{bio} < B_{biomax}$
	Confort d'été	Température intérieure conventionnelle $T_{ic} < T_{ic}^{ref}$	Même système pour le moment.
Exigences minimales de moyens	Général	Garde fou par composant (enveloppe et système)	Abandon des gardes fous et introduction des nouvelles exigences minimales
	Pont thermique	Incitation	Obligation de traitement en résidentiel.
	Perméabilité	Non cité	Obligation de traitement en résidentiel.
	Surface vitré	Exigence sur surface en référence	En résidentiel, surface doit $> 1/6$ surface habitable, gestion des protections solaires renforcées
	Parois opaques	Non cité	Prise en compte des parois végétalisées et des espaces tampons solarisés.
	Energie renouvelable	Forte incitation	Obligation de recours en maison individuelle
Météo		8 Zones Climatiques	Mêmes zones, fichiers révisés par météo France.

**Tableau I-1 : Passage de la RT 2005 à la RT 2012**

Les exigences de la réglementation thermique impliquent de développer de nouvelles technologies dans la construction neuve et d'accélérer la rénovation du parc existant. Pour concevoir un bâtiment énergétiquement très performant, des solutions technologiques significatives dans l'isolation des bâtiments sont nécessaires dès les premiers stades de la conception.

## 1.2. Isolation thermique dans le bâtiment

Sur le plan technique, les solutions et les produits technologiques sont favorisés, tant pour diminuer la consommation d'énergie que pour réduire la déperdition d'énergie dans les bâtiments. La déperdition d'énergie provient essentiellement de la chaleur traversant l'enveloppe du bâtiment (énergie consommée pour le chauffage). Notons que le chauffage occupe jusqu'à 70% de la consommation d'énergie des usages en résidentiel (Ministère de

l'Écologie, du Développement durable et de l'Énergie, chiffre de 2008). La déperdition d'énergie se manifeste à plusieurs endroits du bâtiment : mur, toit, sol, fenêtre, plancher... L'origine est la mauvaise isolation avec l'extérieur.

Dans le bâtiment, les murs qui représentent de 16% à 25% des déperditions de chaleur sont souvent traités par l'isolation intérieure ou extérieure. Les déperditions thermiques sont limitées en recouvrant les éléments de maçonnerie du bâtiment d'une ou plusieurs couches d'isolant. L'isolation thermique par l'extérieur est beaucoup développée dans les pays du nord de l'Europe. Elle est considérée comme la plus efficace parce qu'elle permet d'éliminer presque tous les « ponts thermiques ». L'isolation par l'intérieur, très répandue en France, est souvent accompagnée d'une isolation des combles pour traiter les déperditions par la toiture.

Les ponts thermiques représentent de 10 à 40% de la perte totale de chaleur d'un bâtiment ([www.cstb.fr](http://www.cstb.fr)). La majorité des immeubles en France ayant une isolation thermique par l'intérieur, le traitement des ponts thermiques devient nécessaire pour améliorer la performance thermique des bâtiments. Une des solutions est d'utiliser des rupteurs thermiques au niveau du raccordement entre le voile de façade et la dalle. La jonction classique est remplacée par un élément constitué de matières isolantes. Selon Lafarge ([www.ductal-lafarge.fr](http://www.ductal-lafarge.fr)), cette solution permet de réduire jusqu'à 70% la déperdition de l'énergie au niveau des ponts thermiques.

Une autre solution technique qui permet à la fois de traiter les déperditions au niveau des murs et des ponts thermiques est l'isolation répartie. Le principe de l'isolation répartie consiste à conserver le bénéfice des dispositifs de chauffage le plus longtemps possible grâce à la performance de l'inertie thermique de l'air. Elle repose principalement sur une maçonnerie en béton cellulaire ou en brique isolante de terre cuite dotée d'un réseau d'alvéoles. Les propriétés isolantes de ces matériaux reposent sur une forte présence d'air. Le matériau, ayant en même temps la fonction porteuse et la fonction isolante, permet de construire un mur extérieur à « isolation répartie ». La déperdition au niveau du pont thermique reste basse en raison de la capacité isolante du mur.

L'intérêt de l'isolation répartie conduit à imaginer des éléments structurels des bâtiments au niveau du mur et en même temps au niveau du plancher. Cela exige un matériau ayant une bonne performance mécanique avec des propriétés d'isolation thermique améliorées.

### 1.3. Béton léger dans la construction

La première utilisation du béton léger est connue avant J.C. dans les constructions de l'Empire Romain en méditerranée. Mais ce n'est qu'en 1928 que le béton léger fut commercialisé. Les Etats Unis sont le premier pays qui l'a fabriqué industriellement et utilisé pour l'usage structurel pendant les années 1940. Le béton de structure de granulats légers est mis en œuvre dans plusieurs types de construction comme les bâtiments résidentiels, les ossatures d'immeubles, les tabliers de ponts, les constructions offshore... [ACI04].

Le béton léger est défini par sa masse volumique inférieure ou égale à 2000 kg/m<sup>3</sup> (Eurocode 2 – 1992). Comparé au béton ordinaire de densité normale, qui a une masse volumique entre 2200 et 2600 kg/m<sup>3</sup>, la masse volumique du béton léger est diminuée par la substitution d'une certaine partie solide du matériau par des poches d'air que nous appellerons vides. Nous distinguons 3 types de béton léger suivant la localisation de ces vides :

- *Béton de granulats légers* : les vides se trouvent au sein des granulats. Les bétons de granulats légers sont fabriqués comme les bétons courants, mais avec des granulats légers à la place du granulats ordinaire. Les granulats légers sont de différentes natures : schiste expansé, argile expansée, laitiers expansés, pierre ponce, perlite ou vermiculite. Parmi ces granulats, les quatre premiers peuvent être utilisés pour fabriquer le béton de structure.
- *Béton cellulaire* : les vides se trouvent dans la liant. Les bétons cellulaires ne contiennent que du ciment, de l'eau et du sable. Des bulles d'air sont créées à l'intérieur de la pâte, soit par gâchage avec de la poudre d'aluminium, soit par gâchage avec de l'eau savonneuse. En général, les bétons cellulaires ont une résistance en compression faible (2 à 8 MPa), mais leurs avantages résident dans la masse volumique plus faible (500 à 1000 kg/m<sup>3</sup>) et des propriétés d'isolation thermique supérieures (conductivité thermique de 0,1 à 0,2 W/mK) à celles des autres bétons.
- *Béton caverneux* : les vides se situent entre les gros granulats par suppression des granulats fins. Les bétons caverneux sont fabriqués comme les bétons ordinaires mais sans le sable. Il existe donc de gros vides au sein de la matrice de mortier qui sont responsables de sa faible résistance. On l'utilise principalement dans la confection de murs porteurs de bâtiments domestiques et dans les panneaux de remplissage de cadres de structure.

L'utilisation du béton de granulats légers en structure peut être bénéfique au niveau du coût d'un projet et de la fonctionnalité de la structure ou de l'ouvrage [ACI03]. Même si le coût par mètre cube d'une structure de béton de granulats légers est souvent plus élevé que celui en béton ordinaire, le coût total d'un projet utilisant le béton léger est souvent réduit grâce aux avantages liés au béton de granulats légers par rapport du béton ordinaire :

- La réduction de la charge transmise à la fondation mène à la réduction des dimensions de la fondation et des têtes de pieux, ainsi qu'à la diminution du nombre de pieux et du renforcement.
- La réduction du chargement statique mène à la réduction des dimensions des structures portantes.
- La réduction du chargement statique réduit la force d'inertie sismique.
- Pour le béton précontraint préfabriqué, le béton de granulats légers permet de fabriquer des structures plus longues et plus larges sans augmenter la masse totale.
- L'épaisseur de la structure résistante au feu peut être diminuée grâce à l'isolation thermique du béton de granulats légers, ce qui mène à la réduction du volume de béton.
- La diminution du volume de béton conduit à une réduction du coût de transport.

L'utilisation du béton de granulats légers permet également de construire sur un sol de faible capacité portante, grâce à la réduction de la masse totale de l'ouvrage [CAR86] ainsi qu'à une augmentation de la productivité grâce à la réduction de la masse totale de matériaux à manipuler [NEV00].

## 2. Phénomènes de transfert de chaleur

Le transfert de chaleur désigne les processus physiques par lesquels l'énergie thermique se déplace entre les deux milieux de différentes températures. La chaleur est définie comme l'énergie transférée du milieu à haute température vers le milieu à basse température. Dans le transfert de chaleur, on s'intéresse à la température et le flux de chaleur. La température représente la quantité de l'énergie thermique des molécules tandis que le flux de chaleur représente le mouvement de l'énergie thermique d'un endroit à l'autre. Les modes de transfert de chaleur, les phénomènes de transfert de chaleur dans un milieu poreux, les techniques de mesures des propriétés thermiques ainsi que les paramètres affectant le transfert thermique sont présentés dans les paragraphes suivants.

### 2.1. Modes de transfert de chaleur

Il existe trois modes de transfert de chaleur : conduction, convection et rayonnement.

#### Conduction

La conduction thermique est un phénomène de transfert de l'énergie interne. Dans les solides, la conduction thermique est assurée par le mouvement des électrons libres et les vibrations du réseau cristallin, appelés phonons [EYG97, SHI06, FRE08]. Le transfert thermique par les vibrations moléculaires est le mode de conduction principal dans un matériau non-métallique. Les molécules échangent leurs énergies cinétique et vibratoire par leurs mouvements et leurs collisions. Hormis le rayonnement à travers les corps transparents, la conduction est pratiquement le seul mode de transmission de la chaleur à travers les solides.

Selon l'équilibre thermique du système, le transfert par conduction peut être examiné en régime permanent ou transitoire. Dans le régime permanent, la température est indépendante du temps (constante en chaque point). Dans le cas d'un milieu isotrope, seule la loi de Fourier est suffisante pour décrire la conduction :

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

dont  $\vec{\varphi}$  est le vecteur de densité de flux thermique. La grandeur  $\lambda$  [W/m.K] désigne la conductivité thermique du matériau. Elle caractérise la chaleur transférée par unité de surface isotherme, dans une unité de temps sous un gradient de température unitaire.

Dans le transfert en régime transitoire, les températures du domaine évoluent au fur et à mesure des évolutions du flux thermique externe et de la puissance interne  $P_i$ , sans atteindre l'équilibre thermique. La conduction en régime transitoire est gérée par l'équation de chaleur :

$$\lambda \nabla^2 T + P_i = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (\text{I-2})$$

où la chaleur massique  $C_p$ , appelée également la capacité thermique massique, représente la quantité d'énergie à apporter par échange thermique pour élever d'un degré la température de l'unité de masse d'un solide. Le régime transitoire est caractérisé par la diffusivité thermique qui représente la vitesse de réponse du matériau pour transmettre un signal de température. Elle est reliée à la conductivité thermique  $\lambda$  et à la chaleur massique  $C_p$  par la formule :

$$a = \frac{\lambda}{\rho C_p} \quad (\text{I-3})$$

### Convection

Ce mode de transfert caractérise l'échange thermique au travers d'écoulements laminaires à l'intérieur d'un fluide ou entre une surface solide et la couche limite d'un fluide en mouvement. La convection est dite forcée lorsque la circulation est provoquée par l'action d'une force extérieure au fluide (pompe, ventilateur, circulateur, etc.). Elle est dite libre ou naturelle lorsque la circulation résulte d'une différence de température. Le gradient de température implique une différence de masse volumique (le fluide froid est plus dense que le fluide chaud) au sein du fluide qui provoque son mouvement.

A l'intérieur du fluide, dans laquelle les effets de compressibilité, de dilatabilité et de dissipation visqueuse et les sources internes sont négligés, l'équation microscopique de l'énergie s'écrit [BOR08-1] :

$$\lambda \nabla^2 T = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \rho C_p \vec{u} \nabla T \quad (\text{I-4})$$

Dans cette équation, le terme  $\rho C_p \vec{u} \nabla T$  rend compte du transport d'enthalpie par l'écoulement dont  $\vec{u}$  est le champ de vitesse microscopique.

Lors d'un échange de chaleur entre un solide et un fluide, la loi de Newton exprime le flux de chaleur  $q$  échangé à travers leur surface de contact  $S$  en fonction d'un coefficient d'échange par convection  $h$  [W/m<sup>2</sup>.K] :

$$q = hS(T_s - T_f) \quad (\text{I-5})$$

où  $T_s$  et  $T_f$  désignent respectivement la température à la surface du solide et dans le fluide.

### Rayonnement thermique

Il s'agit d'un rayonnement de nature électromagnétique effectué au détriment de l'énergie interne d'un corps. Il est composé de radiations de longueurs d'onde différentes (0,1 à 100 μm). Tous les corps chauffés (solides, liquides ou gazeux) émettent des radiations thermiques. Leur densité dépend de la température du corps. Le flux de chaleur émis par un solide est basé sur la loi de Stefan-Boltzmann qui relie le flux thermique maximal  $q_r$  émis par un corps à sa température :

$$q_r = \epsilon \Sigma T^4 \quad (\text{I-6})$$

$\Sigma$  est la constante de Stefan qui vaut  $5,67 \cdot 10^{-8}$  (W/m<sup>2</sup>K<sup>4</sup>) et  $\epsilon$  le « facteur d'émission » ou « émissivité » qui varie entre 0 et 1. Si un volume élémentaire, soumis à un transfert de conduction, est de surcroît traversé par un rayonnement thermique, l'équation microscopique de l'énergie devient [BOR08-1] :

$$\lambda \nabla^2 T - \nabla \cdot (\vec{\varphi}_r) = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (\text{I-7})$$

avec  $\vec{\varphi}_r$  la densité de flux thermique de rayonnement.

## 2.2. Transfert thermique dans un milieu poreux

Le matériau de construction est souvent un milieu poreux constitué de trois phases : une phase solide (liée à la structure du matériau), une phase liquide (eau libre et eau adsorbée contenue dans le matériau) et une phase gazeuse (air humide). Le transfert dans un milieu poreux s'effectue dans toutes les phases. Elle englobe la conduction dans le squelette solide, dans la phase liquide et dans le gaz, la convection naturelle dans les pores, le rayonnement et le changement de phase liquide - vapeur.

La conduction se produit à la fois dans les pores et dans le squelette solide, avec la conduction de gaz et la conduction du solide du matériau poreux étant les principaux facteurs. La conduction est exprimée par la loi de Fourier (I-1) et l'équation d'équilibre (I-2). Dans les milieux poreux secs la conductivité de la phase gazeuse est souvent négligeable [BRA75]. La convection se produit dans les pores occupés par le gaz ou le liquide. Dans le milieu poreux, la convection est supposée négligeable en raison de la petite taille des pores [BRA75, CLY06, NAI05, BON03]. A température ambiante et pression atmosphérique, le diamètre des pores auquel la convection doit être prise en compte est d'environ 10 mm [CLY06, NAI05]. Le rayonnement se produit lorsque la chaleur des particules est convertie en une forme d'onde qui se déplace à travers des pores. Les rayons peuvent être réfléchis ou absorbés sur la surface du pore. Dans les milieux poreux, le rayonnement devient important à des températures élevées [BRA75]. Le transfert de chaleur par rayonnement est jugée significative à des températures supérieures à 403°K (~130°C) [HIL59]. En revanche, selon Helte [HEL93], la radiation est non-négligeable pour des matériaux présentant un taux élevé de porosité et des tailles de pores supérieures à 100 microns.

Le changement de phase liquide – vapeur désigne les phénomènes d'évaporation et de condensation de la vapeur d'eau dans les pores. Le changement de phase liquide – vapeur en milieux poreux a notamment été étudié en relation avec les problèmes de séchage, de géothermie, d'évaporateurs, d'environnement (câbles électriques de forte puissance enterrés, stockage des déchets radioactifs...), d'améliorations des échanges par revêtement poreux ou encore de sûreté nucléaire [BOR08-2]. Ce phénomène intervient dans l'évolution des conditions thermodynamiques des fluides saturant l'espace des pores avec la prise en compte de la dépendance de la conductivité thermique du matériau en fonction de la saturation, de l'énergie associée au changement de phase et de la diffusion massique de la vapeur d'eau au sein du milieu poreux. Nous renvoyons à [BOR08-2] pour plus de détails sur l'influence du phénomène de changement de phase dans le transfert thermique.

Plusieurs études existantes (CLY06, OCH08, GHO08, DAR10, NAI05, BON03) considèrent que le transfert thermique dans un matériau poreux ne se compose que de la conduction dans la phase solide et le rayonnement dans les pores. Une approche simplificatrice décrivant ce problème de transfert couplé dans les milieux poreux consiste à remplacer le couple conduction - rayonnement par un transfert par conduction seule ayant une conductivité thermique équivalente. La conductivité thermique effective définit la quantité de flux de chaleur produit en tant que l'ensemble de la conduction et du rayonnement sous le gradient unitaire de température. Le flux thermique de rayonnement est donné par :

$$\vec{\varphi}_r = -\lambda_r \vec{\text{grad}}T \quad (\text{I-8})$$

où la conductivité thermique de rayonnement  $\lambda_r$  est fonction de  $T^3$ . L'équation de l'énergie se transforme à :

$$\lambda^{\text{eq}} \nabla^2 T = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (\text{I-9})$$

avec  $\lambda^{\text{eq}} = \lambda + \lambda_r$

### 2.3. Mesure des propriétés thermiques

Ce paragraphe présente les méthodes de mesure des principales propriétés thermiques d'un solide: conductivité thermique, chaleur massique et diffusivité thermique. Ces propriétés permettent, avec les propriétés physiques du matériau ou la géométrie de la structure, de connaître les autres propriétés thermiques comme la résistance thermique, le coefficient de transmission surfacique ou l'effusivité thermique. L'ensemble de ces propriétés caractérise la performance thermique du matériau.

Il existe plusieurs méthodes de mesure des propriétés thermiques des matériaux. D'après Degiovanni [DEG94], la classification la plus naturelle se fait en deux grands groupes : les méthodes de mesure en régime permanent et les méthodes de mesure en régime variable (ou transitoire). Dans les premières, le temps n'intervient pas. Ces méthodes permettent uniquement de mesurer la conductivité thermique. Dans les secondes, les mesures sont effectuées en fonction du temps et permettent l'identification des trois paramètres : conductivité, chaleur spécifique et diffusivité.

Les méthodes en régime permanent sont complexes en raison des appareillages compliqués, des conditions de mesure strictes et du long temps nécessaire pour établir un gradient de température permanent traversant l'échantillon [FRA07]. Les méthodes en régime variable sont actuellement les plus utilisées. Elles consistent à appliquer sur un échantillon à l'équilibre une perturbation thermique, et à mesurer une ou plusieurs températures (ou flux) en fonction du temps. Nous présentons dans la suite les techniques de mesure les plus fréquentes dont une en régime permanent, la technique de plaque chaude gardée, et deux en régime transitoire, les techniques du fil-chaud et du Hot-disk.

#### Méthode de la plaque chaude gardée

Parmi les méthodes en régime permanent, la plaque chaude gardée (ISO 8302) est la plus précise techniquement pour mesurer la conductivité thermique des isolants et des matériaux de faible conductivité thermique [SAL01]. Le système est symétrique avec 2 échantillons et 2 plaques froides (Figure I-1). Dans cette méthode, on utilise un anneau de garde pour empêcher la fuite de chaleur latérale aux bords des échantillons. Le flux de chaleur est alors obtenu directement par la mesure de la puissance dégagée dans l'enroulement principal de la plaque chauffante [DEG94].

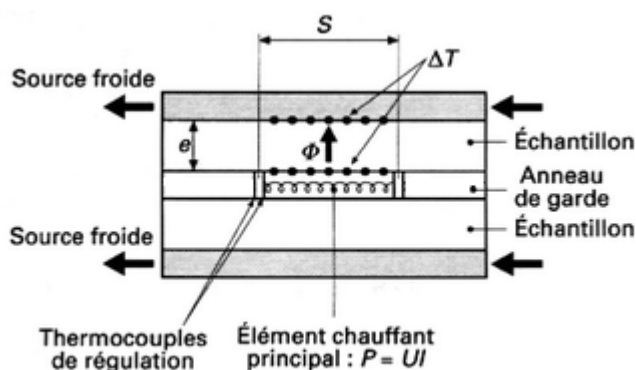


Figure I-1 : Principe de la méthode de la plaque chaude gardée

### Méthode du fil chaud

À l'origine, cette méthode a été proposée par Carslaw et Jaeger [CAR59] pour la mesure des conductivités des liquides, puis elle a été étendue aux solides isolants à hautes températures [DEG94].

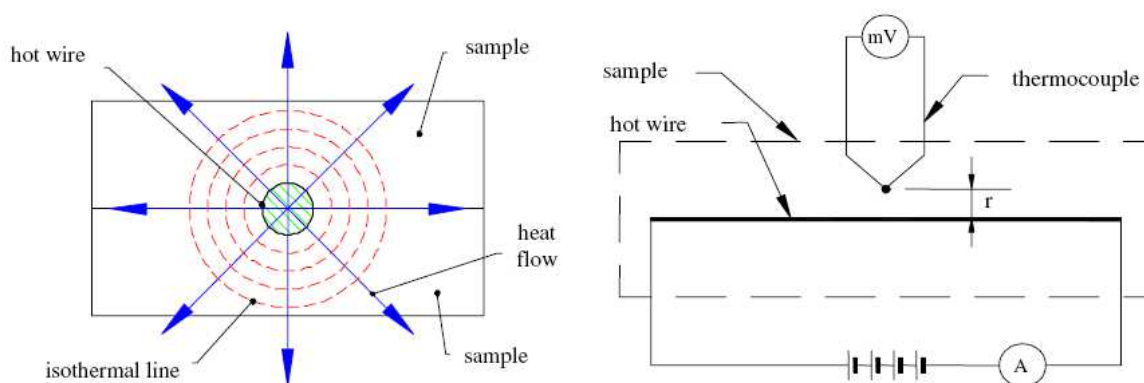


Figure I-2 : Principe de la méthode du fil chaud [FRA07]

C'est une méthode de mesure en régime transitoire qui est basée sur une source linéaire de chaleur de longueur infinie et de diamètre infinitésimal, le fil chaud [FRA07]. Il est installé entre deux éprouvettes qui sont rainurées pour assurer un bon contact entre les éprouvettes. Au moment de la mesure, un courant de puissance constante est produit dans la source de chaleur. Simultanément, on relève la variation de température du fil, soit par un couple thermoélectrique soit directement par la mesure de la résistance du fil [FRA07], [DEG94]. L'élévation de la température du fil chaud est fonction de la conductivité thermique du matériau entouré. La connaissance de cette valeur fournit la conductivité thermique.

Franco [FRA07] a proposé une variation de la méthode du fil chaud en remplaçant une des deux éprouvettes par un isolant. Le fil chaud est utilisé comme une sonde thermique pour éliminer la non-homogénéité locale du matériau. De plus, un autre thermocouple est ajouté pour assurer une bonne précision.



### **Méthode de Hot-disk**

La méthode du Hot-disk est, comme les autres techniques de sondes thermiques, une extension de la méthode fil chaud. C'est une technique de source plane transitoire (TPS) développée pour effectuer des mesures sur des matériaux de propriétés thermiques très variées. L'élément Hot-disk (appelé élément TPS) est souvent utilisé à la fois comme la source de chaleur et la sonde thermique. Il est placé entre deux échantillons du matériau à étudier. Gustavsson [GUS91] a évalué que la distance entre la sonde et le bord le plus proche de l'échantillon doit être inférieur à la profondeur de propagation  $\Delta_p$  définie par :

$$\Delta_p = \beta \sqrt{a t_{\max}} \quad (\text{I-10})$$

où  $\beta$  est une constante choisie selon l'exactitude souhaitée,  $a$  désigne la diffusivité thermique et  $t_{\max}$  la durée totale de l'expérience.  $\Delta_p$  représente la distance sur laquelle l'impulsion de chaleur s'est propagée dans l'échantillon pendant la durée  $t_{\max}$  [GUS94].

Dans le cas où l'on utilise l'élément TPS, on mesure la résistance de la sonde à partir du changement du voltage à travers celui-ci pendant l'impulsion de chaleur. L'élément TPS qui a une résistance plus grande qu'un thermocouple indépendant rend la mesure plus simple à mettre en œuvre [DEG94]. L'augmentation de température est déterminée selon la relation entre la résistance courante  $R(t)$  et la résistance initiale  $R_0$  de la sonde [GUS91] :

$$R(t) = R_0 (1 + \alpha \overline{\Delta T(\tau)}) \quad (\text{I-11})$$

où  $\alpha$  est le coefficient de température de la résistance et  $\overline{\Delta T(\tau)}$  la moyenne de l'augmentation de température de l'élément TPS. Pendant l'impulsion, on considère que  $\overline{\Delta T(\tau)}$  ne dépend que du temps. Ce changement de température est donné par :

$$\overline{\Delta T(\tau)} = \frac{P_0}{\pi^{3/2} r \lambda} D(\tau) \quad (\text{I-12})$$

où  $P_0$  est la puissance constante délivrée,  $\lambda$  est la conductivité thermique de l'échantillon,  $r$  est le rayon de l'élément TPS et  $D(\tau)$  est l'expression théorique d'une variable dépendante du temps, qui décrit le modèle de conduction de l'élément Hot-disk.

$$D(\tau) = [m(m+1)]^2 \int_0^\tau s^{-2} \left[ \sum_{l=1}^m l \sum_{k=1}^m k \exp\left(\frac{-(l^2 + k^2)}{4m^2 s^2}\right) J_0\left(\frac{lk}{2m^2 s^2}\right) \right] ds \quad (\text{I-13})$$

où  $J_0$  est une fonction de Bessel modifiée et  $m$  est le nombre de cercles concentriques de la sonde.  $\tau$  est un paramètre fonction du temps  $t$ , du rayon  $r$  de l'élément TPS et de la diffusivité thermique  $a$  de l'échantillon. Il est calculé par :

$$\tau = \left(\frac{t}{\theta}\right)^{1/2} \quad \text{avec} \quad \theta = \frac{r^2}{a} \quad (\text{I-14})$$

où  $\theta$  désigne la durée caractéristique de l'expérience.

Lorsque la durée de l'expérience  $t_{\max}$  est approximativement égale à la durée caractéristique  $\theta$ , la profondeur de propagation est égale au rayon de la sonde  $\Delta_p = r$  et le paramètre  $\tau$  tend vers 1. La fonction  $D(\tau)$  peut être approximativement déterminée. La

connaissance de la valeur de l'augmentation de température permet donc d'estimer la conductivité thermique du matériau mesurée à partir de l'équation (I-12) [GUS91].

A partir du moment où la durée de l'expérience  $t_{\max}$  dépasse la durée caractéristique  $\theta$ , le gradient thermique dans l'échantillon devient constant. La chaleur spécifique dépend alors linéairement du temps [GUS94]:

$$\overline{\Delta T(\tau)} = \frac{Pt}{C_p} \quad (\text{I-15})$$

où  $P$  est la puissance de sortie. Cette relation permet d'estimer la chaleur spécifique du matériau. La diffusivité thermique est ensuite calculée à partir de l'équation (I-3).

### 3. Propriétés des granulats légers

Le granulat léger est défini par sa masse volumique inférieure ou égale à  $2000 \text{ kg/m}^3$  (Eurocode 2 – 1992). Selon l'origine des granulats, ils sont classifiés en granulats naturels et granulats artificiels. Les caractéristiques de ces granulats sont décrites dans les ouvrages d'Arnould et Virlogeux [ARN86], de Neville [NEV00] ou Chandra [CHA02]. Les descriptions et les caractéristiques des granulats sont également fournies par les fabricants.

#### 3.1. Classification

Les granulats légers naturels sont presque tous d'origine volcanique, à l'exception des diatomées. On trouve dans cette catégorie la pierre ponce, les diatomites, les cendres volcaniques et le tuf (Figure I-3). Les granulats naturels ne sont pas très utilisés car ils ne se trouvent que dans certaines régions du monde.



Pierre ponce



Diatomite

Figure I-3 : Granulats légers naturels

Les granulats artificiels ont subi un procédé industriel qui comprend des modifications thermiques conduisant à l'expansion. Nous pouvons subdiviser ces granulats en deux catégories : les produits artificiels issus de matières premières naturelles et les sous-produits industriels. Les principaux granulats légers qui sont fabriqués à partir des matières premières naturelles sont l'argile expansée, le schiste expansé, la perlite expansée, le laitier expansé... (Figure I-4). Ils sont obtenus par l'expansion des matières premières dans un four après chauffage jusqu'au point de fusion ( $1000 - 1200^\circ\text{C}$ ). Pour l'argile expansée et le schiste expansé, la mise en forme des granules est souvent réalisée par moulage ou concassage avant

calcination, mais il est également possible d'obtenir les granulats par concassage après expansion des matières premières. Les granules sont chauffés dans un four rotatif afin d'initier la fusion (1000° à 1200°C). Les gaz dégagés au cours de l'élévation de température produisent l'apparition de pores millimétriques puis l'expansion du matériau.



Argile expansée



Schiste expansé



Perlite expansée



Laitier expansé

**Figure I-4 : Différents granulats légers artificiels**

Neville [NEV00] a indiqué dans son ouvrage que l'expansion peut également être obtenue par frittage. Dans ce cas, le matériau humidifié est transporté sur une grille mobile sous des brûleurs, de sorte que la cuisson pénètre dans toute l'épaisseur. Le produit fini obtenu après refroidissement a une masse volumique beaucoup plus faible que les matières premières naturelles grâce à sa structure poreuse.

Les granulats légers issus des sous-produits industriels utilisés pour le béton de structure sont les cendres volantes, le laitier expansé et le laitier de haut fourneau. Pour fabriquer des granulats à base de cendres volantes, des agglomérats de cendres volantes sont humidifiés pour avoir une bonne adhérence. La teneur en eau optimale est comprise entre 20 et 25% [CHA02]. Par la suite, ils sont transformés en boulettes dans un moulin à boulettes ou par extrusion. Ils sont calcinés par frittage dans un four à grille mobile, à une température d'environ 1150 à 1200°C. Le laitier de haut fourneau est un sous-produit de la transformation du minerai de fer en fonte brute. En refroidissant lentement à l'air, il devient un matériau cristallin et compact, connu sous le nom « laitier refroidi à l'air ». En le refroidissant et le traitant au moyen de jets d'eau, on obtient un matériau plus léger, appelé « laitier expansé ». Le laitier expansé doit être concassé pour former les grains. Une autre forme du laitier de haut

fourneau est le « laitier expansé bouleté ». Pour le fabriquer, le laitier fondu contenant des bulles de gaz est projeté à travers un jet d'eau pour former des boulettes.

Les bétons de granulats légers étudiés dans le cadre de ces travaux sont les bétons de schiste expansé, d'argile expansée, de pierre ponce. Les paragraphes suivants développent les propriétés de ces matériaux.

### 3.2. Composition chimique des granulats légers

Le Tableau I-2 présente les compositions chimiques de l'argile expansée, du schiste expansé et de la pierre ponce indiquées par différents fournisseurs de granulats et auteurs.

Granulats	SiO <sub>2</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	CaO	MgO	K <sub>2</sub> O - Na <sub>2</sub> O	SO <sub>3</sub>	TiO <sub>2</sub>	S
Argile expansée [ARN86]	50-65	16-20	5-9	1-4	1,5-3,5	1,5-4,5	0-1,5	-	0-1,5
Argile expansée (Argex)	59,5	17	14,3	2	1,5	3,5	-	0,9	1
Schiste expansé (GEM)	63	21	8,5	0,5	1	5,1	0,02	-	0,02
Ponce (Soylu)	60-75	13-17	1-3	1-2	-	7-8	trace	trace	
Ponce (Grec)	71,91	12,66	1,13	1,46	0,32	7,75	0,03	-	-

**Tableau I-2: Compositions chimiques des granulats légers**

Les produits expansés à base d'argile et de schiste présentent des caractéristiques très similaires. Bien que les matières premières soient différentes, les compositions chimiques de ces granulats sont voisines [ARN86]. La composition chimique de ces deux granulats est dominée par la silice, l'alumine et l'oxyde ferrique ; s'ajoutent des petites quantités de chaux, de magnésie et autres minéraux. La pierre ponce est une sorte de mousse de verre volcanique qui n'a pas de structure cristallisée. Par rapport à l'argile expansée et au schiste expansé, la pierre ponce contient plus de silice et moins d'alumine. La teneur de l'oxyde ferrique est négligeable mais celles de l'oxyde de sodium et de potassium sont assez élevées.

### 3.3. Structure poreuse des granulats légers et capacité d'absorption d'eau

Les granulats légers peuvent être considérés constitués d'un squelette solide et de l'espace poreux. Cet espace poreux existe sous deux formes dans le granulats léger : les pores ouverts et les pores fermés. Certains pores sont à l'intérieur du granulats, d'autres s'ouvrent à la surface libre. Comme les granulats légers contiennent des pores ouverts et interconnectés, l'eau peut rentrer à l'intérieur de ces pores. Par contre, les pores fermés sont isolés et ne participent évidemment pas à la pénétration de l'eau. Le volume et la vitesse de pénétration de l'eau dépendent principalement de la taille, la distribution, la connectivité et le volume des pores [NEV00], [CLA93]. Parallèlement, l'eau peut être conservée sur la surface libre du granulats. Un granulats humide peut donc avoir différentes teneurs en eau. La connaissance de l'état hydrique et des capacités d'absorption des granulats est indispensable pour maîtriser la

formulation des bétons. Les échanges d'eau entre la pâte de ciment et les granulats légers sont plus importants que pour les granulats naturels.

La porosité d'un granulat, sa perméabilité, son absorption influencent la maniabilité et la masse volumique du béton frais ; elles affectent également des propriétés du béton durci comme la masse volumique, la résistance thermique, la résistance au feu, le lien entre les granulats et la pâte de ciment, la résistance du béton au gel et au dégel. Pour tous les granulats, l'absorption d'eau décroît en fonction du temps [NEV00], [CLA93].

Neville [NEV00] a souligné que l'utilisation d'un matériau en boulette (mise en forme avant expansion) conduit à obtenir des granulats avec une structure poreuse entourée d'une coquille lisse ou d'un revêtement de 50 à 100  $\mu\text{m}$  d'épaisseur. Ces granulats présentent une absorption d'eau beaucoup plus faible et ils sont plus faciles à manipuler et à mélanger. Cette structure poreuse de granulats a été observée au microscope binoculaire par Ke [KE08] sur des granulats d'argile expansée et de schiste expansé.

L'absorption d'eau est souvent déterminée par la proportion de masse d'eau absorbée sur la masse des grains secs après 30 minutes d'immersion et après 24 heures d'immersion. Zhang et Gjorv [ZHA91-1] ont examiné l'absorption de certains granulats légers à base d'argile. Après les 30 premières minutes d'immersion, l'absorption d'eau varie entre 8 et 13%, la majorité étant absorbée dans les 2 premières minutes. A la fin des 30 premières minutes, plus de la moitié de l'absorption à 24 heures a été observée. L'absorption des granulats légers après 24 heures d'immersion mesurée par ACI [ACI03] se situe entre 5 et 20% tandis que Clarke [CLA93] a donné un intervalle de 5 à 15% pour cette capacité. Ces valeurs sont largement supérieures à l'absorption des granulats ordinaires (entre 0,5 et 2%). Cependant, l'absorption varie selon la nature des granulats. Certains granulats atteignent une valeur d'absorption d'eau élevée, comme par exemple la pierre ponce, dont l'absorption d'eau varie entre 30 et 40%. Cela peut être expliqué par la porosité élevée de la pierre ponce, de 75 à 88% qui comprend à la fois des pores de taille microscopique (10-20 $\mu\text{m}$ ) qui sont presque sphériques et des grandes cavités, dont plus de 90% sont interconnectées [KLU02].

Considérons l'absorption d'eau des granulats légers testés par Ke [KE08]. A l'exception des granulats d'argile expansée 0/4 650A, l'absorption d'eau des autres granulats légers ne dépasse pas l'intervalle estimé ci-dessus. La valeur élevée d'absorption d'eau des 0/4 650A (23,5% à 30 mn et 26,5% à 24h) est expliquée par leurs petites tailles qui augmentent la surface spécifique et ainsi le nombre des capillaires ouverts vers l'extérieur. L'absorption d'eau des granulats à base d'argile est de 11,6% et 13,4% à 30 minutes (respectivement pour les granulats 4/10 430A et 4/10 550A), et de 15,8% et 21% à 24h. Les granulats de schiste absorbent 2 à 4 fois moins d'eau que les granulats d'argile. L'absorption de ces granulats de schiste (4/10 520S, 4/10 675S et 4/8 750S) varie entre 4,9% et 6,3% à 30 minutes, et entre 6,9% et 9,2% à 24 heures.

#### **4. Généralité sur les propriétés hydro-thermiques des bétons**

Le transfert thermique dans un béton est plus complexe que dans les autres matériaux parce que non seulement le béton est un matériau composite, mais de surcroît les matériaux composants le béton sont des milieux poreux. La structure du béton correspond à la topologie particulière où une phase (la matrice) en contient d'autres (pores ou inclusions). Chaque phase poreuse du matériau est considérée comme un système d'hétérogénéités composant une matrice solide et des pores interconnectés remplis d'un fluide (liquide ou gaz). La présence

des pores perméables influence fortement le transfert de chaleur. Le phénomène peut être traité à l'échelle mésoscopique correspondant à une taille d'échantillon supérieure à celle des pores ou des inclusions. Nous renvoyons à l'ouvrage de Kaviany [KAV95] pour plus de détails sur la description du phénomène de transfert de chaleur.

Les propriétés thermiques du béton sont influencées par la porosité et la structure amorphe ou cristallisée de chaque composant. Elles sont également fonction de la température et de la teneur en eau du matériau. La connaissance des propriétés thermiques est très importante pour l'utilisation des bétons d'isolation ou des bétons exposés à des chargements thermiques sévères.

#### 4.1. Sensibilité des matériaux à l'humidité

Dans le béton, l'eau intervient dès la fabrication pour d'une part contribuer à la réaction chimique, et d'autre part apporter une consistance adéquate au béton frais. Après le durcissement, l'eau devient un constituant du béton. Elle continue à contribuer à la réaction pouzzolanique et joue un rôle important dans le comportement mécanique et thermique du béton. Dans le béton durci, l'eau se présente sous trois états différents :

- *L'eau chimiquement liée* contribue à l'hydratation du liant et fait partie de la structure des hydrates sous forme d'eau hydroxylique.
- *L'eau adsorbée* est physiquement liée à la surface des pores solides sous l'action de forces intermoléculaires et de forces électrostatiques. Il en existe deux formes : l'eau adsorbée à la surface des particules CSH (inter-lamellaire) et l'eau fixée entre les feuillets des particules CSH (inter-feuillet) [BAR 94] [BIL04].
- *L'eau libre* de forme l'eau capillaire est liée au solide par des forces de tension superficielles. L'eau libre existe aussi sous forme condensée dans les espaces intergranulaires et dans le volume poreux au-delà de la couche adsorbée des molécules.

Le béton durci à température et à humidité ambiantes est soumis à l'adsorption ou à la désorption en fonction de l'humidité relative de l'air. A température fixée, le nombre de molécules de vapeur d'eau adsorbées sur la surface d'un solide dans l'air humide est une fonction croissante de la pression partielle, donc de l'hygrométrie. Les énergies de liaison (d'adsorption) de ces diverses couches d'eau diminuent avec la distance au solide. L'eau est dans un état intermédiaire entre solide et liquide. Au-delà d'une certaine humidité, l'accroissement d'épaisseur de la couche adsorbée conduit à une condensation de l'eau dans les pores. C'est dans les pores les plus fins que ce phénomène est le plus important puisque ce sont eux qui présentent le rapport surface/volume le plus élevé.

Ce phénomène est étudié par le tracé des courbes de sorption. La courbe d'isotherme d'adsorption est obtenue par des mesures sur des échantillons secs et la courbe d'isotherme de désorption sur des échantillons saturés. Le principe de la mesure consiste à déterminer la teneur en eau des échantillons, en les disposant dans des ambiances de différentes humidités relatives (HR) et de température fixée. Pour chaque valeur de HR, l'équilibre thermodynamique du matériau doit être atteint pour la mesure de la teneur en eau. L'obtention de ces différentes HR peut reposer sur le principe des solutions salines saturées (cf. NF X 15-014 et 15-119) ou sur l'utilisation d'une enceinte climatique.

L'adsorption/désorption se manifeste par la formation/détachement de couches d'eau sur la surface des pores du matériau. Cela est dû à l'action des molécules d'eau en phase gazeuse mises en contact avec la surface développée du matériau.

Selon [SIN85], les isothermes de sorption peuvent être divisées en six types illustrés par la Figure I-5a. Les courbes d'isotherme correspondant le plus aux bétons sont celles du type II et IV [HAN11], [BIL 04] [BAR 94]. Le type II correspond à un matériau non-poreux ou macroporeux. Cette isotherme est caractéristique d'une adsorption monocouche puis multicouche. Le point B indique la fin de l'adsorption monocouche et le début de l'adsorption des molécules sur la monocouche initiale (épaississement progressif de la couche adsorbée). Le type IV d'isotherme est rencontré dans plusieurs matériaux mésoporeux. Il présente une boucle d'hystérésis entre l'adsorption et la désorption qui est associée à une condensation capillaire dans les mésopores. La partie initiale est attribuée à l'adsorption monocouche-multicouche (comme dans le type II). La partie d'hystérésis apparaît lorsque l'espace poreux résiduel restant après l'adsorption multicouche se remplit par condensation. Cette phase condensée est alors séparée de la phase gazeuse par des ménisques. Quatre formes d'hystérésis peuvent se rencontrer dans les isothermes de sorption de type IV comme montré par la Figure I-5 [SIN85].

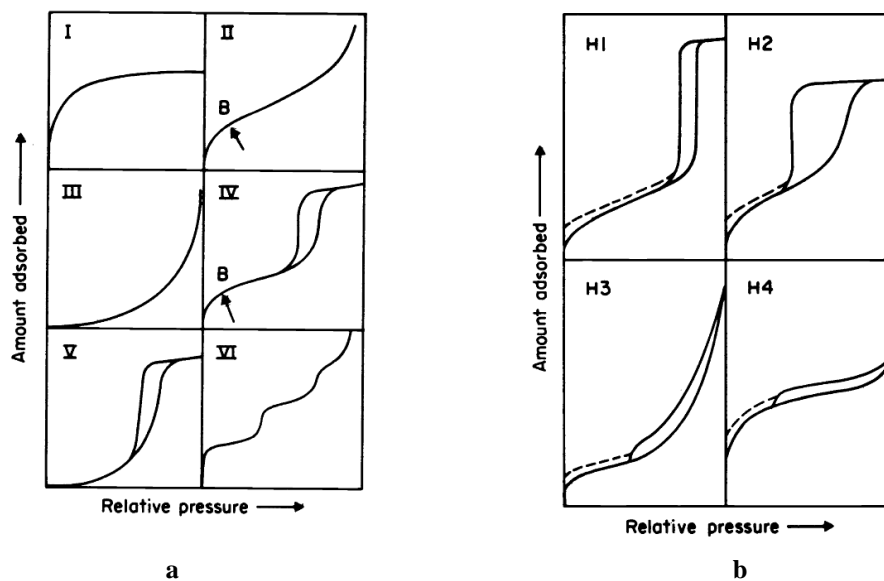


Figure I-5 : Types de courbe d'isotherme de sorption (a) et formes de l'hystérésis pour les isothermes de sorption de type IV (b) [SIN85]

Bien que les effets des divers paramètres affectant le phénomène d'hystérésis de sorption ne soient pas entièrement compris, l'hystérésis est souvent expliquée par la structure des pores et par le phénomène de condensation capillaire non-réversible, précédé d'une adsorption multicouche [GRU01]. De nombreux adsorbants poreux ont tendance à donner des boucles de type H2, mais dans de tels systèmes la distribution de la taille des pores et la forme n'est pas bien définie. D'après Baroghel-Bouny [BAR 94], le type d'hystérésis qui correspondrait aux matrices cimentaires ordinaires est le type H2. L'étude de Haniche [HAN11] a donné une courbe d'hystérésis de type H2 sur un béton à hautes performances ayant un rapport E/C de 0,36 et un dosage en ciment de 450 kg/m<sup>3</sup>. Néanmoins, en fonction de divers paramètres tels que le rapport E/C, les types H3 et H4 peuvent être également rencontrés. Par exemple, Ballard [BAL04] a relevé des courbes d'hystérésis de type H3 sur un béton ordinaire avec un rapport E/C de 0,64 et un dosage en ciment de 285 kg/m<sup>3</sup>.

#### 4.2. Influence de la porosité et de la teneur en eau

La conductivité thermique du béton dépend de celles de la pâte de ciment, des granulats et de leurs proportions. La porosité et la teneur en eau influent fortement sur la conductivité thermique de la pâte de ciment et des granulats, donc sur celle des bétons de granulats légers [CHA02], [CLA93], [MIN03]. Plus la teneur en eau est élevée, plus l'eau pénètre dans les pores ouverts du béton (dans les granulats, la pâte de ciment ou à l'interface entre les granulats et la pâte de ciment). Comme la conductivité thermique de l'eau est plus élevée que celle de l'air, le transfert thermique par conduction augmente.

Mindess a présenté dans son ouvrage [MIN03] la dépendance de la conductivité thermique des bétons à leur masse volumique et teneur en eau (Figure I-6). Le matériau avec une porosité plus importante contient plus d'air et est un meilleur matériau d'isolation. Une teneur en eau de 10% conduit à une augmentation de conductivité du béton d'environ 60% pour une masse volumique de 1600 kg/m<sup>3</sup>. Cette valeur diminue avec la masse volumique.

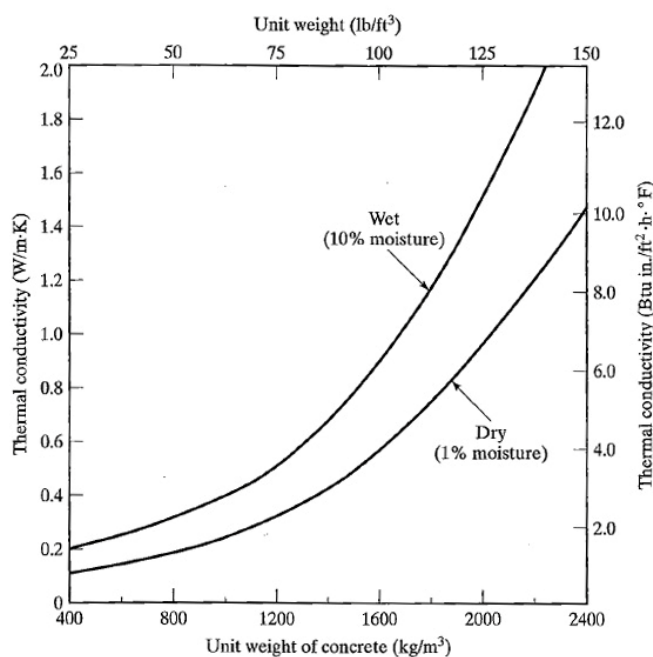


Figure I-6 : Conductivité thermique en fonction de la masse volumique et de la teneur en eau des bétons [MIN03]

#### 4.3. Influence de la température

La conductivité thermique du béton est influencée par la température [NEV00]. La conductivité thermique augmente jusqu'à la température de 50-60°C avant de diminuer fortement jusqu'aux températures 120-140°C à cause du départ de l'eau puis commence à se stabiliser. Cette observation est partagée par d'autres auteurs. L'étude de [MAR70] a montré que la conductivité thermique du béton composé de granulats siliceux (quartz) augmente avec la température ambiante et atteint un pic vers 60-80°C (Figure I-7). Kim [KIM03] a également remarqué une augmentation de la conductivité du béton ordinaire pour des



températures variant de 20 à 60°C. La dépendance de la conductivité thermique du béton à la température ambiante est expliquée par la présence de l'eau dans le béton [NEV00], [MAR70]. En effet, comme la conductivité thermique de l'eau augmente avec la température, celle du béton augmente également. Le départ de l'eau libre du béton se produit avec la montée de la température jusqu'à 80°C puis l'eau adsorbée commence à s'échapper du béton. Le départ de l'eau conduit à la diminution de la conductivité thermique du béton. Cela explique l'évolution de la courbe conductivité thermique – température vers 60°C.

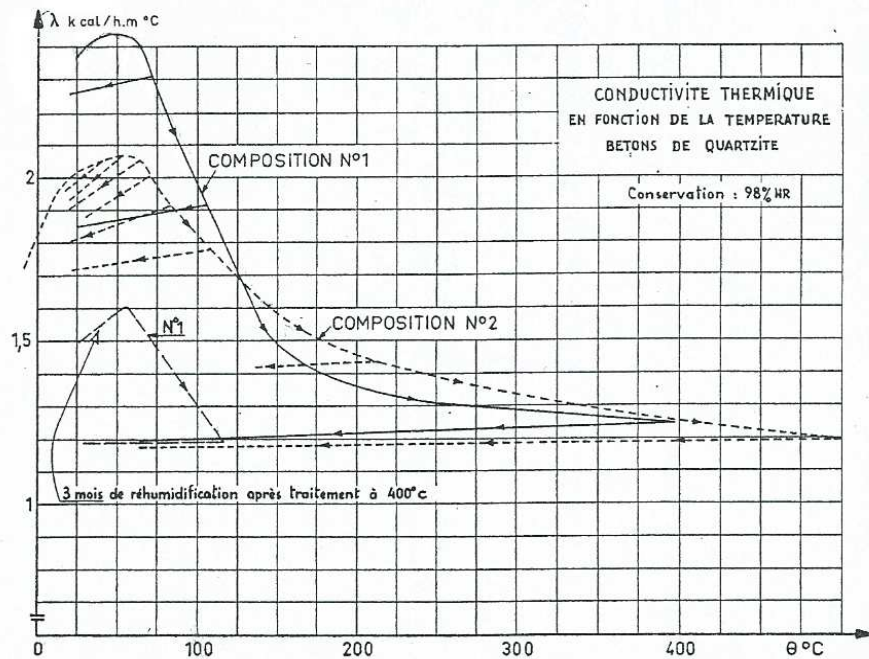


Figure I-7 : Conductivité thermique des bétons de quartz en fonction de la température [MAR70]

La chaleur massique d'un béton dépend de celles des granulats et de la pâte de ciment. Mindess [MIN03] a indiqué que la porosité (rapport E/C) et la température ont des impacts considérables sur la chaleur massique de la pâte de ciment (Tableau I-2 Tableau I-3). La chaleur massique d'un béton dépend de ces facteurs ainsi que du type de granulat. La plage de valeurs pour la chaleur massique du béton ordinaire varie entre 800 et 1200 J/kg°C.

Matériau	Rapport e/c	Température (°C)	Chaleur massique (J/kg°C)
Pâte de ciment	0,25	21	1140
		65	1680
	0,60	21	1600
		65	2460
Béton	-	-	800 - 1200

Tableau I-3: Chaleur massique de la pâte de ciment et du béton [MIN03]

Jusqu'à présent, les études thermiques sur les bétons concernent plutôt soit le béton ordinaire à température ambiante [KIM03], soit le comportement à haute température du béton ordinaire [HAN11], [MAR70] ou du béton léger [ALS12], [OTH11]. En général,

l'évolution de la conductivité thermique en fonction de la température est conforme à la description précédente. L'étude du comportement thermique du béton léger à la température ambiante est encore très limitée.

## 5. Propriétés thermiques des bétons de granulats légers

La modification des paramètres de formulation du béton de granulat léger entraîne des différences de structure interne du béton (matrice cimentaire et granulats). Du fait des différences de porosité et de composition chimique, les bétons de granulats légers peuvent présenter des propriétés thermiques très variables. Les facteurs de cette variabilité sont : la composition de la matrice, la nature des granulats, les additions minérales et la fraction volumique des granulats légers dans le béton.

### 5.1. Influence de la composition de la matrice cimentaire

Selon [UYS04], le dosage en ciment influence non seulement la résistance en compression mais aussi la conductivité thermique des bétons de granulat léger. L'expérimentation a été réalisée sur des bétons de granulats mixtes (75% de granulat ordinaire et 25% de pierre ponce) avec différents dosages en ciment : 200, 250, 350, 400 et 500 kg/m<sup>3</sup>. Les résultats de mesures de conductivité thermique sont présentés dans le Tableau I-4. L'augmentation du dosage en ciment entraîne une amélioration de la résistance en compression mais également une diminution de la résistance thermique. Lorsque le dosage en ciment augmente de 200 à 250, 350, 400 et 500 kg/m<sup>3</sup>, la conductivité thermique augmente respectivement de 3,4%, 5,2%, 9,4% et 25,6%.

Dosage de ciment (kg/m <sup>3</sup> )	200	250	350	400	500
Densité (kg/m <sup>3</sup> )	1970	1990	2020	2030	2040
Conductivité thermique (W/mK)	1,16	1,2	1,22	1,27	1,46

**Tableau I-4: Conductivité thermique de bétons de granulat léger à différents dosages en ciment [UYS04]**

Dans une autre étude, Gunduz [GUN08] a étudié la performance thermique des bétons de pierre ponce à faible résistance pour différents dosages en ciment. Le dosage en ciment diminue de 180 kg/m<sup>3</sup> à 32 kg/m<sup>3</sup> correspondant à un rapport le rapport E/C croissant de 0,88 à 5,46. Les bétons de ponce ont une conductivité thermique variant de 0,35 à 0,2 W/mK et une masse volumique variant de 1200 à 800 kg/m<sup>3</sup>. L'étude a montré que l'utilisation de différentes fractions des constituants permet d'obtenir une large gamme de bétons isolants à faible conductivité thermique.

### 5.2. Influence de la nature des granulats

Le béton est constitué d'une matrice cimentaire et de granulats qui diffèrent selon leur composition minérale et leur structure poreuse. Les granulats représentent 70-80% du volume d'un béton et ont une influence prépondérante sur les propriétés thermiques des bétons. La conductivité thermique du béton de granulats légers dépend donc en tout premier lieu du

volume des pores dans les granulats légers et dans la matrice cimentaire [CHA02]. La conductivité thermique du béton diminue souvent avec la porosité. Le Tableau I-5 présente des valeurs de conductivité thermique de bétons en fonction de la nature des granulats légers utilisés [CHA02].

Type de granulat	Masse volumique sèche du béton (kg/m <sup>3</sup> )	Conductivité thermique (W/mK) à l'état sec	Conductivité thermique (W/mK) à $w_a$ de 5%
Vermiculite	400	0,09	0,158
Perlite	310	0,098	0,155
EVS (expanded vesicular slag)	1420	0,28	0,36
ESG-1 (expanded slag gravel)	1280	0,31	0,36
ESG-2 (expanded slag gravel)	1400	0,31	0,39
LECA (expanded clay)	1550	0,68	-

**Tableau I-5: Conductivité thermique de différents bétons de granulats légers [CHA02]**

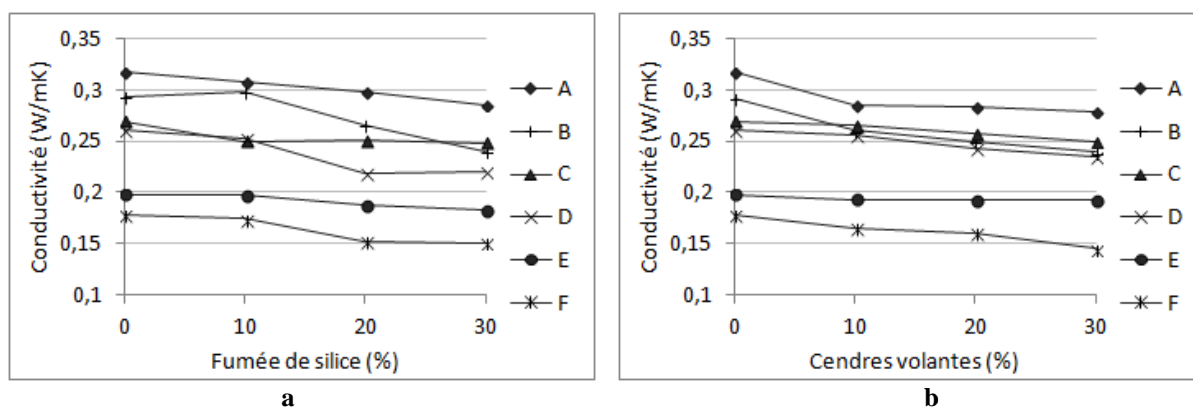
On remarque que, en général, la conductivité thermique augmente avec la masse volumique du béton comme présenté par Mindess (cf. §I-2.4.2). Cependant, le béton LECA, de masse volumique légèrement supérieure à celle des bétons EVS et ESG, a une conductivité thermique plus de deux fois plus grande que ces derniers. Pour estimer l'effet de la structure poreuse sur la conductivité thermique, on peut comparer les bétons de laitier de haut fourneau EVS et ESG. Ces deux granulats ont la même matière première mais sont fabriqués par différentes procédures. L'EVS est fabriqué par la procédure "hydroscreen" et l'ESG par celle du granulater à tambour. Cela conduit à des différences de géométrie et de morphologie de ces granulats. Le granulat EVS a une forme angulaire et contient plus de grands pores ouverts (supérieur à 150 $\mu$ m) tandis que le granulat ESG a une forme ronde et contient plutôt une grande quantité de petits pores (50% des pores de 1 à 120  $\mu$ m). L'expérience de Chandra a montré que le béton EVS est moins conducteur, à même masse volumique, que les bétons ESG. D'autres paramètres que le volume de pores influent sur la valeur de conductivité des granulats. Leur nature minéralogique, la distribution porométrique jouent aussi un rôle sur les propriétés thermiques des granulats et donc des bétons.

### 5.3. Influence des additions minérales

Plusieurs études référencées dans [XU00], [FU99], [DEM03-1], [DEM03-2] et [DEM07] ont été menées pour caractériser l'influence des additions minérales sur les propriétés thermiques des bétons ou des pâtes de ciment.

Demirboga [DEM03-2] a présenté l'effet de la fumée de silice (FS) et des cendres volantes (CV) sur les bétons de granulats légers mixtes de pierre ponce (PP) et de perlite expansée (PE) (Figure I-8). Six gammes de béton ont été étudiées : A (100% PP), B (80% PP, 20% PE), C (60% PP, 40% PE), D (40% PP, 60% PE), E (20% PP, 80% PE) et F (100% PE).

Le liant, dosé à  $200 \text{ kg/m}^3$ , est un mélange de Ciment Portland type III (CP) et d'addition minérale (FS ou CV) à des taux de substitution de 0, 10, 20 et 30 % de ciment par FS ou CV. L'auteur conclut que l'utilisation de la fumée de silice et des cendres volantes diminue progressivement la conductivité thermique du béton grâce à la faible conductivité de ces additions contenant majoritairement des phases minéralogiques amorphes. Il remarque également que les cendres volantes diminuent plus efficacement la conductivité thermique que la fumée de silice.



**Figure I-8: Evolution de la conductivité thermique des bétons en fonction de la teneur en FS (a) et de la teneur en CV (b) [DEM03-2]**

Dans d'autres travaux [DEM03-1] [DEM07], Demirboga a montré que la fumée de silice et les cendres volantes permettent de diminuer également la conductivité thermique du mortier et du béton de granulats ordinaires. Cela est toujours expliqué par la diminution de la masse volumique du béton et à la minéralogie (phases amorphes) des additions minérales.

Les impacts de la FS sur les propriétés thermiques (conductivité thermique, chaleur massique et diffusivité) des pâtes de ciment ont été étudiés par Xu et Chung [XU00] et Fu et Chung [FU99]. Ils ont utilisé le même type de ciment, CEM type I, et le même ratio eau/ciment (0,35). Leurs résultats sont présentés dans le Tableau I-6. La conductivité thermique a baissé de 0,52 à 0,4 W/mK (23%) pour un remplacement de 15% de CEM-I par FS. Le travail de Fu et Chung montre un impact plus important encore, la conductivité thermique ayant baissé de 31% pour un remplacement de 15% de CEM-I par FS. L'utilisation de la fumée de silice diminue également la diffusivité et augmente la chaleur massique de la pâte de ciment.

Composition	Diffusivité (1)	Chaleur massique (1)	Conductivité (1)	Diffusivité (2)	Chaleur massique (2)	Conductivité (2)
100% CP	0,37	0,7	0,52	0,37	0,7	0,52
85% CP + 15% FS	0,26	0,78	0,4	0,27	0,77	0,36

(1) étude de Xu et Chung, (2) étude de Fu et Chung

**Tableau I-6: Influence de la fumée de silice sur les propriétés thermiques de pâtes de ciment [XU00], [FU99]**

#### 5.4. Influence de la fraction volumique des granulats légers

Uysal et al. ont examiné l'influence de la fraction volumique de pierre ponce sur la conductivité thermique des bétons [UYS04]. Pour le dosage en ciment fixé à  $300 \text{ kg/m}^3$ , le gravillon ordinaire est remplacé partiellement par de la pierre ponce. La Figure I-9 montre l'évolution de la conductivité thermique en fonction de la masse volumique du béton. Les points de la courbe correspondent respectivement (de gauche à droite) aux taux de substitution suivants : 0% (béton de granulats ordinaires), 25%, 50%, 75% et 100%. Les mesures ont été effectuées sur des échantillons prismatiques  $110 \times 160 \times 40 \text{ mm}$  avec la méthode du fil chaud. Le remplacement total de granulats ordinaires par des granulats de pierre ponce diminue jusqu'à 46,8 % la conductivité thermique du béton. En fait, suite à l'augmentation de la fraction des granulats légers, la porosité du béton augmente, ce qui entraîne des diminutions de la masse volumique et de la conductivité thermique.

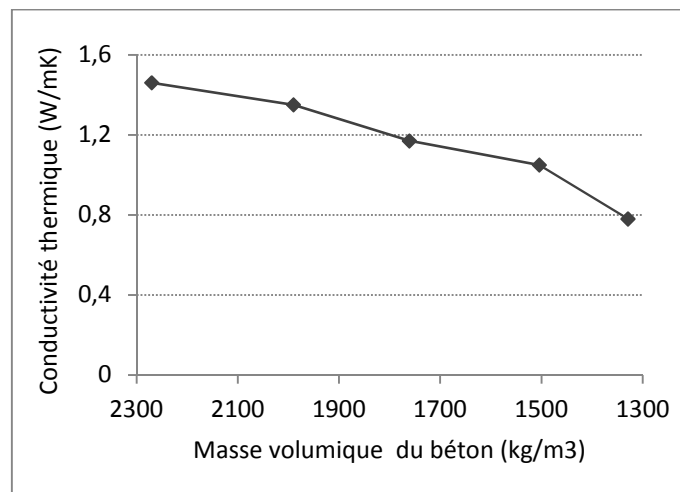
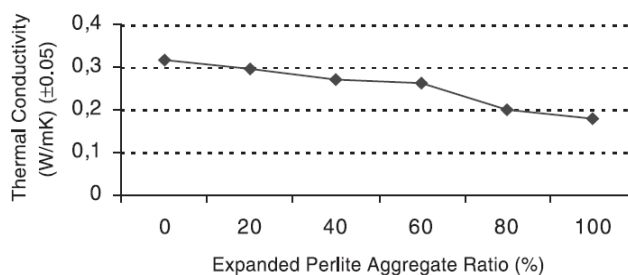


Figure I-9 : Conductivité thermique et masse volumique du béton ordinaire à différents teneurs en pierre ponce [UYS04]

Parallèlement à ces travaux, Demirboga et Gul [DEM03-2] ont étudié l'impact de la substitution de la pierre ponce par de la perlite expansée sur les propriétés des bétons de granulats mixtes (pierre ponce et perlite expansée). Pour les bétons dosés à  $200 \text{ kg/m}^3$  de ciment, le taux de substitution augmente de 0 à 20, 40, 60, 80 et 100%. La mesure de la conductivité thermique est réalisée avec des échantillons prismatiques  $110 \times 160 \times 40 \text{ mm}$  par la méthode du fil chaud. La Figure I-10 représente l'évolution de la conductivité thermique des bétons en fonction de la fraction volumique de perlite expansée. Bien entendu, la substitution de la pierre ponce par de la perlite expansée diminue la conductivité thermique des bétons car la perlite expansée a une masse volumique plus faible que celle de la pierre ponce.



**Figure I-10: Conductivité thermique d'un béton ordinaire en fonction de la fraction de la perlite expansée [DEM03-2]**

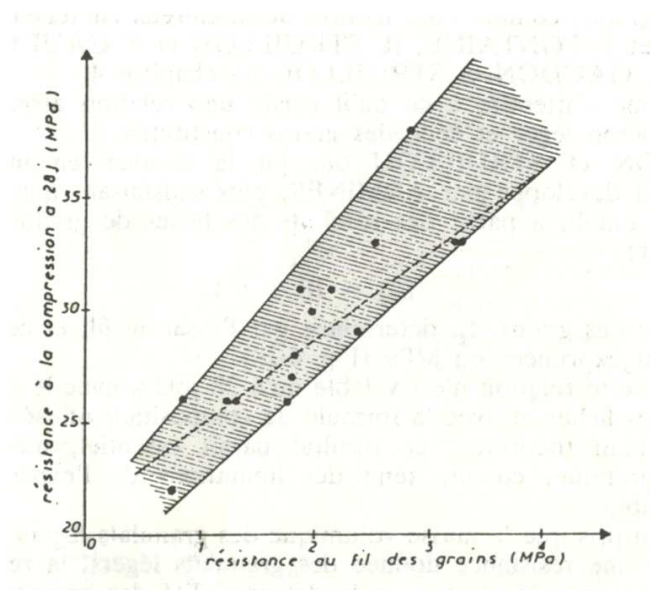
## 6. Propriétés mécaniques des bétons de granulats légers

Ce paragraphe présente les travaux expérimentaux menés par différents auteurs sur les paramètres influençant les propriétés mécaniques des bétons de granulats légers. Cette synthèse s'intéresse plus particulièrement ensuite aux types de bétons de granulats légers que nous étudions : bétons de structure de granulats légers d'argile expansée, de schiste expansé, et de pierre ponce. Nous présentons ici les influences des caractéristiques des granulats (structure interne, forme, coefficient d'absorption d'eau, nature des granulats) et de la composition du béton (dosage en ciment, quantité d'eau de gâchage, teneur en additions minérales, fraction volumique des granulats légers).

### 6.1. Influence des caractéristiques des granulats

Le mode de rupture dans le béton de granulats légers est différent de celui des bétons de granulats ordinaires composés de granulats de masse volumique ordinaire. La matrice cimentaire est généralement plus résistante que le granulat léger [MIN03], [CLA93], [EUR00]. Les fissures traversent les granulats légers au lieu de contourner les grains. Lo [LO04-1], [LO04-2] a observé sur les éprouvettes testées en compression que l'adhérence entre les granulats légers et la matrice cimentaire est toujours maintenue. La résistance maximale du béton est contrôlée par celle des granulats légers.

La résistance mécanique des grains de granulat léger dépend de plusieurs facteurs comme l'épaisseur et la régularité de leur coque externe, la répartition de la matière solide entre la coque et les structures internes, la nature minéralogique des structures internes, les micro-fissurations [ARN86]. Arnould et Virlogeux [ARN86] ont montré à l'aide de l'essai au pot du LCPC que pour une masse volumique sèche donnée, la résistance en compression du béton léger croît avec la résistance des grains (Figure I-11).



**Figure I-11 : Résistance en compression à 28 jours de bétons de granulats légers en fonction de la résistance des grains [ARN86]**

L'observation de la relation masse volumique/résistance en compression des granulats d'argile expansée (le Liapor) permettrait de dire que la résistance du béton pourrait être liée à la masse volumique des granulats légers [ARN86]. Mais ces auteurs ont souligné que la relation entre la masse volumique et la résistance en compression n'est qu'une indication sur l'ordre de grandeur de la résistance en compression que l'on peut espérer pour un béton léger. En effet, plusieurs auteurs ont observé qu'il n'y a pas une relation rigoureusement linéaire entre la résistance en compression et la masse volumique du béton. Ke [KE08] a testé la résistance en compression de bétons de granulats légers de schiste expansé et d'argile expansée, de masse volumique réelle de 740 à 1580 kg/m<sup>3</sup>. Les bétons étudiés ont la même matrice cimentaire et la même proportion volumique de granulats légers de 45%. Ke a montré que la résistance de ces bétons varie peu (autour de 25 MPa). Le même phénomène a également été observé par Demirboga et *al.* sur les bétons de perlite expansée et de pierre ponce [DEM01].

Nous venons de voir que la résistance du béton de granulats légers était influencée par la résistance des grains, ce qui induit une borne supérieure pour les résistances. La résistance des grains est cependant un paramètre difficilement accessible. L'ACI a proposé de la corrélérer avec la taille des grains. L'ACI [ACI03] a donc relié la résistance plafond des bétons légers au diamètre maximal des gros granulats : la valeur plafond augmente si le diamètre maximal des granulats diminue. La résistance en compression d'un béton de granulats légers augmente de 35 MPa à 42 MPa et 52 MPa lorsque le diamètre maximal des gros granulats légers diminue, respectivement, de 19 mm à 13 mm et 10 mm [ACI03]. Neville [NEV00] a souligné que la rupture se produit à travers les plus gros pores des gros granulats. L'utilisation des granulats de taille plus petite réduit les gros pores, donc augmente la résistance en compression du béton.

Plusieurs granulats légers expansés sont constitués d'une structure poreuse interne entourée d'une coque plus dense. Selon Ke [KE08, 09], l'épaisseur de la coque du granulat influence la résistance mécanique du béton de granulat léger. Il a étudié la relation entre l'épaisseur de la coque de grain, l'absorption d'eau du granulat et la performance mécanique

du béton correspondant pour trois granulats légers de masse volumique 740, 900 et 920 kg/m<sup>3</sup>. La coque semble limiter et ralentir la pénétration d'eau pour la plupart des granulats légers. Le coefficient d'absorption d'eau le plus faible correspond aux grains ayant la coque la plus épaisse et le pourcentage de grands pores le plus petit. L'influence de l'absorption d'eau des granulats sur la performance mécanique du béton de granulat léger est présentée dans le paragraphe I-5.2. Ke [KE08] a montré qu'à cause de la grande porosité interne des granulats légers, leur comportement mécanique est gouverné par l'épaisseur de la coque et sa proportion dans le grain. Il a observé que les fissures dans le béton de granulat léger sont transgranulaires et qu'à la rupture, la coque reste adhérente à la pâte de ciment tandis qu'elle est désolidarisée de la partie intérieure du grain. Ces observations confirment la bonne adhérence matrice-granat et l'influence de la coque dans le comportement mécanique du béton. L'auteur a conclu que pour les granulats légers étudiés, plus la coque est épaisse, plus la résistance mécanique du béton est élevée.

## 6.2. Influence du rapport E/C et l'absorption d'eau des granulats

Comme pour les bétons de granulats de masse volumique ordinaire, plus le rapport E/C diminue, plus la résistance en compression du béton de granulat léger augmente. Le phénomène est observé par plusieurs auteurs [YAS04], [BHA03], [CHI03], [KE08], [ZIV09]. Selon Arnould et Virlogeux [ARN86], une réduction de 15 litres d'eau de gâchage conduit à une augmentation de 5 à 10% de la résistance en compression à 28 jours. Mais le manque d'eau dans le malaxeur peut provoquer des difficultés d'hydratation complète du ciment et de compactage du béton, qui entraînent une chute de la résistance en compression. Pour les bétons de granulats légers, l'eau absorbée par les granulats est également un facteur affectant fortement les propriétés mécaniques du béton. Si on utilise les granulats sans pré-saturation pour fabriquer le béton, la pénétration de l'eau de gâchage dans les pores des granulats légers entraîne une diminution du rapport E/C dans le béton frais. De plus, il n'est pas évident de déterminer la quantité d'eau absorbée par les granulats dans la pâte, qui peut être différente de la quantité d'eau caractérisée par immersion suivant la norme EN 1097-6. Le rôle de filtre joué par les granulats légers diminue le rapport E/C au voisinage des granulats par rapport au reste de la matrice formant une zone plus dense que la matrice cimentaire [LO04-1], [WAS96]. Outre le processus physique d'absorption d'eau, un processus chimique apparaît à long terme au-delà de 28 jours. Wasserman et Bentur [WAS96] ont observé deux types de phénomènes : la réaction pouzzolanique entre le granulat et la solution alcaline qui pénètre dans les pores du granulat (formation de C-S-H) et le phénomène « d'imprégnation » entraînant un dépôt de portlandite (CH) dans les pores de surface des granulats. Plus les granulats ont une capacité d'absorption élevée et une porosité de surface importante plus ce dernier phénomène est important.

Les auteurs de [EUR00] ont mené une étude pour estimer la correction d'eau à apporter au béton frais en se basant sur l'absorption d'eau des granulats légers à base d'argile expansée, de pierre ponce et de cendres volantes frittées. Les granulats légers sont utilisés en remplacement des granulats de masse volumique ordinaire pour avoir une large gamme de bétons. Dans cette étude, aucune correction d'eau n'a été faite à l'eau de gâchage. Toutes les formulations ont une même quantité d'eau de gâchage 165 kg/m<sup>3</sup> mais n'ont pas le même rapport E/C efficace à cause des différents coefficients d'absorption des granulats. Les granulats sont séchés en étuve avant la fabrication des bétons pour bien évaluer le rapport E/C efficace à partir de l'absorption des granulats légers à 15, 30, 60 minutes et 7 jours. Les



auteurs ont estimé que l'absorption d'eau après 60 minutes donne la meilleure approximation du rapport E/C et permet d'être au plus proche du rapport E/C efficace.

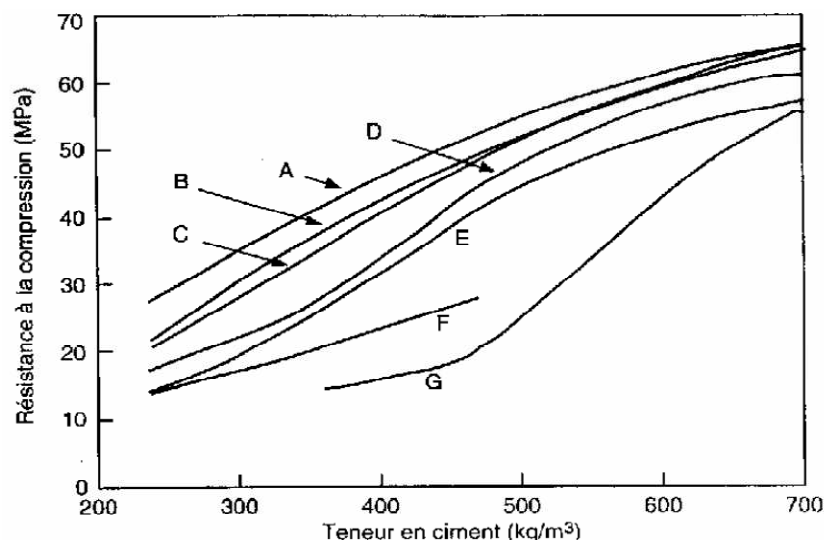
Pour éviter la diminution éventuelle du rapport E/C due à l'absorption d'eau par les granulats légers, plusieurs auteurs ont proposé de fabriquer le béton avec des granulats pré-saturés. Dans ce cas, l'eau dans les granulats peut empêcher la pénétration de la pâte de ciment dans les grains. Zhang [ZHA90] a remarqué que la zone d'interface dépend de la porosité à la surface des granulats légers. Ke [KE08] a trouvé que les granulats pré-saturés pendant 48 h absorbaient dans le béton frais car des hydrates (phénomène d'imprégnation) ont été observés dans la périphérie des granulats les plus absorbants. Il confirme que cela dépend la porosité des granulats et leur absorption « résiduelle » après saturation. Selon d'autres auteurs [LO07, LO08, JOZ05], l'utilisation des granulats pré-saturés pourrait cependant provoquer une zone d'interface plus poreuse due à l'eau accumulée mais peu-absorbée à l'interface granulat / pâte de ciment comme dans le béton ordinaire. La zone de transition est une zone plus faible que la matrice cimentaire car elle est plus poreuse. Le pourcentage de pores est estimé deux fois plus élevé que dans le reste de la pâte dans les bétons fabriqués avec des granulats pré-mouillés (de 30mn ou de 1h) [LO07, 08]. Par contre, l'eau absorbée dans les granulats pendant la pré-saturation (ou pré-mouillage) conduit probablement à une hydratation supplémentaire et donc une amélioration de la résistance [LO04-2].

L'eau pré-absorbée par les granulats légers permet également de limiter le retrait du béton [BEN01], [ZHU04], [KOH99]. Selon ces auteurs, le retrait du béton de granulat léger au jeune âge est plus faible que celui du béton ordinaire et l'utilisation des granulats légers à l'état saturé prévient plus efficacement encore le retrait du béton. Ceci est expliqué par la redistribution d'eau basée sur le mécanisme de retrait du béton. En effet, l'espace, à l'origine occupé par des particules de ciment et d'eau, est progressivement remplacé par un espace rempli par des produits d'hydratation. L'espace non recouvert par les composants solides comme le ciment non hydraté ou les produits d'hydratation devient les pores capillaires. Au début du durcissement, la plupart des pores capillaires sont entièrement saturés d'eau. Au cours de l'hydratation, l'eau capillaire est consommée et laisse place à de nouveaux pores capillaires. Cependant, contrairement à ce qui se passe dans le béton de granulat de masse volumique ordinaire, le retrait du béton de granulat léger est réduit parce que l'eau perdue intérieurement par l'auto-dessiccation de la pâte de ciment est immédiatement remplacée par l'eau interne aux granulats légers qui migre vers les zones à plus faible teneur en eau. Par conséquent, la pâte de ciment se rétracte moins.

### 6.3. Influence du dosage en ciment

Il y a une certaine dépendance de la résistance du béton au dosage en ciment. Neville [NEV00] a montré dans son ouvrage cette relation pour plusieurs types de bétons de granulats légers. Dans la Figure I-12, les courbes convergent vers une valeur proche de 70 MPa. Il s'agit donc d'une résistance plafond du béton léger : à partir d'un certain seuil, une augmentation du dosage en ciment ne conduirait plus à une amélioration de la résistance [ACI03], [NEV00]. Ce phénomène a été observé dans le travail de Ganesh Babu et Saradhi Babu [BAB03] où lorsque le dosage en ciment augmente, la résistance des bétons ne dépasse pas 21 MPa. Arnould et Virlogeux [ARN86] ont expliqué que, dans les bétons de granulats légers, la rupture se produit par cassure des grains (paragraphe I-6.1) qui ont une résistance plus faible que la matrice. De ce fait, à partir d'une certaine valeur, l'augmentation de la résistance de la matrice n'aurait plus d'influence sur celle du béton. D'après Clarke [CLA93],

bien que l'augmentation de la résistance en compression due à l'augmentation du dosage en ciment dépende également du type de granulats et du ciment, en général, dans le béton de granulats légers, 10% d'addition de ciment produit environ 5% d'augmentation de résistance en compression.



**Figure I-12 : Évolution de la résistance à la compression à 28 jours (mesurée sur cube) en fonction du dosage en ciment de bétons ayant un affaissement de 50mm et confectionnés avec différents types de granulats légers. (A) cendres volantes frittées et granulat fin ordinaire ; (B) laitier de haut fourneau en boulettes et granulat fin ordinaire ; (C) cendres volantes frittées ; (D) schiste fritté; (E) ardoise expansée ; (F) argile expansée et sable ; (G) laitier expansé [NEV00].**

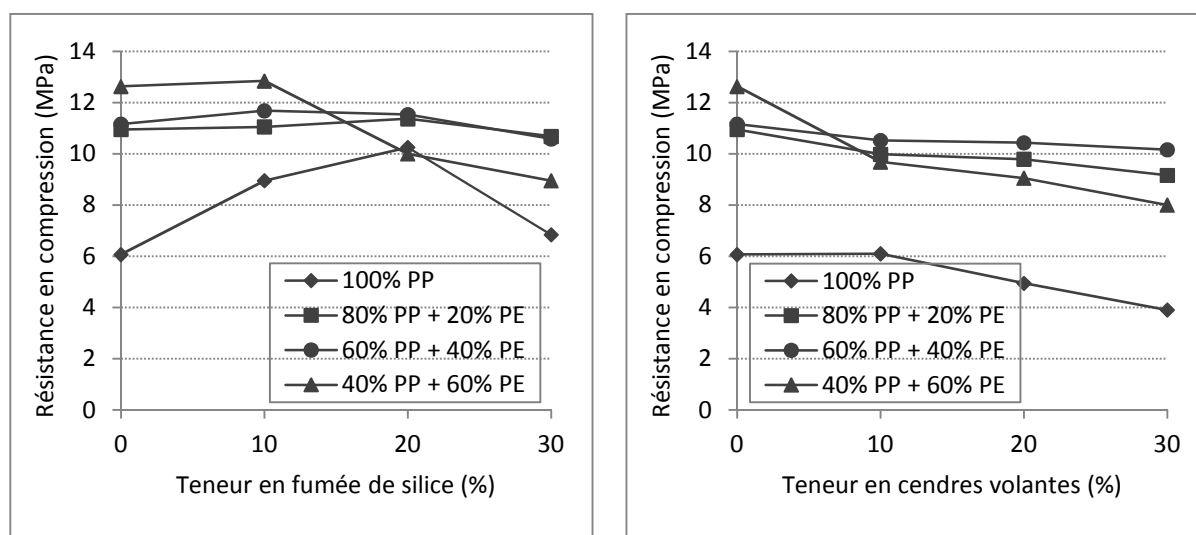
Selon Ke [KE08, 09], une augmentation de 8% du dosage en ciment (diminution du rapport E/C de 0,45 à 0,35) conduit à une amélioration de 13-35% des résistances des bétons selon la nature du granulat. Ce résultat correspond à une fraction volumique de gravillon léger de 45%. La résistance augmente plus vite si le volume de granulat léger dans le béton diminue. Ke a aussi relevé un ralentissement de l'augmentation des résistances des bétons de granulats légers avec l'augmentation du dosage en ciment.

#### 6.4. Influence des additions minérales

L'utilisation de la fumée de silice pour fabriquer des bétons à hautes performances est très répandue. Plusieurs recherches ont montré que certains teneurs en fumée de silice dans le béton permettent d'améliorer la résistance en compression, le module d'élasticité et les propriétés mécaniques du béton au jeune âge. Au contraire, les études sur les cendres volantes en substitution partielle du ciment prouvent que ses gains sont limités. Ce paragraphe présente l'influence de ces additions minérales sur les propriétés mécaniques du béton de granulat léger.

Demirboga [DEM01] a étudié l'influence de la fumée de silice et des cendres volantes sur la résistance en compression de bétons de granulats légers (Figure I-13). Le gravillon de ponce est remplacé par de la perlite expansée à différentes fractions volumiques de 0, 20, 40 et 60%. Les bétons ont le même rapport E/C de 1 et le même dosage de liant de 200 kg/m<sup>3</sup>. Le liant est composé du ciment et une des deux additions minérales, fumée de silice ou cendres volantes. Le dosage en fumée de silice ou en cendres volantes est de 0, 10, 20 et 30% de la

masse totale du liant. Les essais de compression sont réalisés sur des échantillons cylindriques 100 x 200 mm. Les résultats ont montré que le pourcentage optimal de substitution du ciment par de la fumée de silice n'est pas constant. La substitution du ciment par de la fumée de silice a apporté des gains notables sur la résistance en compression du béton contenant 100% de gravillon léger de ponce. La résistance a respectivement augmenté de 6,1 MPa à 9, 10,3 et 6,8 MPa pour les dosages de 10, 20 et 30% en fumée de silice. Par contre, lorsque le béton contient plus de perlite expansée, l'effet de la fumée de silice est moindre. Pour les bétons contenant un mélange de pierre ponce et de perlite expansée comme gravillon, l'augmentation du dosage en fumée de silice n'a conduit qu'à une faible augmentation de la résistance en compression, voire une diminution pour le dosage de 30% en fumée de silice. Au contraire, la substitution du ciment par des cendres volantes n'a pas d'effet positif sur la performance mécanique à 28 jours du béton de ponce et de perlite expansée. Dans tous les types de béton étudiés et pour les différentes fractions de perlite expansée, la résistance en compression diminue avec l'augmentation du dosage en cendres volantes.



**Figure I-13 : Évolution de la résistance à la compression à 28 jours en fonction de la teneur en fumée de silice (a) et de la teneur en cendres volantes pour les bétons de pierre ponce (PP) et de perlite expansée (PE) [DEM01]**

Chen et Liu [CHE08] ont étudié la relation entre la résistance du béton de granulats légers d'argile expansée et le taux de substitution du ciment par de la fumée de silice ou des cendres volantes. Le dosage du liant est fixé à 530 kg/m<sup>3</sup>. Lorsque la substitution du ciment par les cendres volantes croît de 0 à 10, 20, 30 et 40%, la résistance en compression à 7 jours du béton diminue respectivement de 35 MPa à 31, 32, 20, et 18 MPa, par contre la résistance en compression à 28 jours varie de 50 MPa à 52, 56, 47, et 43 MPa, respectivement. La substitution du ciment par de la fumée de silice de 0 à 5, 10, et 15 % permet d'améliorer progressivement la résistance en compression : celle à 7 jours augmente respectivement de 35 à 40, 45, et 49 MPa ; celle à 28 jours augmente de 50 à 53, 58, et 61 MPa. Chen et Liu ont également démontré que l'utilisation des cendres volantes améliore l'ouvrabilité du béton.

Ganesh Babu et Saradhi Babu [BAB03] ont observé l'influence de la fumée de silice sur le béton de polystyrène expansé. Ils ont fabriqué 3 séries de bétons avec différents dosages en ciment, différents taux de substitution du ciment par de la fumée de silice et différents rapports E/C. La résistance de ces bétons à 28 jours varie de 10 à 21 MPa. Ces auteurs ont

démontré qu'une augmentation du dosage en fumée de silice conduit à une amélioration plus importante de la résistance en compression à 7 jours que celle à 28 et 90 jours, i.e. la fumée de silice a accéléré l'hydratation du béton.

### 6.5. Influence de la fraction volumique des granulats légers

Comme la résistance des granulats légers est inférieure à celle de la matrice, il est logique de penser que la résistance mécanique du béton de granulats légers dépend de la fraction volumique des granulats. Mindess [MIN03] a proposé une méthode pour relier la résistance en compression  $\sigma_c$  du béton avec celles des granulats légers  $\sigma_a$  et de la matrice cimentaire  $\sigma_m$  et leurs fractions volumiques, pour les bétons fabriqués à partir de sable de rivière :

$$\sigma_c = \sigma_a^n \times \sigma_m^{1-n}$$

Arnould et Virlogeux [ARN86] ont proposé d'utiliser le rapport du volume de granulats légers au volume de sable ordinaire G/S pour contrôler le couple masse volumique / résistance en compression du béton de granulats légers. Plus le rapport G/S augmente, plus la proportion de granulats légers (point faible du béton) augmente, et plus la résistance diminue. Pour trouver un arbitrage entre les deux besoins, faible masse volumique et forte résistance, ils ont établi que le rapport G/S devrait être compris entre 1,5 et 1,8.

L'influence de la fraction volumique de pierre ponce sur la résistance en compression du béton a été étudiée par Sahin [SAH03]. Différents essais ont été réalisés sur des échantillons cylindriques 150 x 300 mm de béton de granulats mixtes, en remplaçant partiellement le granulats ordinaire par de la pierre ponce. Pour un dosage en ciment fixé à 300 kg/m<sup>3</sup>, le taux de substitution volumique du gravillon de ponce augmente de 0% (béton de granulats ordinaires) à 25%, 50%, 75% et 100%. Bien entendu, le remplacement des granulats ordinaires par les granulats légers moins résistants diminue la résistance en compression et le module d'élasticité du béton (Tableau I-7).

Taux de remplacement (%)	0	25	50	75	100
Masse volumique (kg/m <sup>3</sup> )	2182	1977	1638	1454	1167
Résistance de compression (MPa)	23,11	16,39	13,79	10,34	8,98
Module d'élasticité (GPa)	14,46	10,61	9,95	6,12	4,42
Absorption d'eau du béton (%)	4,15	6,1	8,3	9	-

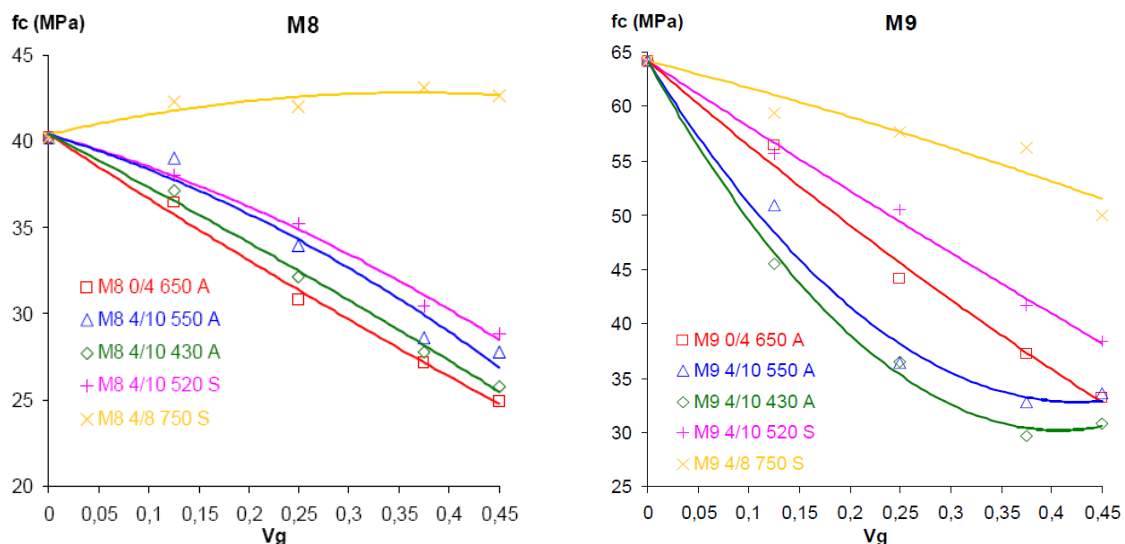
**Tableau I-7: Résistance en compression du béton à différentes fractions de la pierre ponce**

L'étude de Demirboga [DEM01] permet également d'exploiter l'impact du taux de substitution de la pierre ponce par de la perlite expansée sur les propriétés des bétons de granulats mixtes (pierre ponce et perlite expansée). Le dosage en ciment est de 200 kg/m<sup>3</sup>. Le taux de substitution augmente de 0% à 20%, 40% et 60%. Le Tableau I-8 présente la résistance en compression des bétons suivant les différents teneurs en perlite expansée. Demirboga a observé un phénomène paradoxal : l'augmentation du taux de remplacement de la pierre ponce (granulat plus résistant) par de la perlite expansée (granulat moins résistant)

entraîne une augmentation de la résistance du béton. Ceci peut-être expliqué par les phénomènes suivants : augmentation de la compacité grâce à la présence de la perlite ; interface granulat - matrice plus résistante grâce à l'effet « interlocking » de la perlite ; réaction pouzzolanique supplémentaire due à la perlite (contenant de la silice amorphe) ; durée de l'hydratation plus longue due à l'absorption d'eau plus élevée de la perlite.

Taux de substitution de PP par PE (%)	0	20	40	60
Masse volumique (kg/m <sup>3</sup> )	1154	928	858,8	755
Résistance de compression (MPa) (7 jours)	4,35	6,62	8,04	6,74
Résistance de compression (MPa) (28 jours)	6,07	10,95	11,16	12,63

**Tableau I-8: Résistance en compression aux différentes fractions volumiques de pierre ponce et de perlite expansée**



**Figure I-14 : Résistance en compression du béton en fonction de la fraction volumique de granulats légers [KE09]**

Le travail de Ke [KE08, 09] montre aussi l'influence de la fraction volumique des granulats légers. Les granulats sont à base d'argile expansée et de schiste expansé. Dans cette étude, trois matrices cimentaires de différents rapports E/C ont été utilisées dont deux (M8 et M9) sont sans fumée de silice. Pour la plupart des bétons étudiés, la résistance en compression du béton diminue avec l'augmentation de la fraction de granulats légers (Figure I-14). Le taux de diminution de la résistance est différent entre bétons et dépend du type de granulat. Le béton de granulat de schiste expansé 4/8 750S de masse volumique 1580 kg/m<sup>3</sup> se distingue des autres bétons par l'évolution de la résistance en compression qui diffère entre les deux matrices M8 et M9. Pour le béton M9 4/8 750S ayant le rapport E/C de 0,35, la résistance mécanique diminue lorsque la fraction volumique des granulats légers augmente. Pour le béton M8 4/8 750S ayant un rapport E/C de 0,446, la résistance en compression a même augmenté avec la fraction volumique des granulats légers, de 40 à 42 MPa (Figure I-14). Ceci est expliqué par la structure solide dense du granulat 750S de structure identique interne et externe. Sa résistance en compression est estimée meilleure que celle de la matrice

M8 mais plus faible que celle de la matrice M9. En effet, si les granulats sont suffisamment résistants, c'est au sein du mortier que sera atteinte en premier la rupture. C'est la pâte cimentaire qui atteint ainsi sa résistance à la rupture avant le granulat dans le béton de matrice M8, et à l'inverse ce sont les granulats qui atteignent les premiers leur résistance à la rupture dans le béton de matrice M9.

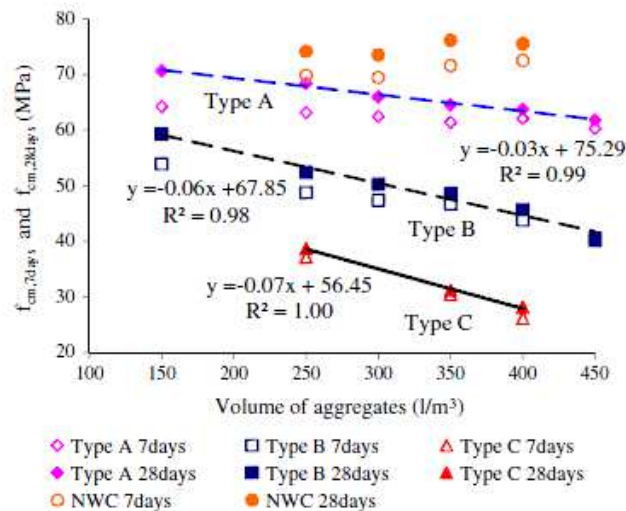


Figure I-15 : Relation entre la résistance en compression du béton et le volume des gravillons [BOG13]

Bogas et Gomes [BOG13] ont étudié l'influence de la fraction volumique des granulats d'argile sur la résistance en compression du béton (Figure I-15). Les bétons sont constitués du sable normal et d'un des trois types de granulat d'argile : Arlita 3/10 (type A), Leca 4/12 (type B) et Argex 4/8 (type C) de masse volumique respective, 1290, 1070 et 860 kg/m<sup>3</sup>. Le dosage en ciment est fixé à 450 kg/m<sup>3</sup> et le rapport E/C est constant égal à 0,35. Pour tous types de granulats, la résistance en compression diminue avec l'augmentation de la fraction volumique de gravillon léger. L'auteur explique cela par la plus faible rigidité des gravillons légers par rapport aux gravillons ordinaires. Les contraintes absorbées par la matrice sont plus importantes lorsque le volume de gravillons légers dans le béton augmente. Cela entraîne une rupture prématurée de l'éprouvette par rapport à une éprouvette de béton de gravillon normal.

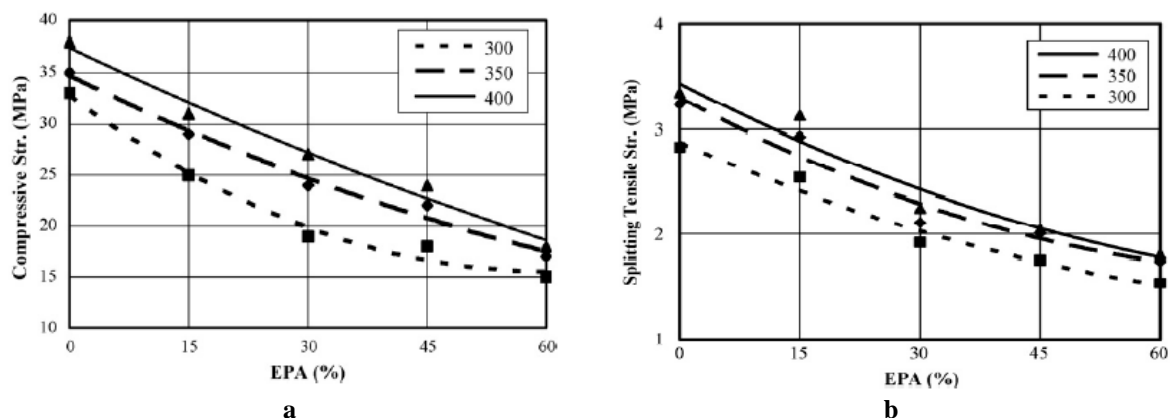


Figure I-16 : Relation entre la résistance en compression et le taux de remplacement de perlite (a) et relation entre la résistance en traction et le taux de remplacement de perlite (b) [TOP08]

Topçu et Isikdag [TOP08] ont étudié l'influence de la fraction des granulats légers en remplacement de sable alluvionnaire afin de déterminer l'effet de la perlite expansée sur la résistance en compression et la résistance en traction par fendage. Les échantillons cylindriques 150 x 300 mm sont fabriqués avec un dosage en ciment de 300, 350 et 400 kg/m<sup>3</sup>. Les granulats contiennent initialement du sable (densité 2600 kg/m<sup>3</sup>) et du gravillon concassé (densité 2700 kg/m<sup>3</sup>). Ensuite, le granulat fin (sable) est substitué partiellement par de la perlite expansée en tenant compte de l'expansion volumétrique de la perlite mouillée. Le taux de remplacement augmente de 0% à 15%, 30%, 45% et 60%. Le rapport E/C reste fixé à 0,5. Les résultats de cette étude (Figure I-16) montrent une évidente diminution des propriétés mécaniques des bétons lors du remplacement du sable. La résistance en compression des bétons baisse environ de 3 à 3,5 MPa pour 10% du volume de sable remplacé.

## 6.6. Paramètres affectant le module d'élasticité

Le module d'élasticité d'un béton dépend de la proportion de granulat et de la matrice cimentaire ainsi que du module d'élasticité de chaque constituant. Le béton de granulats légers a un module d'élasticité inférieur à celui du béton traditionnel car le module d'élasticité des granulats légers est plus faible en raison de leur porosité élevée. Généralement, le module d'élasticité d'un béton léger atteint la proportion de  $\frac{1}{2}$  à  $\frac{3}{4}$  de celui d'un béton traditionnel de même résistance [ACI03].

La Figure I-17 présente la relation contrainte - déformation d'un béton ordinaire et d'un béton de granulats légers, extraite de [NEV00]. La courbe de comportement du béton de granulats légers est linéaire jusqu'à plus de 90 % de la contrainte maximale. Ce phénomène est expliqué par l'absence de microfissures à l'interface matrice - granulat aux faibles chargements grâce à l'effet « interlocking » des deux phases. La partie décharge de la courbe contrainte - déformation est plus raide pour les bétons légers. Neville a ajouté que le remplacement des granulats légers fins par du sable de rivière conduit à un adoucissement moins raide et à une augmentation du module d'élasticité. Selon Neville [NEV00], du fait de la bonne cohérence matrice/granulat et des propriétés mécaniques voisines de ces derniers, les propriétés élastiques des granulats légers ont une influence plus prépondérante sur le module d'élasticité du béton que les granulats ordinaires. Comme l'élasticité des granulats est liée à leur porosité et donc à leur densité, le module d'élasticité du béton léger peut s'exprimer en fonction de sa masse volumique et de sa résistance en compression.

La Figure I-18 présente les mesures de déformation réalisées sur différents bétons légers par Zhang et Gjorv [ZHA91-2]. Le module d'élasticité des bétons de granulats légers, ainsi que la linéarité de la relation contrainte/déformation, augmentent en fonction de la résistance en compression du matériau. Le comportement du béton de granulats légers est d'autant plus fragile que sa résistance est élevée. On note aussi la réduction et puis la disparition du domaine d'endommagement. La déformation à la rupture des bétons légers à hautes performances est supérieure à celle des bétons de granulats ordinaires de même résistance (de l'ordre de 0,33 à 0,46 % pour des résistances de 50 à 90 MPa).

L'influence de la proportion des granulats légers sur les propriétés mécaniques du béton est également étudiée dans [EUR00]. Les granulats légers d'argile expansée (LECA et Liapor) sont utilisés en substitution des granulats de masse ordinaire à des fractions volumiques égales à 20%, 40%, 60%, 80% et 100%. Le module d'élasticité du béton de Liapor diminue graduellement de 22,4 GPa à 17,3 GPa, alors que celui du béton de LECA

varie autour de 20 MPa et atteint le pic de 22,6 MPa pour 40 % de granulats légers. Sahin [SAH03], Ke [KE09] et Chi et al. [CHI03] ont également observé que le module d'élasticité du béton diminue linéairement avec l'augmentation du pourcentage des granulats légers dans le béton pour un même rapport E/C. Il est conclu que le rapport E/C et les caractéristiques des grains ont une influence notable sur le module d'élasticité du béton de granulats légers.

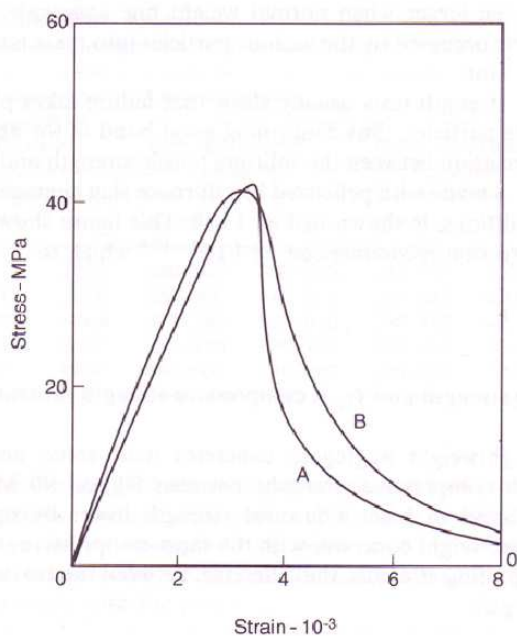


Figure I-17 : Relation contrainte - déformation du béton de granulat léger (A) et du béton ordinaire (B) [NEV00]

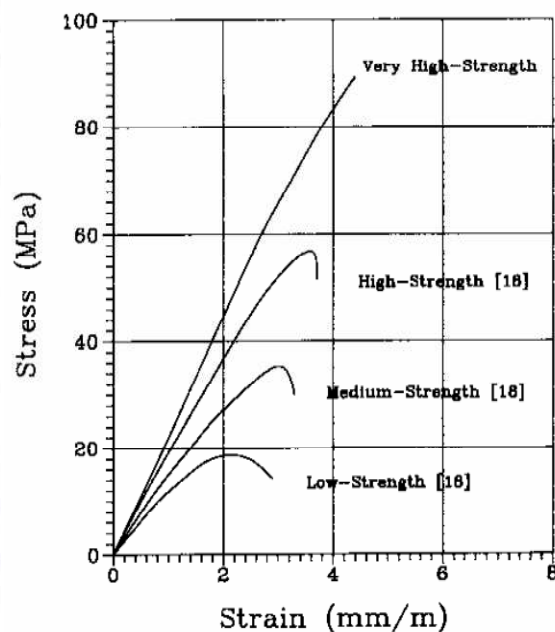


Figure I-18 : Relation contrainte - déformation de différentes gammes du béton de granulats légers [ZHA91-2]

## 7. Conclusion

Les phénomènes de transfert de chaleur ont été décrits d'une façon générale puis les spécificités des matériaux poreux tels que les bétons ont été discutées. A température ambiante, le transfert de chaleur au sein du béton s'effectue par conduction dans la matrice solide et dans les pores. A température ambiante, le rayonnement dans les pores joue un rôle uniquement à partir d'un certain volume et taille de pores. Les transferts de chaleur dans les bétons sont donc essentiellement régis par leurs valeurs de conductivité thermique et de capacité thermique. L'amélioration conjointe du comportement thermique d'hiver et du confort thermique d'été nécessite de connaître ces deux paramètres. Le transfert par conduction d'un matériau poreux est fortement influencé par le volume des pores, leurs tailles et la distribution spatiale de la porosité. La teneur en eau modifie aussi les valeurs des propriétés thermophysiques. Or le béton met longtemps à perdre son eau résiduelle de gâchage, est soumis à des remontées capillaires et au phénomène d'adsorption de l'humidité ambiante. La température est aussi un paramètre climatique qui impacte la conductivité des matériaux poreux.

Avec la réglementation thermique RT 2012, les exigences sur l'efficacité de l'isolation thermique du bâtiment sont de plus en plus sévères. L'utilisation d'une technique d'isolation répartie peut permettre d'éviter des dispositifs constructifs lourds. Les granulats légers introduisent dans le béton un volume d'air supplémentaire améliorant ainsi le pouvoir isolant



du béton. L'utilisation de ces bétons peut être une solution pour permettre de répondre aux exigences de la réglementation thermique 2012.

La synthèse réalisée dans ce premier chapitre permet de dresser un bilan des connaissances sur les caractéristiques thermiques et mécaniques des bétons de granulats légers. L'étude des paramètres de formulation a montré que l'augmentation de la fraction volumique des granulats légers, la composition de la matrice cimentaire avec notamment des substitutions en additions minérales permet de diminuer la valeur de conductivité thermique. Contrairement aux bétons de granulats ordinaires, la résistance du béton de granulats légers dépend fortement de la résistance des granulats légers et donc de leur fraction volumique dans le béton. Ainsi l'amélioration des performances thermiques s'accompagne en générale d'une diminution de résistance à la rupture et de module d'Young des bétons. D'après les résultats des différentes études, la prévision des caractéristiques thermiques et mécaniques à partir de la seule masse volumique des bétons n'est pas possible. Des études antérieures ont pu mettre en relation l'influence des différents paramètres de formulation et de la nature des granulats (minéralogie, absorption d'eau, état hydrique) sur les propriétés mécaniques des granulats. Ces études ne portaient cependant pas sur des bétons particulièrement isolants et les formulations étaient en grande majorité composées de gravillons légers et de sable de densité normale. A l'inverse, les études déjà réalisées sur les propriétés thermiques des bétons légers sont peu nombreuses et concernent essentiellement des bétons de bloc de construction avec des exigences de résistance en compression inférieures à 10 MPa. Il existe donc pratiquement aucun résultat sur l'étude conjointe de la résistance (module) et de la conductivité thermique des bétons dont la résistance en compression soit supérieure à 25 MPa. Des bétons de masses volumiques identiques pouvant aboutir à des performances mécaniques très diverses, il est donc possible d'optimiser le couple pouvoir isolant, performances mécaniques en fonction des différentes combinaisons de granulats et des paramètres de formulation.

Nous nous proposons donc d'étudier des formulations de béton de granulats légers avec une substitution partielle ou totale en sable léger. Nous analyserons les comportements mécanique et thermique de ces bétons en fonction de la fraction volumique de sable léger, de la composition de la matrice cimentaire et de la nature des gravillons et sables légers.

La bibliographie a montré l'importance de la teneur en eau sur la conductivité thermique des matériaux poreux. Du fait de leur porosité, les bétons de granulats légers ont un comportement hygroscopique, et leur teneur en eau peut donc varier, modifiant ainsi le comportement thermique de ces bétons. Nous compléterons donc notre étude par une analyse de l'influence des différents états d'humidité sur la conductivité, la chaleur spécifique et la diffusivité en fonction de la nature des granulats. L'influence des variations de températures dans la plage des températures usuelles d'usage des bâtiments sur les propriétés thermiques des bétons de granulats légers sera aussi abordée dans le cas d'un matériau sec.

L'étude des comportements thermique et mécanique des bétons de granulats légers est complétée par les simulations par les techniques d'homogénéisation et la modélisation du phénomène de transfert thermique à travers une enveloppe de bâtiment. Le processus d'homogénéisation permet, d'une part, d'identifier les propriétés des granulats légers et d'autre part, de prédire les comportements des bétons légers afin d'alléger la campagne expérimentale. L'objectif de la modélisation du transfert thermique est de quantifier le pouvoir isolant des bétons de granulats légers et le comparer au béton ordinaire.

## Chapitre II

# Méthodologie expérimentale et caractérisation des granulats et bétons légers

*Ce chapitre présente la démarche expérimentale suivie. La première partie précise les compositions minéralogiques, les caractéristiques physiques et la microstructure des granulats légers. La partie suivante décrit la procédure de fabrication des bétons, du calcul des formulations jusqu'à la caractérisation du béton frais. La masse volumique, l'affaissement et la teneur en air du béton frais ont été mesurés. La troisième partie présente les dispositifs expérimentaux et les protocoles d'essais. Enfin les résultats des mesures des propriétés physiques, mécaniques et thermiques des bétons de granulats légers durcis sont donnés. Seules les propriétés physiques du béton durci ainsi que leur sensibilité à l'humidité sont analysées. Les comportements thermique et mécanique feront l'objet des deux chapitres suivants.*



---

**Sommaire**

1. Caractéristiques des matériaux utilisés .....	53
1.1. Ciment .....	53
1.2. Fumée de silice .....	53
1.3. Adjuvant .....	53
1.4. Granulats.....	53
1.4.1. Composition chimique et minéralogique .....	55
1.4.2. Granulométrie.....	57
1.4.3. Masse volumique.....	58
1.4.4. Absorption d'eau et porosité accessible à l'eau .....	62
2. Préparation des échantillons de bétons .....	66
2.1. Méthodologie expérimentale .....	66
2.2. Formulations des bétons .....	67
2.3. Procédure de fabrication .....	70
2.4. Propriétés du béton frais .....	72
3. Essais sur les bétons de granulats légers .....	74
3.1. Propriétés physiques du béton durci.....	74
3.2. Mesure des propriétés mécaniques .....	78
3.2.1. Résistance en compression.....	78
3.2.2. Module d'élasticité dynamique par mesure de la vitesse de propagation des ultrasons .....	81
3.3. Mesure des propriétés thermiques .....	84
3.3.1. Démarche et conditionnement.....	84
3.3.2. Sensibilité à l'humidité.....	86
3.3.3. Propriétés thermiques mesurées dans l'enceinte climatique .....	90
3.3.4. Propriétés thermiques mesurées dans le four du Hot Disk.....	91
3.3.5. Synthèse des mesures thermiques réalisées.....	91
4. Conclusion .....	95



## 1. Caractéristiques des matériaux utilisés

Nous avons réalisé 8 catégories de bétons légers à partir d'un ciment, d'eau, d'un superplastifiant, de 4 gravillons légers différents et de 4 sables dont 3 sables légers et un sable alluvionnaire. Les granulats légers sont de natures différentes : argile expansée, schiste expansé et pierre ponce. Deux types de granulats d'argile expansée variant par leur masse volumique sont utilisés. Pour chaque série de bétons, la nature du sable léger et du gravillon léger est la même. Le sable alluvionnaire est substitué par du sable léger à hauteur de 0, 50 et 100%. Pour chaque couple gravillon /sable léger et taux de substitution, deux formulations sont testées : une matrice ordinaire avec un rapport E/C de 0,45 ; une matrice hautes performances avec un rapport E/L de 0,33 et un ajout de 10% de fumée de silice dans le liant cimentaire.

Les caractéristiques des constituants sont décrites ci-dessous.

### 1.1. Ciment

Le ciment utilisé dans le cadre de notre étude est un ciment CEM I 52,5 N fabriqué par Holcim. C'est un ciment de haute résistance à teneur en sulfures limitée. Sa masse volumique réelle est de  $3150 \text{ kg/m}^3$ . Il contient 97% de Clinker et 3% de constituants secondaires. La composition potentielle du clinker est la suivante : 60% de  $\text{C}_3\text{S}$ , 11% de  $\text{C}_4\text{AF}$  et 8,5% de  $\text{C}_3\text{A}$ .

### 1.2. Fumée de silice

Pour le béton à matrice hautes performances, nous utilisons la fumée de silice S95 DS de Condensil. Elle contient plus de 85% de dioxyde de silice  $\text{SiO}_2$  avec une masse volumique de  $2240 \text{ kg/m}^3$ .

### 1.3. Adjuvant

L'adjuvant utilisé pour assurer une fluidité suffisante de mise en œuvre est le superplastifiant Fluid Optima 206 appartenant à la famille des hauts réducteurs d'eau. Il est constitué de polycarboxylate modifié de masse volumique  $1055 \text{ kg/m}^3$  avec un extrait sec de 20,3%. Son dosage optimum varie entre 0,3 à 3% de la quantité de ciment.

### 1.4. Granulats

Les granulats légers sont de trois natures différentes : argile expansée, schiste expansé et pierre ponce. Nous utilisons sept granulats légers dont trois sables et quatre gravillons (tableau II-1). Un sable silico-calcaire est aussi employé pour étudier l'effet de la substitution du sable ordinaire par du sable léger dans la matrice cimentaire. Parmi les sables légers, celui de schiste 855S est le plus anguleux en raison d'une fabrication par concassage à partir de plus gros granulats expansés. Le gravillon de schiste 520S a une forme allongée avec un rapport 2 environ entre la longueur et l'épaisseur comme cela a été montré dans [KE08] suite aux calculs des coefficients de forme. Les granulats d'argile (gravillons 550A, 700A et sable 650A) ont une forme quasi-sphérique due à la fabrication dans le four rotatif. Les granulats de ponce (gravillon 680P et sable 800P) sont concassés à partir de pierre ponce naturelle. Ils ont

une forme plus ou moins arrondie en raison du frottement entre les grains. L'aspect des granulats légers est présenté dans la figure II-1.



**Figure II-1 : Aspects des gravillons légers (a, c, e) et des granulats fins (b, d, f) de schiste expansé, de pierre ponce et d'argile expansée**

Granulats	Classe granulaire	Nature
Sable SC	0/2	Silico-calcaire
520S	4/10	Schiste expansé
855S	0/4	Schiste expansé
680P	5/8	Pierre ponce
800P	0/5	Pierre ponce
550A	4/10	Argile expansée
650A	0/4	Argile expansée
700A	4/8	Argile expansée

**Tableau II-1 : Classe granulaire et nature des granulats utilisés**

Avant de déterminer les formulations de béton, nous avons mesuré les propriétés géométriques et physiques des granulats. Ces caractéristiques concernent la granulométrie, les masses volumiques en vrac, réelle, absolue et saturée surface sèche ainsi que la porosité et l'absorption d'eau des granulats. Chaque valeur retenue pour ces différentes caractéristiques est issue d'une moyenne calculée sur trois résultats de mesures afin d'assurer une bonne représentativité.

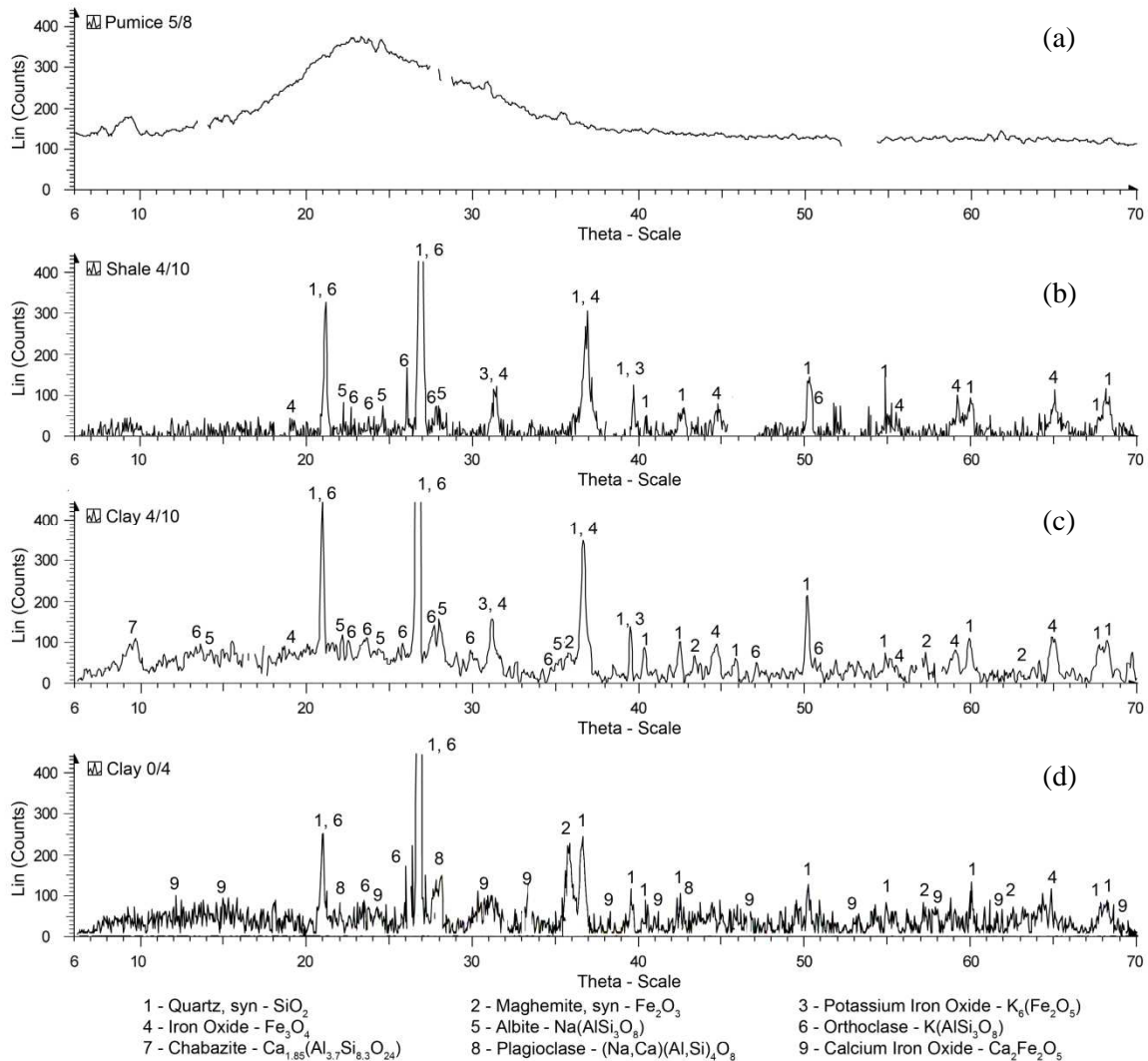
#### 1.4.1. Composition chimique et minéralogique

Les compositions chimiques des granulats légers sont fournies par les producteurs (Tableau II-2). Tous les granulats se composent d'une grande quantité de silice, de 60 à 72%. Le schiste expansé et l'argile expansée ont aussi beaucoup d'alumine et de ferrite. La pierre ponce a moins d'alumine que les deux autres granulats et sa teneur en ferrite est beaucoup plus faible, voire négligeable.

Granulats	SiO <sub>2</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	CaO	MgO	K <sub>2</sub> O	Na <sub>2</sub> O	SO <sub>3</sub>	S	Mn <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	TiO <sub>2</sub>	P <sub>2</sub> O <sub>5</sub>
Schiste exp.	63	21	8,5	1,5	3,6	1,5	0,008	0,02	-	-	-	-
Ponce	71,91	12,66	1,13	1,46	0,32	4,3	3,45	0,03	-	-	-	-
Argile exp.	59,5	17	14,3	2	1,5	3	0,5	-	1	0.2	0.9	0.1

**Tableau II-2 : Composition chimique des granulats légers utilisés**





**Figure II-2 : Résultat DRX des granulats de ponce (a), de schiste (b), d'argile 550A (c) et d'argile 650A (d)**

La minéralogie du schiste expansé, des granulats d'argile et de la pierre ponce est déterminée par l'analyse DRX (Cu Ka radiation). Les données de l'analyse sont regroupées dans la Figure II-2. La pierre ponce est essentiellement de nature vitreuse, comme indiqué par le large halo amorphe dans le spectre de diffraction. Les principales phases minérales du schiste expansé sont le quartz, l'oxyde de fer et le feldspath (orthose et plagioclase). Les granulats d'argile contiennent principalement du quartz, du feldspath (orthose et plagioclase) et d'oxyde de fer avec de petites quantités d'aluminosilicate amorphe produites pendant le processus de dilatation thermique. Pour les granulats de schiste expansé et de pierre ponce, les gravillons et les sables fournissent des courbes identiques tandis que le résultat de DRX du gravillon d'argile diffère de celui du sable d'argile (Figure II-2c et 2d).

### 1.4.2. Granulométrie

La granulométrie est réalisée suivant la norme NF EN 933-1. Les tamis utilisés sont conformes à la norme NF EN 933-2. Avant de commencer les mesures, les granulats sont lavés dans un tamis de 63  $\mu\text{m}$  puis séchés dans une étuve à 105°C jusqu'à masse constante. L'état de masse constante est supposé quand la masse de l'échantillon ne varie pas de plus de 0,1% après 1h de séchage. La colonne de tamis remplie des granulats est ensuite agitée sur l'appareil de tamisage.



Figure II-3 : Appareil de tamisage

La masse des refus permet de tracer une courbe granulométrique pour chacun des granulats. La Figure II-4 présente la granulométrie des sables et la Figure II-5 celle des gravillons.

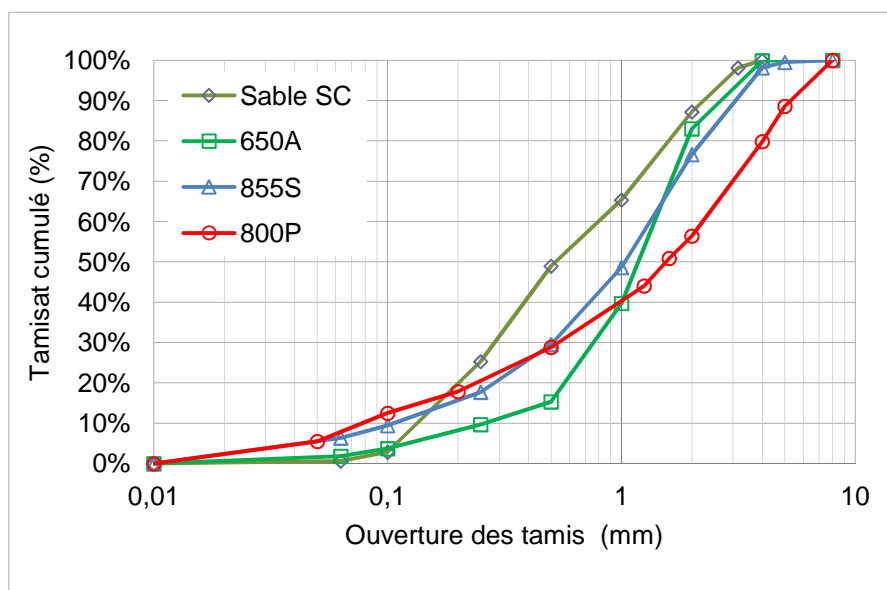


Figure II-4 : Courbes granulométriques des sables

Le sable alluvionnaire est le plus fin avec presque 90% des grains entre 0 et 2 mm. Parmi les sables légers, le 855S est le plus fin, car le refus à 50% est à 1 mm environ. Le module de finesse du 855S est de 3,3 contre 3,6 pour le 650A et 4 pour le 800P. Le 650A est un peu plus grossier que le 855S mais il contient moins de grains entre 2 et 4 mm. Le pourcentage du 650A situé dans cet intervalle est de 18% tandis que la valeur du 855S est de 24%. Le 800P, le sable le plus grossier, possède une distribution similaire au 855S de 0 à 0,5 mm, un déficit de grains entre 0,5 et 1,5 mm mais une plus grande proportion d'éléments supérieurs à 1,5 mm que les autres sables. On notera aussi que 10% des grains du 800P sont supérieurs à 5 mm. Les deux sables 855S et 680P sont des granulats concassés, qui possèdent

par conséquent une plus grande proportion d'éléments inférieurs à 0,5 mm que le 650A rond. Ils contiennent en effet jusqu'à 30% de grains ayant un diamètre inférieur à 0,5 mm et 6-7% de fines (<63 $\mu$ m).

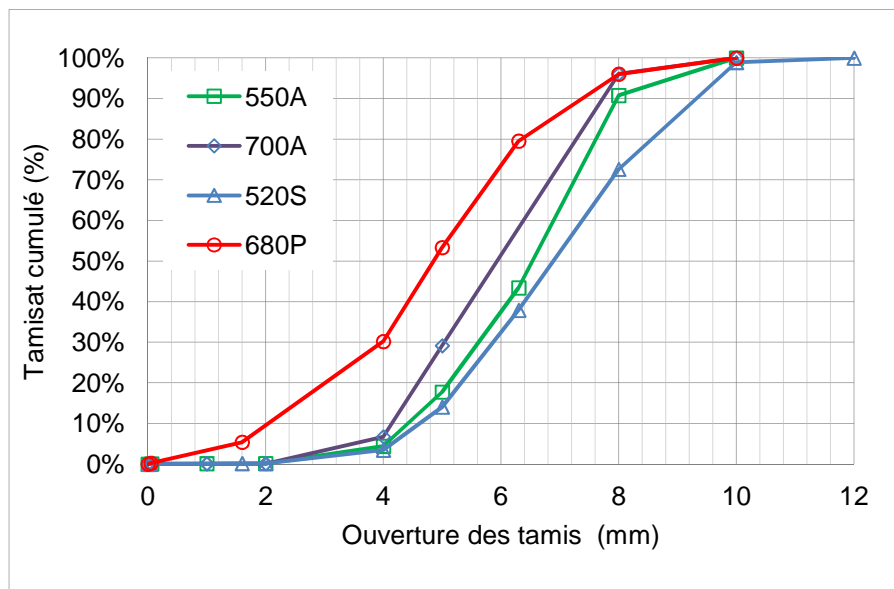


Figure II-5 : Courbes granulométriques des gravillons légers

A l'inverse des sables, le gravillon de ponce 680P est le plus fin avec un refus à 50% à 4,8 mm. En effet, le granulat 680P est issu du broyage de la même pierre naturelle que le sable de ponce 800P. Ces deux granulats ont la même composition chimique et minéralogique. Les refus à 50% des granulats 700A, 550A et 520S sont respectivement au diamètre 5,9 ; 6,6 et 6,8 mm.

### 1.4.3. Masse volumique

La masse volumique d'un granulat léger est une caractéristique fondamentale influençant notablement les caractéristiques mécaniques des granulats légers et par conséquent les performances du béton. Différentes masses volumiques peuvent être définies pour les granulats selon le mode opératoire utilisé. On parlera, conformément à la norme EN 1097, de masses volumiques en vrac, réelle et absolue.

#### Masse volumique en vrac

La masse volumique en vrac représente la masse du granulat sec occupant l'unité de volume. La détermination de la masse volumique en vrac est réalisée suivant la norme EN 1097-3. Les granulats sont séchés dans l'étuve à 105°C jusqu'à masse constante. Ils sont ensuite versés dans un récipient de 2 litres à une hauteur inférieure à 5 cm jusqu'à ce que le récipient déborde. Suite à cette opération, on enlève l'excédent au sommet du récipient et on nivèle les granulats avec la règle en évitant tout compactage de surface (Figure II-6a). Les granulats restants ont donc une masse correspondant au volume du récipient. Nous en déduisons la masse volumique en vrac des granulats :

$$\rho_v = \frac{M_s}{V} \quad (\text{II-1})$$

où  $M_s$  est la masse des granulats mis en place sans tassement dans le récipient,  $V$  le volume du récipient.



**Figure II-6 : a) Mesure de la masse volumique en vrac. b) Etat saturé surface sèche du gravillon 700A  
c) Etat saturé surface sèche du sable léger 650A**

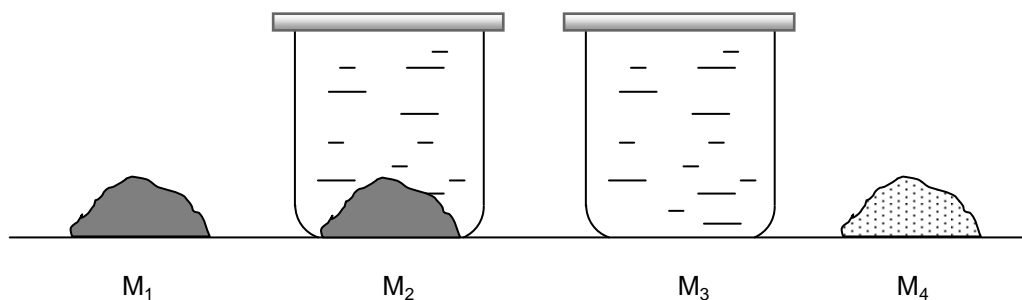
### Masses volumiques réelles

La masse volumique réelle des grains est définie comme le rapport de la masse d'un échantillon de granulat sur le volume de ses grains. Le volume des grains est délimité selon la norme EN 1097-6 par l'enveloppe extérieure du grain, pores compris. Les masses volumiques réelles comprennent la masse volumique réelle déterminée après séchage à l'étuve, la masse volumique absolue et la masse volumique réelle saturée surface sèche. La définition de chaque notion est présentée en dessous. Les masses volumiques réelles sont déterminées par une seule opération en utilisant la méthode du pycnomètre selon la norme EN 1097-6. Par contre, nous n'éliminons pas les éléments fins inférieurs à 0,063 mm des granulats légers pour être plus représentatif de l'état réel des granulats lors du gâchage.

Les granulats sont séchés dans l'étuve à 105°C jusqu'à masse constante. Après le séchage, ils sont immergés dans un pycnomètre rempli d'eau. Le pycnomètre est ensuite placé dans un bain d'eau à la température ambiante pendant 24 heures. A la suite de cette période, nous éliminons l'air occlus dans le pycnomètre puis le remplissons à nouveau à ras bord. La masse  $M_2$  du pycnomètre est mesurée après séchage de ses parois extérieures. En pesant le pycnomètre rempli d'eau sans les granulats, nous obtenons la masse  $M_3$ . Les granulats saturés sont ensuite égouttés pendant quelques minutes avant d'être séchés en surface. Les gravillons sont séchés en surface avec des chiffons mouillés pendant 15 secondes au maximum. L'état saturé surface sèche des granulats est atteint lorsqu'on ne voit plus les films d'eau autour des granulats. Ceux-ci gardant toutefois un aspect humide (Figure II-6b).

Il n'existe pas de norme pour les granulats légers < 4 mm. Nous nous sommes basés sur la norme EN 1097-6 pour les sables de densité normale en assurant toutefois une saturation de 24h. Les granulats fins sont séchés en surface en utilisant un faible courant d'air chaud venu d'un sèche-cheveux. Un moule tronconique est rempli d'une partie des granulats

qui sont tassés légèrement à 25 reprises à l'aide d'un pilon. L'état saturé surface sèche des granulats fins est atteint dès que le cône s'effondre lorsqu'on soulève le moule. (Figure II-6c). Lorsque la vérification de l'état hydrométrique est satisfaisante, les granulats sont pesés pour avoir la masse  $M_1$ . Enfin, la masse  $M_4$  est mesurée après le séchage des granulats dans l'étuve à 105°C jusqu'à masse constante.



**Figure II-7 : Principe de la caractérisation des masses volumiques réelles**

Les masses volumiques (absolue, réelle et saturée surface sèche) sont déterminées selon les formules dans la norme NF 1097-6 :

- Masse volumique réelle déterminée après séchage à l'étuve : elle correspond au rapport de la masse d'un échantillon de granulats séché en étuve sur le volume total des grains y compris le solide, les pores fermés et ceux accessibles à l'eau.

$$\rho_{rd} = \frac{M_4}{M_3 - (M_2 - M_1)} \quad (\text{II-2})$$

- Masse volumique réelle saturée surface sèche : elle correspond au rapport de la masse d'un échantillon de granulats y compris la masse de l'eau présente dans les pores accessibles à l'eau sur le volume total des grains y compris le solide, les pores fermés et ceux accessibles à l'eau.

$$\rho_{ssd} = \frac{M_1}{M_3 - (M_2 - M_1)} \quad (\text{II-3})$$

- Masse volumique absolue : elle correspond au rapport de la masse d'un échantillon de granulats séché en étuve sur le volume qu'il occupe dans l'eau, c'est-à-dire le volume du solide et celui des pores fermés.

$$\rho_a = \frac{M_4}{M_3 - (M_2 - M_4)} \quad (\text{II-4})$$

La porosité intergranulaire des granulats est calculée à partir de la masse volumique en vrac et réelle. Elle s'écrit :

$$P_{int} = 1 - \frac{\rho_v}{\rho_{rd}} \quad (\text{II-5})$$

Les masses volumiques et la porosité intergranulaire des granulats légers sont présentées dans le tableau II-3. Chaque valeur est issue d'une moyenne effectuée sur 3 prises d'essai. En général, les granulats fins sont plus lourds que les gros granulats, avec une masse volumique en vrac de 799 à 1025 kg/m<sup>3</sup> pour les sables et de 515 à 737 kg/m<sup>3</sup> pour les gravillons. Parmi les gravillons, les plus légers sont les granulats 520S et 550A, dont la masse volumique réelle se situe entre 900 et 1000 kg/m<sup>3</sup>. Toutefois, du fait de capacités d'absorption très différentes de ces granulats (cf. II-1.4.4), les écarts entre leurs masses volumiques saturées surface sèche sont plus importants. Les granulats de pierre ponce 680P et d'argile 700A sont plus lourds avec une densité réelle avoisinant 1,2. Ces deux groupes de granulats dont les densités sont voisines vont permettre d'identifier l'influence d'autres paramètres, comme la composition chimique et minéralogique des grains, la distribution de la taille des pores.

Granulats	Masses volumiques des granulats (kg/m <sup>3</sup> )				Porosité intergranulaire
	$\rho_v$	$\rho_{rd}$	$\rho_a$	$\rho_{ssd}$	
Sable SC		2460	2770	2570	
4/10 520S	520	900	990	990	0,43
0/4 855S	1030	1610	2270	1900	0,36
5/8 680P	680	1180	1500	1390	0,42
0/5 800P	800	1340	1860	1620	0,40
4/10 550A	580	980	1300	1240	0,40
0/4 650A	830	1410	1890	1680	0,41
4/8 700A	740	1250	1640	1500	0,41

**Tableau II-3 : Masses volumiques et porosité intergranulaire des granulats légers**

Parmi les sables légers, le sable de schiste 855 est le plus lourd. Sa masse volumique réelle dépasse 1600 kg/m<sup>3</sup> tandis que celles du sable d'argile et de ponce sont d'environ 1400 et 1350 kg/m<sup>3</sup> respectivement. Les sables de ponce et d'argile se différencient toutefois par leur géométrie. Le sable 800P est un granulat naturel concassé tandis que le sable 650A a une forme ronde.

La porosité intergranulaire des granulats légers varie autour de 0,4. Celle plus élevée du granulat 4/10 S est due à la forme plus allongée des grains. Le granulat 0/4 S, constitué de grains concassés et possédant des éléments fins, présente une porosité intergranulaire nettement inférieure aux autres, 0,36 au lieu de 0,4 au minimum pour les autres granulats.

#### 1.4.4. Absorption d'eau et porosité accessible à l'eau

La connaissance de la masse volumique des granulats légers et la capacité d'absorption d'eau sont nécessaires pour déterminer correctement le volume des granulats légers à ajouter au gâchage. Les granulats légers sont utilisés à l'état saturé afin d'éviter tout changement de rapport E/C en raison de l'absorption d'eau des granulats au cours du gâchage. La cinétique d'absorption est mesurée pour déterminer le point de «saturation».

##### Absorption d'eau

Le coefficient d'absorption est le rapport de l'augmentation de masse d'un échantillon de granulats à sa masse sèche, du fait de la pénétration de l'eau dans les pores accessibles à l'eau. L'absorption d'eau des granulats est également déterminée par la méthode du pycnomètre. Les mesures sont conformes à la norme EN 1097-6 avec le mode opératoire présenté dans la partie II-1.4.2. Les éléments fins inférieurs à 0,063 mm des granulats légers ne sont pas éliminés avant l'expérience. Le mode opératoire du sable de densité normale a été utilisé pour mesurer l'absorption de la fraction granulaire inférieure à 4 mm. Nous avons relevé les absorptions des granulats à 5min, 30min, 1h, 2h, 24h, 48h en mesurant la masse  $M_2$  du pycnomètre rempli d'eau contenant la prise d'essai aux différents moments mentionnés ci-dessus. A la fin de l'essai, on sort les granulats de l'eau pour les sécher en surface puis en étuve à 105°C. A partir de la masse de la prise d'essai séchée en surface et de la masse séchée dans l'étuve, on détermine le coefficient d'absorption d'eau à 48 heures. Les coefficients d'absorption d'eau aux temps intermédiaires sont calculés en se référant à celui à 48 heures selon la norme EN1097-6 :

$$W_a^i = W_a^{48} - \frac{M_2^{48} - M_2^i}{M^s} \quad (\text{II-6})$$

avec  $W_a^{48}$  le coefficient d'absorption d'eau à 48h identifié par la méthode du pycnomètre,  $M_2^{48}$  et  $M_2^i$  la masse du pycnomètre et du contenant à 48 heures et au moment de la mesure intermédiaire,  $M^s$  la masse séchée en étuve des granulats. Les coefficients d'absorption d'eau des granulats sont présentés dans le Tableau II-4 et dans la Figure II-8. Chaque point correspond à la valeur moyenne obtenue pour trois mesures sur des échantillons différents. Plus de 50% de l'eau absorbée à 48h l'est au cours des 5 premières minutes. L'absorption d'eau ralentit après 24 heures. Il sera donc préférable d'immerger les granulats pendant 48 heures avant le gâchage afin d'éviter une absorption d'eau des granulats pendant le mélange. Cela conduit à un meilleur contrôle du rapport E/C. Le coefficient d'absorption d'eau à 48 heures sera donc utilisé pour calculer les formulations de béton dans la section II-3.1.

Granulats	Coefficient d'absorption d'eau (EN 1097-6)				
	(% massique)				
	$W_a^{5'}$	$W_a^{30'}$	$W_a^{60'}$	$W_a^{24}$	$W_a^{48}$
4/10 520S	4,23	6,64	7,28	10,01	10,76
0/4 855S	3,04	4,76	6,35	8,03	8,56
5/8 680P	10,51	11,59	12,21	17,32	20,78
0/5 800P	11,52	13,38	14,18	18,30	20,97
4/10 550A	10,65	14,3	16,08	24,76	26,42
0/4 650A	12,08	13,18	13,8	17,88	19,22
4/8 700A	8,83	10,42	12	19,17	20,41

Tableau II-4 : Coefficient d'absorption d'eau des granulats légers

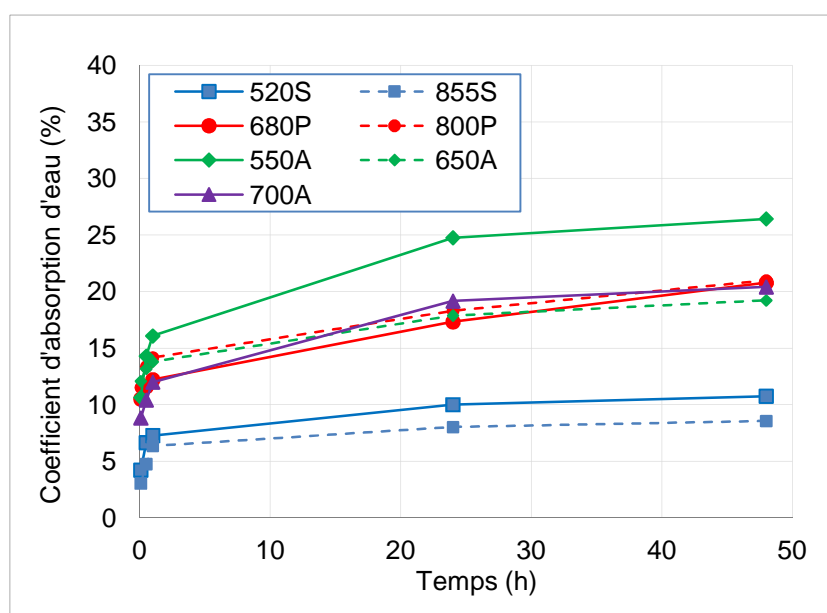


Figure II-8 : Cinétique d'absorption des granulats légers pendant 48 heures

Selon la Figure II-8, le schiste expansé 520S présente la cinétique d'absorption la plus faible. En effet, les grains de schiste expansé et d'argile expansée sont constitués d'une structure poreuse interne entourée d'une coque plus dense. Pour le gravillon de schiste 520S, cette coque est plus épaisse que pour les granulats d'argile [KE09]. Pour les granulats de pierre ponce, il n'y a pas de différence entre la structure interne et la surface. Les caractéristiques de surface du 520S expliquent sa plus faible absorption d'eau par rapport aux autres granulats. Bien que le sable de schiste expansé 855S ait une densité plus élevée, il présente une absorption 1,7 fois plus forte que celle du gravillon de schiste expansé 520S. Le sable de schiste 855S est concassé à partir des plus gros grains et donc l'effet de la faible perméabilité de l'enveloppe extérieure disparaît.



A masse volumique similaire, les granulats d'argile expansée et de pierre ponce ont des absorptions d'eau voisines comprises entre 18 et 20% à 48h. Parmi les granulats d'argile expansée, l'absorption d'eau augmente logiquement avec la diminution de la masse volumique. Leurs coefficients d'absorption  $W_a^{48}$  sont respectivement de 19,2 ; 20,4 et 26,4% pour des masses volumiques réelles sèches de 1410, 1240 et 980 kg/m<sup>3</sup>.

### **Porosité accessible à l'eau sous vide**

Afin de déterminer la porosité totale accessible à l'eau du matériau, il est nécessaire de vider d'abord l'air et l'eau des pores avant de les remplir. Un dispositif de saturation à vide est employé pour mesurer la porosité accessible à l'eau des granulats. La procédure de mesure est ensuite similaire à la méthode du pycnomètre décrite dans la norme EN 1097-6.

Les granulats sont séchés dans l'étuve à 105°C jusqu'à masse constante, c'est-à-dire lorsque leurs masses ne varient pas de plus de 0,1% après 1h de séchage. L'échantillon est refroidi jusqu'à la température ambiante pendant au moins 12 heures et pesé pour déterminer la masse à l'état sec  $M_1$ . On introduit un récipient contenant des granulats dans une cloche en verre hermétiquement fermée dans laquelle on impose une pression de 90 mbars à l'aide d'une pompe à vide pendant 15 heures. Cette opération permet d'éliminer le maximum d'air piégé dans les pores des granulats. Avant d'être introduite dans le bac, l'eau distillée est dégazée par agitation dans une atmosphère à basse pression de 90 mbars. Le bac dans la cloche à vide est ensuite rempli progressivement d'eau jusqu'à ce que les granulats soient immergés sur environ 20 mm de hauteur. Les granulats sont tenus dans l'eau toujours sous vide pendant 24h pour que l'eau remplisse tous les pores connectés des grains. A la fin de cette étape, les granulats saturés sont enfin séchés en surface avec des chiffons mouillés et pesés pour avoir la masse  $M_2$ . La porosité totale des granulats est le rapport du volume des vides (égal au volume d'eau absorbée) au volume réel des grains mesuré par la méthode du pycnomètre :

$$\phi^v = \frac{V_{\text{vide}}}{V_{\text{grain}}} = \frac{\frac{M_2 - M_1}{\rho_{\text{eau}}}}{\frac{M_1}{\rho_{\text{rd}}}} \quad (\text{II-7})$$

Les valeurs de porosité sous vide des granulats sont regroupées dans le tableau II-5 avec les valeurs de porosité au mercure dont la méthode de mesure sera présentée dans le paragraphe suivant. Chaque valeur est une moyenne réalisée sur 2 prises d'essais.

Les valeurs de la porosité accessible à l'eau sous vide sont cohérentes avec les coefficients d'absorption de l'eau décrits précédemment. Pour les gravillons légers, la relation entre la masse volumique et la porosité accessible à l'eau dépend fortement de la nature des granulats. Le gravillon de schiste 520S a une porosité (12%) près de 3,5 fois plus faible que les autres gravillons légers (42-46%), même s'ils ont des masses volumiques similaires comprises entre 900 et 980 kg/m<sup>3</sup>.

Le sable de schiste 855S a une porosité ouverte de 52%, valeur beaucoup plus élevée que celle du gravillon 520S de même nature malgré sa densité plus élevée. La raison est la même que pour les coefficients d'absorption d'eau : le sable 855S est issu du concassage de plus gros granulats et la coque externe du grain a alors été détruite. La différence de porosité

accessible à l'eau entre le gravillon et le sable de schiste souligne le rôle prépondérant de l'enveloppe extérieure comme barrière « étanche » à la pénétration de l'eau. Les pores internes du 520S sont donc peu accessibles à l'eau, même par saturation sous vide.

Le sable de ponce a une porosité accessible à l'eau sous vide de 40%, valeur inférieure à celles des sables d'argile et de schiste égales à environ 50%. Au regard des masses volumiques, on peut déduire que le sable de ponce possède une part de porosité fermée plus importante que les autres types de sables légers. La comparaison des porosités mesurées après immersion pendant 24h et après saturation sous vide montre que le degré de saturation à 24h de granulats est d'environ 50% excepté pour le 520S où il atteint 75%. Plusieurs études ont en effet montré que les granulats légers continuent à absorber l'eau pendant plusieurs semaines ou plusieurs mois [KE09].

### **Porosité mesurée par intrusion de mercure**

Les propriétés mécaniques et thermiques des agrégats sont liées à leur composition minéralogique et chimique mais aussi à la microstructure des grains. En plus de la porosité accessible à l'eau, la connaissance de la porosité par intrusion de mercure et de la distribution de tailles des pores nous permettra de caractériser les différences de microstructure entre les granulats.

La méthode consiste à mesurer la quantité de mercure qui peut pénétrer dans les pores d'un solide sous pression croissante. L'injection du mercure est contrôlée par la pression car le mercure est un fluide non mouillant, c'est à dire qu'il ne pénètre pas spontanément dans la porosité. Lorsque la pression augmente, le mercure pénètre dans les zones de plus en plus occlus de la porosité, remplissant des pores de plus en plus fins. A chaque pas de pression, on mesure le volume de mercure inséré dans le matériau. Cela permet de calculer non seulement la porosité totale au mercure mais aussi la distribution des pores dont les tailles correspondent aux différentes valeurs de pression. La pression maximale de notre dispositif est de 200 MPa correspondant à des diamètres d'entrée de pores de 6 nm (0,006  $\mu\text{m}$ ).

Granulats	$W_a$ sous vide (%)	$\phi^v$ sous vide			$\phi^{Hg}$ sous pression Hg		
		Moyenne (%)	Ecartype (%)	ET relative (%)	Moyenne (%)	Ecartype (%)	ET relative (%)
0/4 855S	13,5	21,7	0,47	2,15	24,6	-	-
0/5 800P	27,7	38,6	2,23	5,77	39,2	-	-
0/4 650A	35,3	49,9	0,82	1,64	48,6	-	-
4/10 520S	32,6	29,8	1,91	6,40	59,5	0,62	1,03
5/8 680P	36,1	42,5	0,71	1,67	44,4	1,90	4,27
4/10 550A	46,2	45,3	0,81	1,78	56,1	5	8,91
4/8 700A	37,6	46,8	0,46	0,97	-	-	-

**Tableau II-5 : Porosité des granulats légers**

Les valeurs de porosité totale sont reportées dans le Tableau II-5. La porosité varie entre 25 et 60% selon le type de granulat. La porosité  $\phi^{Hg}$  mesurée par intrusion de mercure est très proche de la porosité accessible à l'eau sous vide  $\phi^v$ , à l'exception des valeurs du gravillon de schiste 520S 4/10. Cette particularité du gravillon de schiste 520S peut être expliquée par la différence entre les plages de tailles de pores mesurables. Le porosimètre à mercure est adapté pour les pores de tailles variant de 0,006  $\mu\text{m}$  à 160  $\mu\text{m}$ . La mesure du coefficient d'absorption d'eau par immersion détermine les pores plus grands que 0,1  $\mu\text{m}$  auxquels l'eau peut accéder. Le pourcentage élevé (jusqu'à 50%) des pores inférieurs à 0,1  $\mu\text{m}$  explique la faible valeur de la porosité accessible à l'eau sous vide de ce granulat par rapport à sa masse volumique. Le granulat de ponce 800P a une porosité accessible à l'eau sous vide  $\phi^v$  de 40%, ce qui est inférieur à la valeur 50% du granulat d'argile 650A de masse volumique équivalente. On peut en déduire que le granulat fin de ponce 800P a une fraction volumique des pores fermée supérieure à celle du granulat fin d'argile 650A.

La Figure II-9 montre les relations entre les diamètres de pores et le volume de mercure injecté dans les granulats légers. La distribution de tailles des pores est déterminée à partir du volume de mercure pénétré à chaque incrément de pression. Le schiste expansé a principalement des micropores  $10^{-2}$  à  $10^{-1}\mu\text{m}$  (jusqu'à 60%). Le granulat de pierre ponce a une distribution des tailles de pores concentrée entre 0,01 et 0,5  $\mu\text{m}$  pour le 680P et entre 0,01 et 2  $\mu\text{m}$  pour le 800P. Le gravillon d'argile 550A est celui qui a le plus de « grands » pores avec plus de 80% de pores supérieurs à 0,1  $\mu\text{m}$ . Le granulat fin d'argile 650A, de la même nature, a beaucoup moins de pores supérieurs à 5  $\mu\text{m}$ .

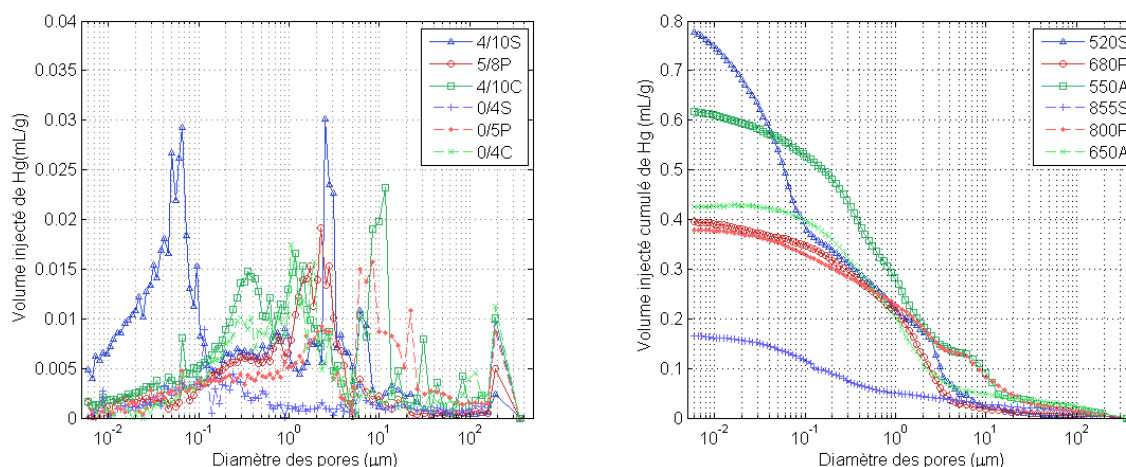


Figure II-9 : Distribution des pores des granulats légers exprimés par le volume injecté de mercure (a) et par le volume injecté cumulé de mercure (b)

## 2. Préparation des échantillons de bétons

### 2.1. Méthodologie expérimentale

Les études précédentes au sein du L2MGC [KE08, KE09, KE10] ont montré que des bétons de granulats légers, tout en ayant une faible masse volumique, pouvaient conserver des performances mécaniques compatibles à une utilisation structurelle. L'amélioration du couple résistance/densité s'effectue en optimisant la fraction volumique de granulats légers, en utilisant une matrice cimentaire hautes performances. Pour des masses volumiques sèches

(étuve) comprises entre 1500 et 1600 kg/m<sup>3</sup> les résistances en compression varient entre 25 et 45 MPa selon le rapport E/C et la présence ou non de fumée de silice. Les bétons de cette précédente étude étaient confectionnés en utilisant des gravillons légers mais en conservant du sable alluvionnaire.

A partir de ces données, nous souhaitons modifier les formulations de Ke [KE08] pour obtenir des bétons de granulats légers plus performants en isolation thermique sans trop diminuer leurs performances mécaniques. L'optimisation du comportement thermomécanique du béton de granulats légers doit permettre d'obtenir des bétons suffisamment résistants pour une utilisation structurelle avec un meilleur pouvoir isolant.

Dans cet objectif, nous étudions plusieurs taux de substitution du sable alluvionnaire par du sable léger. Les sables légers apportent une porosité plus élevée au béton. Trois natures différentes de sable sont utilisées afin d'étudier l'influence de la composition chimique et minéralogique, de la porosité totale et de la distribution des pores des granulats.

Nous envisageons de retenir la matrice ordinaire M8 de Ke [KE08], qu'on appelle désormais MO, pour fabriquer une série de bétons de classe C25/30 en espérant un pouvoir isolant très performant. Une autre série de bétons avec une matrice hautes performances MHP est également préparée. Cette série répond à une exigence plus élevée sur la performance mécanique du béton malgré son pouvoir isolant un peu plus faible que les bétons à matrice MO. Pour chaque série, les bétons sont confectionnés en gardant le même volume et la même composition de pâte de ciment mais avec différentes natures de granulats et à différents taux de substitution du sable naturel.

## 2.2. Formulations des bétons

Deux séries de matrices cimentaires MO et MHP correspondant aux deux séries de bétons ont respectivement un rapport eau / liant (E/L) de 0,45 et 0,33. Elles ont le même rapport sable / ciment (S/C) de 1,46. Dans les matrices MHP, nous ajoutons 10% de fumée de silice sur le dosage du ciment pour améliorer ses performances mécaniques. La fraction volumique de gravillons légers par rapport au volume de béton est choisie constante et égale à 45% en se basant sur les travaux de Ke [Ke, 2009 et 2010]. Les quatre gravillons utilisés (520S, 680P, 550A et 700A) correspondent à quatre catégories dans chaque série de béton. Le sable de rivière (0/2R) utilisé est un sable silico-calcaire contenant plus de 80% de calcaire, de masse volumique 2462 kg/m<sup>3</sup>. Il est substitué par du sable léger de même nature que le gravillon léger aux pourcentages suivants 0, 50 et 100% pour chacune des catégories. Un béton de référence composé entièrement de granulats naturels silico-calcaires (nommé O-SC) est aussi préparé avec les mêmes dosages afin de situer les performances mécaniques et thermiques de nos formulations par rapport à un béton de masse volumique ordinaire. Au total, 25 formulations de béton dont 24 formulations de béton léger sont réalisées. La nomenclature utilisée par la suite est présentée dans le Tableau II-6.

Un superplastifiant est éventuellement ajouté dans les formulations afin de conserver la même classe de consistance avec un affaissement de 16±3 cm (cf. paragraphe II-2.4).

A partir des masses volumiques réelles du ciment et du sable, de la masse volumique réelle saturée surface sèche des granulats, du volume de pâte et du rapport G/S défini dans les travaux précédents [KE08], nous calculons la masse des constituants de toutes les

formulations. Les compositions des bétons réalisés sont présentées au tableau II-7 pour un granulat donné (4/10 550 A). Les autres formulations sont présentées en Annexe A.

Série de béton		Catégorie de béton		Formulation de béton		
Libellé	Série de matrice	Libellé	Gravillon	Libellé	Formulation matrice	Taux de substitution du sable
BMHP	MHP	HP-520S	520S	HP-520S 0	MHP-SC	0
				HP-520S 50	MHP-S50	50
				HP-520S 100	MHP-S100	100
		HP-680P	680P	HP-680P 0	MHP-SC	0
				HP-680P 50	MHP-P50	50
				HP-680P 100	MHP-P100	100
		HP-550A	550A	HP-550A 0	MHP-SC	0
				HP-550A 50	MHP-A50	50
				HP-550A 100	MHP-A100	100
		HP-700A	700A	HP-700A 0	MHP-SC	0
				HP-700A 50	MHP-A50	50
				HP-700A 100	MHP-A100	100
BMO	MO	O-520S	520S	O-520S 0	MO-SC	0
				O-520S 50	MO-S50	50
				O-520S 100	MO-S100	100
		O-680P	680P	O-680P 0	MO-SC	0
				O-680P 50	MO-P50	50
				O-680P 100	MO-P100	100
		O-550A	550A	O-550A 0	MO-SC	0
				O-550A 50	MO-A50	50
				O-550A 100	MO-A100	100
		O-700A	700A	O-700A 0	MO-SC	0
				O-700A 50	MO-A50	50
				O-700A 100	MO-A100	100

Tableau II-6 : Nomenclature des bétons

Matrice	E/L	Vsl	C (kg/m <sup>3</sup> )	S (kg/m <sup>3</sup> )	SL (kg/m <sup>3</sup> )	GL (kg/m <sup>3</sup> )	E (kg/m <sup>3</sup> )	FS (kg/m <sup>3</sup> )	SP (kg/m <sup>3</sup> )
HP	0,33	0%	438,89	570,56	-	557,81	159,32	43,89	10,09 <sup>1</sup>
		50%	438,89	285,28	195,18	557,81	159,32	43,89	10,09 <sup>1</sup>
		100%	438,89	-	390,36	557,81	159,32	43,89	10,09 <sup>1</sup>
O	0,45	0%	425,85	553,61	-	557,81	189,93	-	-
		50%	425,85	276,81	189,38	557,81	189,93	-	-
		100%	425,85	-	378,77	557,81	189,93	-	-

<sup>1</sup> : valeur pré-évaluée

**Tableau II-7 : Compositions des bétons légers de granulats d'argile 4/10 550A  
(basée sur la masse volumique saturée surface sèche des granulats légers)**

Les formulations de mortier et de pâte de ciment sont également préparées. Leurs propriétés mécaniques et thermiques servent à identifier les propriétés des sables et des gravillons légers dans les chapitres 3 et 4. Pour le mortier, nous envisageons d'en fabriquer quatre avec les mêmes proportions des sables et de ciment que les matrices des bétons à matrice hautes performances. Ce sont le mortier avec le sable alluvionnaire MHP-SC et les mortiers avec 100% du sable léger (MHP-S100, MHP-P100 et MHP-A100). Pour la pâte de ciment, nous en préparons deux de même rapport E/L et de même composition de liant que les bétons : une pâte de ciment hautes performances (ciment et 10% de fumée de silice, rapport E/L de 0,33) et une pâte de ciment ordinaire (ciment seul, rapport E/C de 0,45). Leurs compositions sont incluses dans le Tableau II-8. Les détails des formulations de mortiers sont présentés en Annexe A.

Libellé	E/L	Sable	C (kg/m <sup>3</sup> )	S (kg/m <sup>3</sup> )	SL (kg/m <sup>3</sup> )	E (kg/m <sup>3</sup> )	FS (kg/m <sup>3</sup> )	SP (kg/m <sup>3</sup> )
MHP-SC		SC	797,98	1037,37	-	289,67	79,80	17,56 <sup>1</sup>
MHP-S100	0,45	855S	797,98	-	799,70	289,67	79,80	19,31 <sup>1</sup>
MHP-P100		800P	797,98	-	662,95	289,67	79,80	17,56 <sup>1</sup>
MHP-A100		650A	797,98	-	709,74	289,67	79,80	8,78 <sup>1</sup>
PHP	0,33	-	1379,11	-	-	500,62	137,91	25,79 <sup>1</sup>
PO	0,45	-	1309,83	-	-	584,18	-	-

<sup>1</sup> : valeur pré-évaluée

**Tableau II-8 : Compositions des mortiers et des pâtes de ciment**

### 2.3. Procédure de fabrication

#### Réalisation des éprouvettes de béton et de mortier

Pour chaque formulation de béton, cinq éprouvettes cylindriques 16×32cm sont fabriquées. Trois éprouvettes sont réservées à la détermination de la résistance en compression, une à la mesure de la masse volumique séchée à l'étuve et du module d'élasticité dynamique et la dernière est découpée en plusieurs cylindres pour les essais thermiques. Quant aux mortiers, quatre éprouvettes cylindriques 16×32cm et deux éprouvettes prismatiques 7×7×28cm sont fabriquées pour chaque formulation. Les éprouvettes cylindriques sont utilisées pour les essais mécaniques et les éprouvettes prismatiques sont dédiées aux essais thermiques. La procédure de fabrication des mortiers est semblable à celle des bétons.

Nous avons présenté dans la section I-6.2 les avantages de l'utilisation des granulats légers pré-saturés. Cette manœuvre permet de se prémunir contre l'absorption d'eau par les granulats légers pendant le gâchage et la prise, donc de limiter la variation du rapport E/C dans le malaxeur. Par conséquent, nous utilisons la masse volumique des granulats saturés surface sèche pour calculer la composition du béton et nous déduisons l'eau de surface des granulats dans le calcul de l'eau totale.

Les granulats légers sont immergés pendant 48 heures avant le coulage du béton. Après cette période, nous laissons les granulats s'égoutter sur un tamis jusqu'à obtenir une teneur en eau de surface constante. Le tamis fabriqué au laboratoire avec un cadre en bois permet d'égoutter 30 litres de granulats au maximum. Pour les bétons avec sables légers, nous utilisons deux tamis pour égoutter les granulats légers et les sables légers en même temps. Nous remarquons ensuite que les granulats à la périphérie du tamis sèchent plus rapidement que ceux au centre à cause de l'absorption d'eau du bois. Il est donc décidé de couvrir le tamis avec un drap (Figure II-10). La durée de l'égouttage est estimée à 30 minutes. Pour les sables légers, on maintient le drap légèrement suspendu en hauteur pendant 6 minutes afin de faciliter l'écoulement de l'eau comme l'a proposé Ke [KE08].



Figure II-10 : a) Egouttage des granulats légers, (b) Aspect des granulats mouillés en surface

Nous déterminons ensuite la teneur en eau de surface des granulats pour la déduire de l'eau de gâchage. Pour cela, nous calculons la teneur en eau totale des granulats par différence de pesée avant ( $M_{sw}$ ) et après séchage à la poêle ( $M_d$ ), en vérifiant que la masse des granulats ne varie pas de plus de 0,1% après 15 minutes de cuisson. La teneur en eau de surface est ensuite calculée selon la formule suivante :

$$W_s = \frac{(M_{sw} - M_d)}{M_d} - W_a^{48} \quad (\text{II-8})$$

Il est couramment admis que l'eau absorbée par les granulats n'est pas disponible pour l'hydratation. L'eau de gâchage est donc réduite de la quantité d'eau apportée par la teneur en eau de surface des granulats légers. L'eau apportée par le superplastifiant est aussi déduite de l'eau de gâchage

La procédure de malaxage est comme suit :

- Les constituants sont mis en place dans le malaxeur pré-mouillé selon l'ordre suivant : gravillon léger, sable et sable léger, ciment et fumée de silice. Les constituants sont malaxés à sec pendant une minute.
- L'eau du gâchage est introduite en deux temps pendant le malaxage. Elle est divisée en deux parties de quantité similaire. Le superplastifiant est mélangé avec la première partie de l'eau avant qu'elle soit versée dans le malaxeur. La seconde partie de l'eau est utilisée pour rincer le récipient afin de récupérer le superplastifiant resté au fond du récipient. Après un intervalle d'une minute, cette seconde partie d'eau est introduite dans le malaxeur.
- Tous les constituants sont ensuite malaxés pendant deux minutes. Le temps de malaxage est limité pour que les granulats légers ne soient pas cassés.
- Après ces différentes étapes, nous arrêtons le malaxeur pour mesurer l'affaissement du béton. S'il n'a pas atteint la valeur souhaitée, nous ajoutons du superplastifiant supplémentaire dans le malaxeur et continuons le malaxage pendant une minute.

Une fois le malaxage terminé, le béton frais est introduit dans les moules cylindriques 16×32cm en deux couches d'égale hauteur. Les éprouvettes sont donc vibrées sur une table vibrante en deux temps. La durée de la vibration ne doit pas être trop importante pour éviter la ségrégation. Il est décidé de vibrer chaque couche ajoutée durant 10 secondes pour les bétons de matrice MO et durant 15 secondes pour les bétons de matrice MHP, comme proposé par Ke [KE08].

#### Réalisation des éprouvettes de pâte de ciment

Nous utilisons la procédure de fabrication de pâte de ciment décrite par Pertué [PER08]. Les pâtes de ciment sont fabriquées à l'aide d'un malaxeur à mortier de 5 litres, conforme à la norme EN-196-1. Le malaxage dure 3 minutes et est divisé en trois phases : un malaxage de 90s à vitesse lente (140 tours par minute), un temps d'arrêt pendant 30s et un malaxage de 90s à vitesse rapide (285 tours par minute).

Les pâtes de ciment sont versées dans les moules dès la fin du malaxage. Pour une formulation, trois éprouvettes 4×4×16cm pour les essais mécaniques et deux éprouvettes cylindriques 11×22cm destinées aux mesures du module d'élasticité et aux essais thermiques sont préparées.



La procédure de confection des éprouvettes 4×4×16cm est la suivante :

- Remplissage à mi-hauteur du moule
- Application de 60 chocs à l'aide d'une table à chocs (chute de l'hauteur de 15 mm à la fréquence d'une chute par seconde
- Remplissage en totalité du moule
- Application de 60 chocs à nouveau.

Les éprouvettes 11×22cm sont réalisés selon la procédure suivante :

- Remplissage à mi-hauteur du moule
- Piquetage de 10 coups
- Remplissage du reste de l'éprouvette
- Piquetage de 10 coups.

#### 2.4. Propriétés du béton frais

L'affaissement du béton est une caractéristique qui décrit l'ouvrabilité du mélange de béton frais. Pour le béton sans superplastifiant, l'affaissement est une indication de la quantité d'eau du béton frais. L'incorporation de superplastifiant (SP) dans l'eau de gâchage permet de conserver une ouvrabilité identique sans changer le rapport E/C. Une même ouvrabilité pour les différentes formulations permet de garder pour tous les bétons la même facilité de mise en place. L'affaissement au cône d'Abrams est testé pour chaque gâchée. L'affaissement de toutes les formulations est contrôlé à  $16\pm 3$  cm. Malgré l'attention dont a fait l'objet l'estimation de l'eau apportée par les granulats et la procédure de malaxage, dans certains cas, nous n'avons pu atteindre la valeur d'affaissement souhaitée.

La masse volumique du béton frais est mesurée directement sur les éprouvettes cylindriques. Elle est calculée à partir de la masse et du volume de l'éprouvette. Cette valeur permet d'ajuster la formulation théorique. Les moyennes des valeurs mesurées sur trois éprouvettes pour chaque formulations sont reportées dans le Tableau II-9.



Figure II-11 : a) Contrôle de l'affaissement du béton frais. b) Mesure de la teneur en air du béton frais

Matrice	Gros granulat	Taux de SL (%)	SP (g/l)	SP/C (%)	Aff. (cm)	MV frais (kg/m <sup>3</sup> )	Teneur en air (%)
HP	520S	0	13,55	3,09	10	1776	3,5
		50	11,6	2,64	17,5	1665	2,2
		100	11,11	2,53	17	1622	3,5
	680P	0	10,14	2,31	19,5	1881	3,9
		50	9,66	2,2	16,5	1779	5,4
		100	16,96	3,86	13	1673	5,4
	550A	0	13,42	3,06	11	1760	4,3
		50	14,53	3,31	12,5	1673	5,7
		100	12,58	2,87	16	1564	7,8
	700A	0	11,20	2,55	14	1849	5,2
		50	8,69	1,98	14,5	1739	8,1
		100	8,69	1,98	13	1679	8,4
O	520S	0	4,29	1,01	16	1726	4,2
		50	5,04	1,18	15	1661	3,9
		100	6,16	1,45	18,5	1581	4,5
	680P	0	3,73	0,88	18,5	1843	5,4
		50	4,29	1,01	18,5	1744	5,4
		100	5,97	1,4	15,5	1671	5,7
	550A	0	3,36	0,79	17,5	1728	10,8
		50	2,24	0,53	15	1618	11,6
		100	0,75	0,18	14,5	1514	12,7
	700A	0	3,17	0,74	19	1835	7,6
		50	2,83	0,66	18	1744	9,2
		100	1,35	0,32	16	1622	10,4

**Tableau II-9 : Dosage du superplastifiant et propriétés des bétons frais (affaissement, masse volumique et teneur en air)**

Lors du gâchage des bétons, nous déterminons également la teneur en air du béton frais. Cette caractéristique donne une indication concernant la compacité du béton. La méthode de mesure est basée sur la compressibilité de l'air dans le béton frais.

Nous utilisons un aéromètre manuel de 8L conforme à la norme NF EN 12350-7. Les granulats légers étant utilisés saturés, cette méthode reste applicable. Le béton frais est rempli dans la chambre étanche de l'aéromètre en deux temps sans oublier la vibration. Après la mise en place du couvercle, on introduit l'eau dans la chambre à travers une vanne pour expulser les vides d'air à la surface du béton. Le béton est ensuite mis en contact avec un volume connu d'air en surpression. La valeur de la pression résultante permet de déterminer la teneur en air du béton qui est lue directement sur le manomètre étalonné.

Les résultats présentés dans le Tableau II-9 montrent que les bétons de schiste et de ponce, grâce à la forme anguleuse et irrégulière des grains de schiste, ont une teneur en air plus faible que les bétons d'argile dont la géométrie des grains est sphérique. Les bétons de schiste et de ponce ont donc une compacité plus élevée. En outre, la substitution du sable alluvionnaire par les sables légers d'argile expansée augmente la teneur en air du béton frais. Le sable d'argile expansée est le seul à être un granulat rond (non concassé), la substitution du sable normal par ce sable d'argile expansée s'accompagne d'une diminution de la compacité du béton.

### 3. Essais sur les bétons de granulats légers

#### 3.1. Propriétés physiques du béton durci

Les propriétés physiques étudiées sont : la masse volumique du béton séché à l'étuve, la masse volumique du béton saturé et la porosité accessible à l'eau. Elles sont mesurées selon la norme EN 12390-7.

Les éprouvettes de béton sont démoulées à 24h puis conservées dans l'eau jusqu'à l'âge de 28 jours. Pour la mesure des masses volumiques, les échantillons de petites tailles (5x5x3 cm) sont prélevés à différentes hauteurs le long d'une éprouvette Ø16x32 cm. Cela permet de s'affranchir des différences de concentration des granulats liées à une éventuelle ségrégation. Les mesures effectuées sur les trois échantillons donnent la moyenne de la propriété physique à déterminer. La détermination des masses volumiques du béton durci est effectuée sur le béton à l'état saturé, c'est-à-dire que l'échantillon est immergé dans l'eau jusqu'à ce que la variation de masse entre deux pesées soit inférieure à 0,2% après 24h. On note la masse  $M_1$  mesurée à l'air libre du béton saturé séché en surface avec des chiffons mouillés. La masse  $M_2$  de l'échantillon de béton saturé immergé est ensuite mesurée. La différence de ces deux valeurs permet de déterminer le volume de l'échantillon. Après cette opération, l'échantillon est séché à 105°C jusqu'à masse constante  $M_3$ . En général, le béton atteint l'état sec après trois semaines dans l'étuve.

La masse volumique du béton durci séché est calculé par :

$$\rho_{bs} = \frac{M_3}{M_1 - M_2} \rho_e \quad (\text{II-9})$$

où  $\rho_e$  est la masse volumique de l'eau.

---

La masse volumique du béton durci saturé est calculée par :

$$\rho_{ba} = \frac{M_1}{M_1 - M_2} \rho_e \quad (\text{II-10})$$

A partir des masses volumiques du béton saturé et séché à l'étuve, la porosité accessible à l'eau est déterminée selon la relation :

$$\phi_b = \frac{\rho_{ba} - \rho_{bs}}{\rho_e} \times 100 \quad (\text{II-11})$$

Les résultats expérimentaux des masses volumiques et de la porosité accessible à l'eau des bétons sont présentés dans le Tableau II-10. Les mesures de masse volumique du mortier suivent les mêmes procédures que celles du béton. Les propriétés physiques des mortiers sont présentées dans le Tableau II-11.

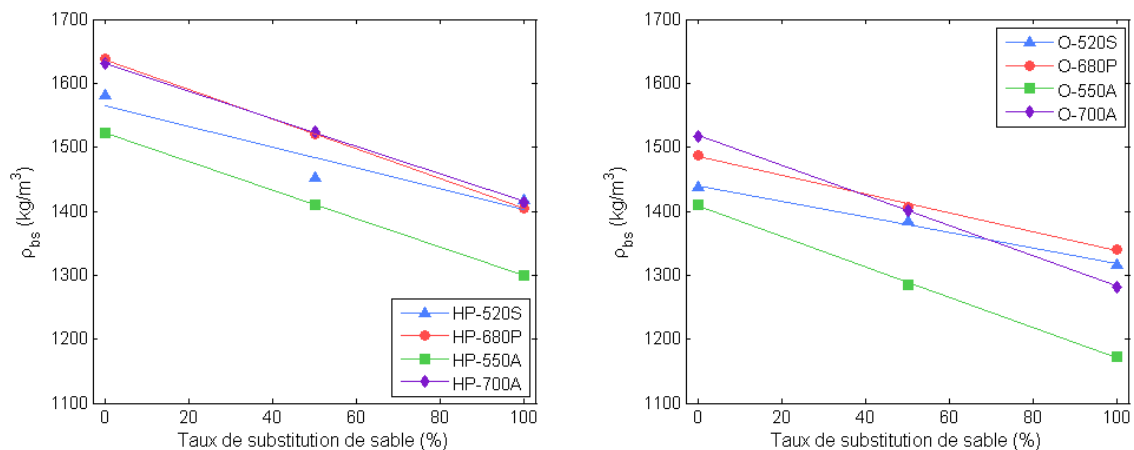
Matrice	Gros granulat	Taux de SL (%)	$\rho_{ba}$ (kg/m <sup>3</sup> )	$\rho_{bs}$ kg/m <sup>3</sup> )	$W_a$ (%)	$\phi_b$		
						Moyenne (%)	Ecart type (%)	ET relatif (%)
HP	520S	0	1787	1581	13,0	20,6	0,91	4,41
		50	1677	1453	15,5	22,5	0,23	1,01
		100	1627	1418	14,7	20,8	0,82	3,92
	680P	0	1885	1637	15,1	24,8	0,22	0,89
		50	1787	1520	17,5	26,7	0,14	0,54
		100	1662	1404	18,4	25,8	0,82	3,19
	550A	0	1742	1521	14,5	22,0	1,09	4,94
		50	1657	1411	17,4	24,6	0,82	3,34
		100	1572	1300	20,9	27,2	0,82	3,00
	700A	0	1850	1631	13,5	22,0	0,51	2,30
		50	1769	1524	16,1	24,5	0,56	2,29
		100	1681	1414	18,9	26,7	0,45	1,70
O	520S	0	1647	1437	14,6	21,0	1,02	4,83
		50	1606	1384	16,1	22,3	1,30	5,86
		100	1549	1315	17,8	23,4	1,11	4,74
	680P	0	1732	1488	16,4	24,4	1,50	6,14
		50	1661	1406	18,2	25,5	0,96	3,77
		100	1600	1340	19,4	26,0	0,70	2,69
	550A	0	1677	1410	18,9	26,7	1,26	4,73
		50	1582	1285	23,2	29,7	0,72	2,42
		100	1491	1173	27,1	31,8	1,10	3,45
	700A	0	1776	1517	17,1	25,9	0,33	1,29
		50	1681	1402	19,9	27,9	0,42	1,51
		100	1573	1282	22,7	29,1	0,30	1,03
O	SC	-	2210	2030		18,1	0,12	0,67

**Tableau II-10 : Masse volumique du béton durci saturé, du béton durci séché à l'étuve et porosité accessible à l'eau**

Matrice	Sable	$\rho_{ba}$ (kg/m <sup>3</sup> )	$\rho_{bs}$ (kg/m <sup>3</sup> )	$\phi_b$		
				Moyenne (%)	Ecart type (%)	ET relatif (%)
MHP-SC	SC	2090	1880	20,9	0,46	2,21
MHP-S100	855S	1870	1620	24,7	0,39	1,56
MHP-P100	800P	1730	1430	29,8	0,95	3,17
MHP-A100	650A	1720	1440	27,8	0,61	2,20

Tableau II-11 : Masses volumiques des mortiers

Comme présenté dans le chapitre I, les propriétés mécaniques et thermophysiques des bétons sont liées en grande partie à leur masse volumique. Le remplacement du sable alluvionnaire par du sable léger induit une augmentation de la porosité des bétons et une diminution de la masse volumique de ces derniers. La Figure II-12 montre la relation entre la masse volumique des bétons et le taux de remplacement du sable.



**Figure II-12 : Evolution de la masse volumique des bétons en fonction du taux de substitution du sable naturel par du sable léger pour les bétons à matrice hautes performances (a) et pour les bétons à matrice ordinaire (b)**

Les bétons de granulats légers à 0% de sable léger ont une masse volumique variant entre 1580 et 1640 kg/m<sup>3</sup> pour les bétons BMHP et entre 1410 et 1520 kg/m<sup>3</sup> pour les bétons BMO. L'utilisation de la matrice ordinaire à la place de la matrice hautes performances diminue également la masse volumique des bétons (65 à 185 kg/m<sup>3</sup> équivalent à 5 à 13%) ce qui entraîne un allègement des structures. L'utilisation des gravillons de masses volumiques équivalentes (520S vs 550A et 680P vs 700A) permet d'obtenir des bétons de masses volumiques comparables. La substitution totale du sable naturel silico-calcaire par du sable léger permet d'atteindre des masses volumiques sèches comprises entre 1170 et 1340 kg/m<sup>3</sup> pour les bétons à matrice ordinaire et entre 1300 et 1410 kg/m<sup>3</sup> pour les bétons à matrice hautes performances selon la densité du sable léger. La densité du sable de schiste expansé étant plus élevée (1,6) que celle de l'argile expansée et la ponce (1,4 environ), la substitution par du schiste expansé diminue dans une moindre proportion la densité du béton. Pour les bétons à matrice hautes performances, le remplacement complet du sable naturel par du sable

léger diminue la masse volumique du béton sec d'environ  $160 \text{ kg/m}^3$  (schiste expansé),  $230 \text{ kg/m}^3$  (pierre ponce) et  $220 \text{ kg/m}^3$  (argile expansée). Pour les bétons à matrice ordinaire, ces valeurs sont respectivement de  $130 \text{ kg/m}^3$  (schiste expansé),  $150 \text{ kg/m}^3$  (pierre ponce) et  $240 \text{ kg/m}^3$  (argile expansée). On observe ainsi des différences sur les diminutions de masse volumique entre les bétons BMHP et BMO. Ces différences s'expliquent par l'hétérogénéité au sein des lots livrés de schiste expansé et de pierre ponce. Les granulats de schiste expansé et de pierre ponce des sacs utilisés pour les bétons à matrice ordinaire avaient une densité plus élevée que les lots précédemment utilisés pour les bétons à matrice hautes performances et pour les mesures des propriétés physiques des granulats. Les formulations étant calculées à partir des masses volumiques des premiers sacs, le volume réel de sables légers dans les BMHP est probablement inférieur au volume théorique de la formulation.

Les valeurs de la porosité accessible à l'eau varient selon les différents bétons entre 21 et 32% pour les bétons à matrice ordinaire et entre 20 et 27% pour les bétons à matrice hautes performances (tableau II-10). Pour chaque formulation, les écarts types des trois mesures sont entre 0 à 6%. La porosité des bétons augmente avec la substitution du sable silico-calcaire par du sable léger : d'environ 0,2-2,4% pour les bétons de schiste ; 1,6-1,9% pour les bétons de ponce; 3,2-5,2% pour les bétons d'argile. Les bétons à matrice HP sont moins poreux que les bétons à matrice ordinaire. La différence entre les bétons de schiste HP et O est moins prononcée que pour les bétons d'argile expansée en raison de la plus « faible » masse volumique des lots de schiste et de pierre ponce utilisés pour la campagne HP.

## **3.2. Mesure des propriétés mécaniques**

### **3.2.1. Résistance en compression**

Les éprouvettes de béton, de mortier et de pâte de ciment sont démoulées 24h après le gâchage. Les éprouvettes pour les essais mécaniques sont conservées dans l'eau à  $22 \pm 3^\circ\text{C}$  jusqu'à l'âge de 27 jours avant d'être sorties dans l'air à température ambiante pendant les 24 heures suivantes.

#### *Essais de compression sur les éprouvettes de béton et de mortier*

Avant l'essai, les éprouvettes sont surfacées à l'aide d'un matériau à base de soufre et de silice (Figure II-13a). Le surfacage a pour but d'obtenir une planéité parfaite des faces de chargement, ainsi que l'orthogonalité de celles-ci par rapport aux génératrices du cylindre. Le parallélisme entre les surfaces extrêmes garantit l'absence de moments parasites et donc de contraintes de traction qui induiraient un pré-endommagement du matériau et la diminution de la valeur de résistance en compression.

La résistance à la rupture en compression est déterminée à partir des essais destructifs de compression uniaxiale effectués sur trois éprouvettes cylindriques  $\text{Ø}16 \times 32 \text{ cm}$  pour chacune des formulations avec une presse hydraulique INSTRON 3000 KN (Figure II-13b). La presse utilisée dispose de plus d'un système de rotule/appui fixe. L'appui fixe permet d'aligner l'axe de l'éprouvette avec celui de la machine, tandis que la rotule gomme, en partie, les défauts de perpendicularité et parallélisme. Le taux de chargement imposé est de  $0,5 \text{ MPa/s}$ .



**Figure II-13 : a) Surfaçage de l'éprouvette. b) Pilotage de la presse hydraulique.  
c) Rupture de l'éprouvette du béton de granulat 680P**

Les résultats de résistance en compression obtenus à partir de trois éprouvettes différentes pour chaque formulation de béton sont présentés dans le Tableau II-12. Les écarts types varient entre 0,2 MPa et 2,5 MPa témoignant ainsi d'une faible dispersion des résultats. L'écart type relatif maximal reste en deçà de 5.6% et un écart moyen de 0,9 MPa (2,4% en relatif) sur 24 formulations montre la bonne représentativité des résultats. Les résistances obtenues varient entre 22 et 50MPa. La résistance moyenne du MO 550 A à 100% de sable léger est égale à 22 MPa approchant ainsi la classe de résistance C20.

Les valeurs de résistance en compression des mortiers et des pâtes de ciment sont citées dans le Tableau II-13. Trois mesures sont effectuées pour chaque formulation de mortier.



Matrice	Gravillon	Taux de SL (%)	Résistance en compression			
			Moyenne (MPa)	Ecart type (MPa)	ET relative (%)	
HP	520S	0	42,4	1,54	3,62	
		50	37,2	1,06	2,86	
		100	36,3	1,63	4,48	
	680P	0	48,9	2,51	5,13	
		50	40,1	1,02	2,55	
		100	33,5	0,80	2,38	
	550A	0	35,9	0,42	1,16	
		50	33,6	0,52	1,54	
		100	29,6	0,84	2,83	
	700A	0	44,1	0,63	1,43	
		50	42,6	0,50	1,16	
		100	41,6	0,82	1,96	
	O	520S	0	37,6	0,81	2,15
			50	35,7	1,84	5,16
			100	34,3	0,62	1,80
680P		0	34,8	0,45	1,31	
		50	33,0	0,77	2,35	
		100	31,4	0,43	1,37	
550A		0	30,8	1,01	3,27	
		50	25,6	0,51	2,00	
		100	22,2	0,57	2,59	
700A		0	40,3	2,26	5,62	
		50	35,4	0,44	1,24	
		100	31,3	0,19	0,61	
O		SC	-	45,3	0,55	1,07

Tableau II-12 : Résistances en compression des bétons à 28 jours

Essai de compression sur les éprouvettes de pâte de ciment

Les essais mécaniques sur les pâtes de ciment sont réalisés avec une machine de compression / flexion 3R de Quantech. L'éprouvette 4×4×16cm est d'abord soumise à une flexion trois points. Les deux morceaux de l'éprouvette cassée sont successivement chargés en compression jusqu'à la rupture. Au total, six essais de compression sont effectués sur trois éprouvettes prismatiques. Les valeurs de résistance en compression des pâtes de ciment sont présentées dans le tableau II-13.

Formulation	Sable	Résistance en compression		
		Moyenne (MPa)	Ecart type (MPa)	ET relative (%)
MHP-SC	SC	67,09	3,00	4,46
MHP-S100	855S	64,65	2,19	3,39
MHP-P100	800P	41,89	0,23	0,54
MHP-A100	650A	53,17	0,40	0,76
PHP	-	65,40	3,16	5,19
PO	-	50,61	3,83	8,58

**Tableau II-13 : Résistances en compression des mortiers et des pâtes de ciment**

### 3.2.2. Module d'élasticité dynamique par mesure de la vitesse de propagation des ultrasons

Le dispositif de mesure est un générateur d'ultrasons PUNDIT connecté à deux transducteurs à ondes dont un émetteur et un récepteur (figure II-14). Les deux transducteurs sont couplés d'une façon alignée sur deux surfaces parallèles et égalisées par ponçage de l'échantillon. Il est important d'avoir un contact adéquat entre le béton et la face de chaque transducteur. Le contact acoustique transducteur / échantillon est assuré en utilisant de la vaseline et en appuyant le transducteur contre la surface en béton. Une impulsion ultrasonique (supérieure à 20 kHz) d'ondes longitudinales est émise par l'émetteur et reçue à la surface opposée par le récepteur. L'appareil mesure le temps de transit de l'impulsion. La longueur de parcours est mesurée avec un pied à coulisse puis est divisée par le temps de transit pour obtenir la vitesse de propagation des ultrasons. Pour un matériau élastique, la relation entre la vitesse d'impulsion longitudinale, les constantes élastiques et la masse volumique du béton sert à déterminer le module d'élasticité dynamique :

$$E = \left(\frac{L}{t}\right)^2 \frac{\rho(1+\nu)(1-2\nu)}{1-\nu} \quad (\text{II-12})$$

où  $E$  est le module d'élasticité,  $L$  la distance entre deux transducteurs,  $t$  le temps d'impulsion,  $\rho$  la masse volumique du béton et  $\nu$  le coefficient de Poisson.



Figure II-14 : Dispositif de mesure du module d'élasticité dynamique

Pour le béton et le mortier, l'éprouvette utilisée pour la mesure du module d'élasticité dynamique est la même que celle utilisée pour la caractérisation des propriétés physiques. L'éprouvette  $\text{Ø}16 \times 32$  cm est découpée en échantillons de  $\text{Ø}16 \times 10$  cm. La longueur de parcours est donc de 100 mm conformément à la norme EN 12504-4. La partie au milieu de l'éprouvette  $\text{Ø}16 \times 32$  cm est retenue pour éviter l'effet de ségrégation dans le béton. Les échantillons sont rectifiés avec une meuleuse pour avoir deux surfaces planes et parallèles. Pour la pâte de ciment, nous faisons des mesures sur les échantillons cylindriques  $\text{Ø}11 \times 4$  cm découpés à partir des éprouvettes  $\text{Ø}11 \times 22$  cm. Les échantillons sont ensuite séchés dans l'étuve à  $80^\circ\text{C}$  jusqu'à masse constante, ce qui correspond à une variation de masse inférieure à 0,2% après 24h de séchage. Le séchage à une telle température permet de prévenir les microfissures générées par l'élévation de température et qui pourraient perturber la mesure acoustique.

Le Tableau II-14 récapitule les valeurs moyennes du module d'élasticité dynamique des bétons de granulat léger. Les valeurs du module d'élasticité dynamique des mortiers et des pâtes de ciment sont présentées dans le Tableau II-15. Trois mesures sont effectuées pour chaque formulation pour assurer la représentativité de la valeur moyenne trouvée.

Les modules d'élasticité des bétons de granulats légers varient entre 11 et 24,5 GPa soit un tiers à deux tiers du module d'élasticité du béton ordinaire de référence O-SC (de même proportion des composants des bétons de matrice ordinaire). L'écart entre les bétons de matrice hautes performances et ceux de matrice ordinaire est de 3 à 5 GPa pour un gravillon identique et à la même proportion de sable léger. La plus faible diminution du module suite à la substitution par du sable léger est obtenue avec le sable de schiste 855S. Les écarts types varient entre 0,06 et 1,27 GPa, (écarts types relatifs 0,3 à 5,2%), montrant ainsi une bonne représentativité des valeurs moyennes. La moyenne des écarts types est égale à 0,43 GPa (2,6% en écart type relatif) illustrant ainsi une faible dispersion autour de la moyenne des valeurs mesurées.

Matrice	Gros granulat	Taux de SL (%)	Module d'élasticité dynamique		
			Moyenne (GPa)	Ecart type (GPa)	ET relative (%)
HP	520S	0	24,5	1,27	5,18
		50	22,3	0,16	0,73
		100	21,6	0,06	0,29
	680P	0	24,1	0,30	1,25
		50	20,7	0,40	1,91
		100	16,9	0,23	1,33
	550A	0	20,3	0,59	2,88
		50	18,0	0,81	4,50
		100	15,4	0,55	3,58
	700A	0	23,3	0,45	1,94
		50	18,8	0,80	4,25
		100	16,9	0,32	1,87
O	520S	0	19,3	0,56	2,89
		50	18,6	0,34	1,84
		100	17,3	0,22	1,25
	680P	0	19,1	0,24	1,27
		50	17,0	0,29	1,70
		100	15,3	0,43	2,82
	550A	0	16,3	0,54	3,28
		50	13,6	0,30	2,24
		100	11,1	0,20	1,79
	700A	0	18,2	0,24	1,32
		50	15,7	0,26	1,65
		100	13,6	0,13	0,92
O	SC	-	32,7	1,01	3,10

Tableau II-14 : Module d'élasticité dynamique du béton durci mesuré sur échantillon sec

Formulation	Sable	Module d'élasticité dynamique		
		Moyenne (GPa)	Ecart type (GPa)	ET relative (%)
MHP-SC	SC	29,1	0,83	2,85
MHP-S100	855S	23,6	0,54	2,27
MHP-P100	800P	18,4	0,19	1,03
MHP-A100	650A	17,3	0,46	2,67
PHP	-	22,9	0,61	2,69
PO	-	18,9	0,59	3,12

Tableau II-15 : Module d'élasticité dynamique des mortiers et des pâtes de ciment

### 3.3. Mesure des propriétés thermiques

#### 3.3.1. Démarche et conditionnement

Les propriétés thermiques des bétons légers sont mesurées sur des échantillons « prismatiques » 14×7×4 cm (Figure II-15). L'éprouvette cylindrique 16×32 cm est découpée en plusieurs tranches d'épaisseur 4 cm qui sont ensuite taillées pour avoir la forme finale. Les échantillons sont poncés afin d'obtenir une bonne planéité aux surfaces 14×7cm en contact avec la sonde. Cela permet d'assurer un bon contact du béton avec la sonde Hot-Disk qui sera en sandwich entre deux échantillons.



Figure II-15 : Échantillon « prismatique » 14×7×4 cm avec la sonde Hot disk

L'objectif de cette étude est d'analyser l'influence de l'état hydrique et de la température des bétons légers sur leurs propriétés thermiques. Nous avons utilisé trois modes de conditionnement spécifiques permettant d'atteindre trois états hydriques différents ; l'état sec, l'état saturé en eau et un état de saturation intermédiaire (Tableau II-16).

- Pour l'état sec, après une maturation sous eau pendant trois mois permettant une hydratation dans les meilleures conditions possibles, les échantillons sont conservés à l'étuve à 80°C, afin d'éviter les réactions de déshydratation de la matrice cimentaire, jusqu'à masse constante (variation inférieure à 0,2% après 24 heures). La durée du séchage est de 20 jours environ. Avant le test, les échantillons sont sortis de l'étuve et laissés dans un sac étanche à la température de 20°C pendant 24 heures.
- Pour l'état de saturation intermédiaire, après maturation sous eau, les échantillons sont séchés en étuve à 80°C jusqu'à masse constante puis conservés dans une enceinte climatique à 20°C et à 50% d'humidité relative jusqu'à teneur en eau constante. L'état de teneur en eau constante est assuré lorsque la masse des échantillons ne varie pas de plus de 0,02% entre deux pesées espacées de 24 heures [BIL03, HAN11].
- Les échantillons à l'état saturé sont conservés sous eau à 20°C jusqu'au jour de l'essai et sont séchées en surface avec un chiffon mouillé avant l'essai.

Objectif	Conditions de mesure		Conservation
	T (°C)	Etat hydrique	
Analyse de l'influence de l'état hydrique	20°C	sec	dans étuve à 80°C jusqu'à masse constante
	20°C	saturation intermédiaire	dans étuve à 80°C jusqu'à masse constante puis dans enceinte climatique à 20°C et à 50% HR jusqu'à teneur en eau constante
	20°C	saturation en eau	dans eau à 20°C jusqu'à 90 jours
Analyse de l'influence de la température	5°C	Sec	dans étuve à 80°C jusqu'à masse constante
	20°C	Sec	
	35°C	Sec	
	50°C	Sec	

**Tableau II-16 : Conditionnement des échantillons avant les essais thermiques**

D'autre part les propriétés thermiques sont mesurées en fonction de la température. Celle-ci est fixée à quatre valeurs cibles : 5°C, 20°C, 35°C et 50°C. Ce choix permet de mesurer l'influence de la température sur les propriétés thermiques tout en respectant les ordres de grandeur des températures d'utilisation des bétons dans les bâtiments. Les températures 5 et 20°C sont obtenues par conservation dans une enceinte climatique dans laquelle les échantillons, enfermés dans un sac étanche après un séchage à l'étuve, sont conservés pendant au moins 24h pour obtenir une température homogène. Les températures 35 et 50°C sont obtenues à l'aide d'un four piloté par le programme du Hot Disk.

Les mesures de propriétés thermiques sont également effectuées pour les mortiers et les pâtes de ciment. Les échantillons de mortier de taille 7×7×14 cm sont obtenus par rupture d'une éprouvette 7×7×28cm. Les échantillons de pâte de ciment sont des disques de dimensions Ø11×4 cm découpés dans un cylindre Ø11×22 cm. Deux paires d'échantillons sont préparées pour chaque formulation. Les mortiers et les pâtes de ciment sont caractérisés seulement à 20°C à l'état sec dans l'enceinte climatique. Le conditionnement de conservation et de mesure est le même que celui des bétons.

### 3.3.2. Sensibilité à l'humidité

Sous les variations de conditions hydriques ambiantes, les bétons de granulats légers absorbent de la vapeur d'eau qui se condense sous forme d'eau liquide. Il s'agit de la condensation capillaire. Cette étude a pour but de mesurer l'impact d'une hygrométrie relative de 50% à 20°C sur les propriétés thermiques des bétons de granulats légers.

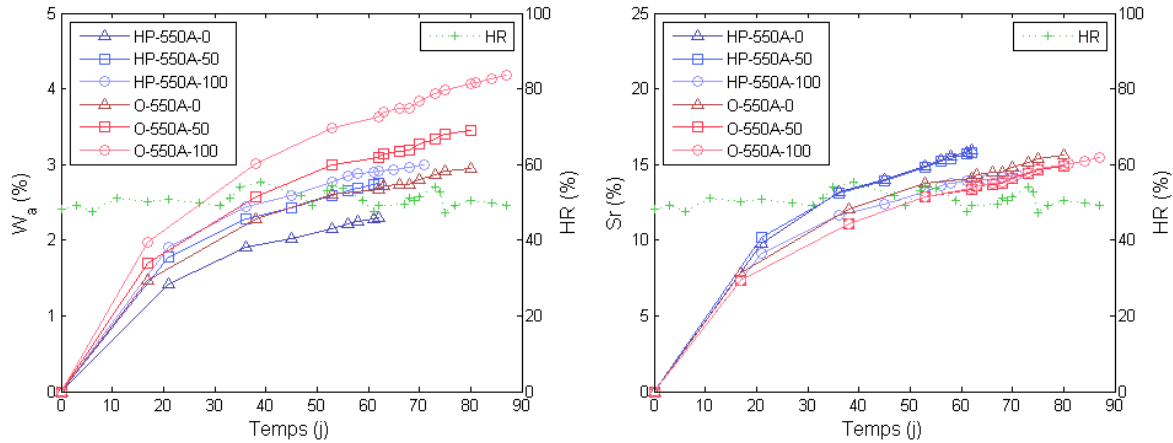
Les échantillons sont conservés, après séchage dans l'étuve à 80°C, dans l'enceinte climatique à 20°C et à 50% HR jusqu'à l'équilibre. Le béton est en état de sorption. La teneur en eau du béton augmente en raison de la pénétration de l'air humide dans les éprouvettes et la condensation de l'eau. Ce phénomène est d'autant plus favorisé que les capillaires sont fins. Quatre échantillons prismatiques 14×7×4 cm sont préparés pour chaque formulation. Afin d'analyser puis modéliser l'impact de l'eau sur les propriétés thermiques, nous déterminons la teneur en eau prise par les différentes formulations de béton par rapport à leur état sec. La teneur en eau est le rapport de la masse de l'eau prise par l'échantillon à la masse de l'échantillon sec :

$$W = \frac{M_{\text{eau}}}{M_{\text{sec}}} \quad (\text{II-13})$$

Nous caractérisons aussi cette prise en eau par rapport aux valeurs du degré de saturation. Le degré de saturation est égal au volume de l'eau absorbée rapporté au volume total des vides. Le volume de vides est calculé à partir de la masse d'eau absorbée après immersion jusqu'à masse constante. Le degré de saturation à 50% HR peut donc être calculé par le rapport entre la teneur en eau à l'équilibre à 50% d'humidité relative (T=20°C) sur sa teneur en eau à l'état saturé par immersion :

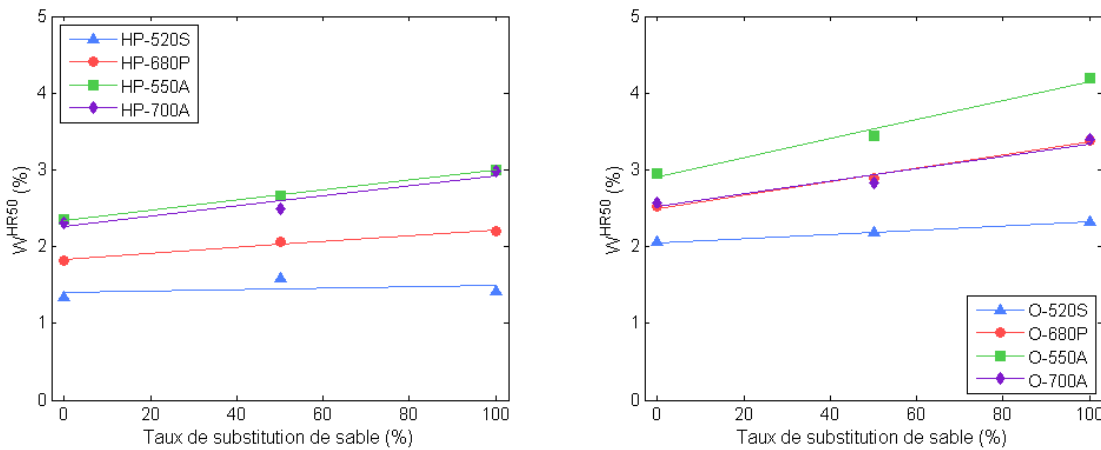
$$Sr = \frac{V_{\text{eau}}}{V_{\text{vide}}} = \frac{W}{W_a} \quad (\text{II-14})$$

La Figure II-16 présente l'évolution de la teneur en eau et du degré de saturation des bétons d'argile 550A conservés à 50% d'humidité relative en fonction du temps. Sur la courbe est aussi représenté le suivi en continu de l'humidité dans l'enceinte. Les valeurs finales de ces deux caractéristiques sont déterminées lorsqu'elles ne varient pas de plus de 0,02% après 24 heures durant 5 jours consécutifs. Il faut compter de 60 à 90 jours selon les différents types de béton léger, pour atteindre l'état hygrométrique d'équilibre des éprouvettes de bétons de taille 14×7×4 cm. Plus la porosité accessible à l'eau des bétons est élevée (teneur en eau à l'état saturé par immersion plus élevée), plus le temps pour atteindre l'équilibre est long.



**Figure II-16 : Evolution de la teneur en eau (a) et du degré de saturation (b) des bétons d'argile conservés à l'état d'humidité constante 50% HR en fonction du temps**

Le Tableau II-17 présente le degré de saturation et la prise en eau des bétons de granulats légers à l'état de saturation intermédiaire (teneur en eau constante à HR=50%) et la teneur en eau des bétons à l'état saturé par immersion. La Figure II-17 illustre l'évolution de la teneur en eau des bétons de granulat léger en fonction du taux de substitution de sable silico-calcaire par du sable léger. Les mesures sont effectuées 4 fois pour chaque formulation. Les écarts types donnés permettent également de juger de la faible dispersion des résultats. L'écart type moyen en relatif est de 3% avec un écart type relatif maximal de 5,7%.



**Figure II-17 : Evolution de la teneur en eau des bétons BMHP (a) et des bétons BMO (b) en fonction du taux de substitution de sable silico-calcaire par du sable léger**



Matrice	Gros granulat	Taux de SL (%)	$W_a$ (%)	$W^{HR50}$ (%)	$S_r^{HR50}$		
					Moyenne (%)	Ecart type (%)	ET relative (%)
HP	520S	0	13,03	1,34	10,3	0,43	4,17
		50	15,46	1,59	10,3	0,25	2,41
		100	14,68	1,42	9,7	0,26	2,75
	680P	0	15,12	1,82	12,1	0,26	2,19
		50	17,55	2,06	11,7	0,35	3,01
		100	18,38	2,20	12,0	0,32	2,66
	550A	0	14,46	2,35	15,7	0,86	5,45
		50	17,44	2,66	15,2	0,75	4,91
		100	20,91	3,00	15,5	0,12	0,75
	700A	0	13,48	2,31	17,2	0,80	4,66
		50	16,07	2,49	15,8	0,81	5,14
		100	18,87	2,98	15,8	0,39	2,46
O	520S	0	14,62	2,06	14,1	0,31	2,21
		50	16,08	2,18	13,6	0,40	2,93
		100	17,78	2,33	13,1	0,61	4,66
	680P	0	16,38	2,52	15,4	0,19	1,23
		50	18,15	2,89	15,9	0,21	1,34
		100	19,40	3,38	17,4	0,65	3,74
	550A	0	18,91	2,95	15,6	0,29	1,84
		50	23,15	3,45	14,9	0,20	1,32
		100	27,08	4,19	15,5	0,55	3,53
	700A	0	17,07	2,57	15,1	0,25	1,64
		50	19,91	2,83	14,2	0,22	1,52
		100	22,67	3,39	14,9	0,61	4,08

**Tableau II-17 : Teneur en eau et degré de saturation des bétons  
à l'état de saturation intermédiaire**

Pour les bétons BMO, la prise en eau après équilibre à l'humidité relative de 50 % varie entre 2 et 3% lorsque le béton est composé de gravillons légers et de sable silico-

calcaire (Tableau II-17). Cette valeur est de 2% pour les bétons de granulats normaux selon [BIL04]. Les bétons O-700A et O-680P de masses volumiques voisines ont une absorption quasiment identique d'environ 2,5%. Par contre malgré une même masse volumique, la prise en eau du béton O-520S est plus faible (2%) que celle du béton O-550A (3%). Ceci est lié à la plus faible part de porosité ouverte par rapport à la porosité totale des granulats de schiste 520S comme l'ont montré les mesures d'absorption (cf. paragraphe II-1.4.4). Suite à la substitution du sable silico-calcaire par du sable léger, la prise en eau supplémentaire varie entre 0,8 et 1,2% respectivement pour les sables de ponce et d'argile tandis qu'elle n'est que de 0,3% pour le sable de schiste. Le sable de schiste est moins poreux que les sables d'argile et de ponce (cf. paragraphe II-1.4.4).

En ce qui concerne les bétons BMHP, la prise en eau varie entre 1,3 et 2,4% lorsque le béton est composé de gravillons légers et de sable silico-calcaire. Comme pour les BMO, le béton contenant le gravillon 520S présente la plus faible prise en eau (1,3%) malgré sa plus faible masse volumique. Le béton HP-700A présente une augmentation de teneur en eau un peu plus importante que le béton HP-680P malgré des masses volumiques comparables. Suite à la substitution du sable silico-calcaire par du sable léger, la prise en eau supplémentaire est inférieure à celle observée pour les bétons à matrice ordinaire. Elle est d'environ 0,1% pour le sable de schiste, 0,4 % pour le sable de ponce et 0,65% pour le sable d'argile.

La diffusion de la vapeur d'eau est facilitée par la présence d'un réseau poreux connecté plus important. Ceci explique les plus faibles prises en eau sous une humidité relative de 50% des bétons BMHP par rapport aux bétons BMO. La masse d'eau adsorbée est surtout impactée par la porosité ouverte des granulats. Indépendamment de la masse volumique du granulat, les bétons composés du granulat 520S dont l'absorption d'eau est la plus faible présentent les plus faibles adsorptions. L'augmentation de la teneur en eau des bétons de granulats d'argile 550A est la plus élevée, en lien avec leur fort coefficient d'absorption d'eau. Une matrice cimentaire peu poreuse, à faible rapport E/C et contenant de la fumée de silice (10%), permet de limiter la prise en eau supplémentaire induite par la substitution du sable silico-calcaire par du sable léger. La comparaison (Tableau II-17) entre les teneurs en eau à saturation après immersion ( $W_a$ ) et à humidité relative ( $W^{HR50}$ ) montrent qu'il n'y a pas de corrélation directe entre les deux. La prise en eau par immersion est liée à la tension superficielle de l'eau dans les pores lorsque l'échantillon est immergé. La prise en eau à une humidité donnée est liée au transfert de masse et à la condensation de la vapeur d'eau dans les pores. L'air humide pénètre dans le béton et la vapeur d'eau se condense sous forme d'eau liquide dans les pores. La prise en eau est donc conditionnée par la taille des pores qui joue un rôle important dans l'équilibre condensation / évaporation. A une humidité relative donnée, la quantité d'eau condensée dépend le diamètre des pores où la pression à l'interface du ménisque est en équilibre avec la pression de la vapeur d'eau.

Les variations de teneur en eau en fonction de l'allègement par substitution en sable léger sont aussi impactées par la variation de la masse sèche des bétons. En effet la diminution seule de la masse sèche entraîne l'augmentation de la teneur en eau. Le degré de saturation se rapporte au volume de vide du béton et pourrait permettre une meilleure appréciation de l'influence des différents granulats. Toutefois le volume de vide s'obtenant

par la mesure de l'eau absorbée par immersion, la valeur du degré de saturation est donc connue avec une moins bonne précision que la valeur de la teneur en eau et ne concerne que la porosité ouverte. Le degré de saturation des bétons varie entre 10% et 17,5% selon les granulats et les matrices utilisés. Pour une même nature de granulat, le degré de saturation diminue généralement lorsque la compacité de la matrice cimentaire augmente. Cependant pour les bétons de granulat d'argile les taux de saturation restent autour de 15-16% quelle que soit la matrice. Concernant la nature des gravillons, comme l'indiquaient les valeurs de teneur en eau, les bétons de granulats 520S présentent les plus faibles degrés de saturation, 10 % et 13.5 % respectivement pour les BMO et BMHH. Pour une matrice identique, les bétons 550A et 700A atteignent les mêmes degrés de saturation après équilibre à 50% HR bien que le volume des vides des bétons 550A soit supérieur à celui du béton 700A. En général, le degré de saturation évolue très peu avec la substitution par du sable léger, les variations étant dans l'écart type de la mesure.

### 3.3.3. Propriétés thermiques mesurées dans l'enceinte climatique

Pour déterminer les propriétés thermiques des bétons, nous avons utilisé le dispositif Hot disk TPS 1500 de Thermoconcept (Figure II-18) fonctionnant sur le principe de la méthode TPS (source plane transitoire). Cette méthode a été présentée en détail dans la partie I-2.3. Elle permet de mesurer simultanément la conductivité et la diffusivité thermique et d'en déduire la chaleur massique.



Figure II-18 : a) Centre d'acquisition de Hot Disk. b) Mesure à température 35°C et 50°C

Les essais thermiques à 5°C et 20°C (échantillons secs et à différents états hydriques, saturé et à l'équilibre à une HR de 50% à 20°C) sont effectués dans l'enceinte climatique réglée à la température correspondante. Une fois que la température des échantillons est stabilisée, les échantillons sont montés avec la sonde Hot disk en sandwich sur le porte-échantillon. Les résistances de contact liées aux couches d'air entre le matériau et la sonde sont réduites au mieux. La sonde choisie, de rayon 9,868 mm et de type kapton, consiste en une double spirale de nickel très fine (épaisseur 10  $\mu\text{m}$ ). Elle est à la fois la source de chaleur et la sonde de température. La mesure est effectuée 5 fois sur deux couples d'échantillons pour chaque formulation. A chaque mesure, la sonde est déplacée afin de contrôler l'influence de l'hétérogénéité du béton sur la mesure. Le logiciel Hot disk Thermal Constants Analyzer permet de piloter l'essai. Le principe du système est de fournir au matériau une puissance constante pendant un temps défini pour générer une augmentation de température. Pour le béton de granulat léger, la puissance totale fournie par la sonde est

choisie à 0,4 W et le temps de mesure à 120s. Ceci permet de limiter la profondeur de propagation afin de respecter les conditions « de milieu infini » imposées par les dimensions de l'échantillon. La résistivité de la sonde est réglée en fonction de la température de mesure. Au cours de l'impulsion de chaleur, la résistance thermique de la sonde est mesurée. Cette résistance thermique permet de déterminer l'augmentation de température  $\Delta T(t)$  de la sonde qui est liée à la conductivité thermique, la capacité thermique et de la diffusivité thermique de l'échantillon (cf. paragraphe I-2.3).

### 3.3.4. Propriétés thermiques mesurées dans le four du Hot Disk

Nous utilisons le même dispositif de Hot disk pour les essais thermiques à 35°C et 50°C. Les échantillons, après le séchage à l'étuve, sont couverts par un sac étanche et conservés à température ambiante pendant 24h. Ils sont ensuite montés dans le porte échantillon fixé dans le four. La sonde choisie, de rayon de 9,719 mm, consiste en une double spirale de nickel très fine encapsulée dans deux fines feuilles de mica. Le logiciel Thermal Constants Analyzer permet de régler la température du four et les critères de stabilité thermique avant la mesure. Pour chaque échantillon de béton de granulat léger, on réalise les mesures à 35°C et 50°C consécutivement. Il y a donc deux montées en température de 15°C chacune (de 20°C à 35°C et de 35°C à 50°C) et deux paliers à 35°C et 50°C. La vitesse de chauffage à l'étape de montée en température de 0,25 °C/min se fait de manière automatique par le logiciel de Hot disk. Le critère de stabilité de température du four puis de l'échantillon avant la mesure est fixé à une variation maximale de  $\pm 0,5^\circ\text{C}$  pendant 30 minutes. Trois mesures sont effectuées en respectant un intervalle de temps de 30 minutes pour chaque échantillon et par température cible. Deux couples d'échantillons sont préparés pour chaque formulation. Au total, six mesures par température sont réalisées pour chaque formulation. Les paramètres de la puissance et du temps de mesure restent les mêmes que celles des mesures dans l'enceinte climatique.

### 3.3.5. Synthèse des mesures thermiques réalisées

La conductivité thermique, la diffusivité thermique et la chaleur massique des bétons de granulats légers mesurées sur l'échantillon sec à 20°C sont présentées dans les Tableau II-18 et Tableau II-19. Les résultats des autres mesures sont regroupés dans l'annexe B. Les valeurs des propriétés des mortiers et des pâtes de ciment se trouvent dans le Tableau II-20.

Les résultats sont commentés et analysés en fonction des paramètres de formulation et des conditions climatiques dans le chapitre III. A l'état sec à 20°C, les propriétés thermiques des bétons légers varient entre 0,42 et 0,76 W/m.K pour la conductivité thermique, entre 0,32 et 0,52 mm<sup>2</sup>/s pour la diffusivité thermique et entre 850 et 1100 J/kg.K pour la chaleur massique. L'écart type relatif maximal reste respectivement inférieur à 4,8%, 5,6% et 5,3% pour la conductivité, la diffusivité et la chaleur massique. L'écart moyen relatif de ces trois caractéristiques est de 2,5%, 3,5% et 3% sur 24 formulations et montre la bonne représentativité des résultats. Pour une même catégorie de béton, quel que soit le conditionnement, la conductivité thermique et la diffusivité thermique diminuent avec l'augmentation de la proportion du sable léger tandis que la capacité thermique massique augmente (tableaux II-18 et II-19). Les conductivités et diffusivités thermiques des bétons de la série BMO sont légèrement plus faibles que celles des bétons de la série BMHP.

Matrice	Gros granulat	Taux de SL (%)	Conductivité thermique			Diffusivité thermique			Chaleur massique		
			Moyenne (W/m.K)	Ecart type (W/m.K)	ET relative (%)	Moyenne (mm <sup>2</sup> /s)	Ecart type (mm <sup>2</sup> /s)	ET relative (%)	Moyenne (J/kg.K)	Ecart type (J/kg.K)	ET relative (%)
HP	520S	0	0,76	0,009	1,21	0,51	0,015	2,91	931,0	24,62	2,64
		50	0,67	0,023	3,47	0,47	0,019	3,98	980,1	24,96	2,55
		100	0,59	0,026	4,31	0,42	0,004	1,05	1001,1	52,56	5,25
	680P	0	0,72	0,022	3,06	0,46	0,025	5,47	963,1	40,18	4,17
		50	0,61	0,006	0,95	0,40	0,011	2,84	999,7	20,67	2,07
		100	0,47	0,008	1,75	0,33	0,020	5,82	1040,7	44,89	4,31
	550A	0	0,69	0,023	3,25	0,48	0,009	1,94	956,3	20,40	2,13
		50	0,56	0,018	3,24	0,40	0,011	2,65	969,5	27,81	2,87
		100	0,44	0,011	2,57	0,33	0,012	3,67	997,1	12,42	1,25
	700A	0	0,75	0,012	1,65	0,52	0,006	1,21	856,6	17,34	2,02
		50	0,60	0,011	1,84	0,43	0,014	3,33	904,2	14,28	1,58
		100	0,53	0,013	2,42	0,39	0,022	5,54	924,6	35,99	3,89

**Tableau II-18 : Propriétés thermiques des bétons de granulats légers à matrice hautes performances mesurées sur des échantillons secs à 20°C**

Matrice	Gros granulat	Taux de SL (%)	Conductivité thermique			Diffusivité thermique			Chaleur massique		
			Moyenne (W/m.K)	Ecart type (W/m.K)	ET relative (%)	Moyenne (mm <sup>2</sup> /s)	Ecart type (mm <sup>2</sup> /s)	ET relative (%)	Moyenne (J/kg.K)	Ecart type (J/kg.K)	ET relative (%)
O	520S	0	0,71	0,011	1,55	0,48	0,021	4,36	1020,6	49,95	4,89
		50	0,64	0,000	0,07	0,44	0,012	2,76	1055,2	27,92	2,65
		100	0,57	0,027	4,75	0,40	0,016	4,05	1094,1	23,69	2,17
	680P	0	0,70	0,015	2,16	0,47	0,006	1,16	995,8	32,21	3,23
		50	0,56	0,014	2,48	0,39	0,021	5,26	1038,7	34,19	3,29
		100	0,46	0,011	2,47	0,32	0,009	2,96	1076,5	15,01	1,39
	550A	0	0,67	0,016	2,42	0,45	0,022	4,81	1049,2	33,63	3,21
		50	0,53	0,016	2,99	0,38	0,012	3,05	1074,9	36,27	3,37
		100	0,43	0,020	4,77	0,35	0,019	5,39	1076,9	42,34	3,93
	700A	0	0,73	0,012	1,67	0,47	0,021	4,48	1024,0	48,61	4,75
		50	0,61	0,011	1,77	0,41	0,005	1,23	1048,1	23,75	2,27
		100	0,49	0,009	1,74	0,36	0,010	2,66	1060,1	20,57	1,94
	SC	0	1,60	0,058	3,61	0,94	0,016	1,65	837,3	17,24	2,06

**Tableau II-19 : Propriétés thermiques des bétons de granulats légers à matrice ordinaire mesurées sur des échantillons secs à 20°C**

Formulation	Sable	Conductivité thermique			Diffusivité thermique			Chaleur massique		
		Moyenne (W/m.K)	Ecart type (W/m.K)	ET relative (%)	Moyenne (mm <sup>2</sup> /s)	Ecart type (mm <sup>2</sup> /s)	ET relative (%)	Moyenne (J/kg.K)	Ecart type (J/kg.K)	ET relative (%)
MHP-SC	SC	1,12	0,032	2,82	0,63	0,019	2,94	949,5	16,99	1,79
MHP-S100	855S	0,73	0,008	1,04	0,45	0,010	2,27	1000,1	28,7	2,87
MHP-P100	800P	0,56	0,019	3,29	0,35	0,022	6,18	1114,6	68,39	6,14
MHP-A100	650A	0,59	0,004	0,61	0,39	0,008	1,91	1042,5	16,82	1,61
PHP	-	0,64	0,004	0,62	0,35	0,008	2,25	969,4	16,03	1,65
PO	-	0,59	0,009	1,54	0,32	0,011	3,59	974,1	23,61	2,42

**Tableau II-20 : Propriétés thermiques des mortiers et des pâtes de ciment mesurées sur des échantillons secs à 20°C**

## 4. Conclusion

La démarche expérimentale développée dans cette étude vise d'une part à approfondir les connaissances sur le comportement thermique et mécanique des bétons légers de structure à pouvoir isolant amélioré et à fournir une base de données expérimentales aux modélisations numériques par homogénéisation. Quatre types de gravillon léger et trois types de sable léger de différentes natures (argile expansée, schiste expansé et pierre ponce) sont étudiés. Ils varient par leurs masses volumiques et leur absorption d'eau. Les gravillons d'argile 550A et 700A, le gravillon de ponce 680P et le gravillon de schiste 520S présentent des masses volumiques réelles respectives de  $980 \text{ kg/m}^3$ ,  $1250 \text{ kg/m}^3$ ,  $1180 \text{ kg/m}^3$  et  $900 \text{ kg/m}^3$ . Les granulats de ponce 680P et d'argile 700A ont une absorption d'eau identique ( $W_a^{48} = 20\%$ ). Par contre les granulats d'argile 550A et de schiste 520S de masses volumiques très voisines présentent des absorptions très différentes : 26% pour le granulats d'argile contre 11% pour le granulats de schiste. Les mesures de porosité par intrusion de mercure ont montré qu'une proportion importante des pores des 520S ne sont pas accessibles à l'eau et sont compris entre  $10^{-1}$  et  $10^{-2} \mu\text{m}$ . A l'inverse, le gravillon d'argile 550A est celui qui a le plus de « grands » pores avec plus de 80% de pores supérieurs à  $0,1 \mu\text{m}$ . Trois types de sable léger sont testés. Les sables de ponce 800P et d'argile 650A sont de masse volumique voisine valant respectivement  $1340$  et  $1410 \text{ kg/m}^3$  tandis que le sable de schiste 855S est plus lourd avec une masse volumique de  $1610 \text{ kg/m}^3$ . Peu de différences d'absorption d'eau sont notées entre les différents sables. Leurs coefficients d'absorption d'eau à 48h varient entre 18% pour le sable de schiste expansé et 21% pour le sable de ponce. Les analyses par diffractions aux rayons X ont mis en évidence les différences de minéralogies entre les granulats. La pierre ponce ne présente que des phases minérales totalement amorphes. Le schiste et l'argile expansés ont des minéralogies similaires (quartz, feldspaths, d'oxydes de fer) mais le diffractogramme de l'argile expansée montre la présence de phase amorphe. En absence de mesures directes des propriétés thermiques et mécaniques des granulats légers, ces résultats nous permettent de comprendre l'influence des granulats sur les caractéristiques mécaniques et thermiques des bétons au travers leur microstructure et leur composition minéralogique.

Dans notre étude, le béton est considéré comme un matériau composite constitué d'une pâte de ciment et des granulats (sables et gravillon). Le gravillon léger et le sable léger sont respectivement utilisés en remplacement du gravillon naturel et du sable naturel dans le béton. Trois types de mélange pour chaque nature de gros granulats sont préparés afin d'étudier l'impact de la substitution du sable alluvionnaire par le sable léger. Au total, 24 formulations de bétons de granulats légers sont testées. Nous déterminons également les propriétés thermiques et mécaniques des pâtes de ciment et des matrices de mortier de mêmes proportions sable/ciment et de même rapport E/C que celles des bétons. Les propriétés des pâtes de ciment et des matrices de mortier servent dans les chapitres suivants à la modélisation numérique des comportements des bétons.

La masse volumique des bétons de granulats légers constitués des gravillons légers et du sable alluvionnaire varie entre  $1410$  et  $1640 \text{ kg/m}^3$ . Le remplacement total du sable normal par du sable léger diminue la masse volumique des bétons jusqu'à  $1170$ - $1410 \text{ kg/m}^3$ . La porosité accessible à l'eau des bétons de granulats légers se situe entre 20% et 32%. Ces valeurs sont des indices pour l'analyse des comportements thermique et mécanique. La résistance en compression est mesurée par l'essai de compression uniaxiale et le module d'élasticité est mesuré par l'essai ultrasonique. Les propriétés mécaniques des bétons sont comparables aux



---

valeurs rencontrées dans la bibliographie. La résistance en compression des bétons de granulat léger est comprise entre 22 et 48 MPa. Le module d'élasticité des bétons est de l'ordre de 11-25 GPa. Les propriétés mécaniques des bétons sont suffisantes pour un usage structurel.

La conductivité thermique, la chaleur massique et la diffusivité thermique des bétons sont mesurées à l'aide de la méthode transitoire du Hot disk. Les propriétés thermiques des bétons à l'état sec sont déterminées à différentes températures : 5, 20, 35 et 50°C. Les propriétés thermiques à différents états hydriques (état sec, état de saturation intermédiaire à 50% HR et état saturé par immersion) sont mesurées à une température de 20°C. La courbe de sorption des bétons de granulats légers à 50% d'humidité relative et 20° a été établie. L'adsorption d'eau des bétons est liée à la porosité et à la structure interne des bétons. L'étude thermique expérimentale a montré que les bétons de granulats légers constituent une large gamme de bétons de structure à caractère isolant avec une conductivité thermique variant de un tiers à un quart (de 0,43 à 0,76 W/mK pour les bétons à l'état sec à 20°C) de celle du béton de granulat ordinaire.

L'analyse des résultats expérimentaux présentés dans les chapitres III et IV permettra d'une part de mieux comprendre le comportement du béton de granulat léger dans des conditions climatiques ambiantes et d'autre part, d'optimiser les formulations de béton en prenant en compte la nature des granulats ainsi que leur fraction volumique. Cela ouvre la voie à des formulations de bétons légers adaptés à un usage spécifique. Les résultats expérimentaux apportent une importante base de données nécessaire à la validation des modèles de prédiction abordés dans les chapitres suivants. Ces modèles qui reposent sur des techniques d'homogénéisation ont pour but de prédire les comportements thermique et mécanique des bétons de granulats léger. Ils permettent l'optimisation du couple résistance mécanique / pouvoir isolant en fournissant des outils de prédiction économiques et rapides par rapport à l'expérimentation.

# Chapitre III

## Comportement thermique des bétons de granulats légers

*Dans ce chapitre, nous analysons le comportement thermique et hydrique du béton de granulats légers en s'appuyant sur l'ensemble des propriétés du béton précédemment mesurées comme la densité, la conductivité thermique et la diffusivité. La conductivité affecte la résistance à la transmission de la chaleur (facteur R). La chaleur spécifique et la densité sont également importantes dans les conditions transitoires. L'influence du taux de remplacement des granulats fins, de la nature des granulats légers et de la composition de la matrice cimentaire sur la capacité d'isolation thermique des bétons est étudiée. L'analyse de l'effet des conditions ambiantes (température, humidité) sur les propriétés thermiques des bétons est réalisée.*

*Pour enrichir les connaissances sur le comportement thermique des granulats et des bétons légers, nous développons des outils de prédiction des propriétés thermiques des bétons de granulats légers basés sur les techniques d'homogénéisation. Les modèles classiques des matériaux hétérogènes isotropes contenant plusieurs phases d'inclusions sphériques sont utilisés et comparés avec des modélisations reposant sur des procédures d'homogénéisation en deux constituants et multi-étapes. Les propriétés thermiques des granulats légers, non accessibles à l'expérience, sont identifiées grâce à des procédures*

*d'inversion reposant sur les modélisations multi-échelles. Des analyses de sensibilité sont effectuées pour mettre en évidence la représentativité des valeurs des propriétés obtenues. Enfin, les modèles d'homogénéisation retenus permettent d'estimer les évolutions des flux thermiques locaux dans toutes les phases d'un béton de granulats légers.*

*Dans la dernière partie de ce chapitre, le transfert à travers un mur est modélisé en utilisant les propriétés thermiques des bétons déterminées dans notre campagne expérimentale. Un chargement thermique comportant la température et le rayonnement thermique est appliqué à l'enveloppe d'un bâtiment. L'objectif de cette simulation est de montrer la différence de pouvoir isolant des bétons de granulats légers par rapport à un béton ordinaire.*

---

**Sommaire**

1. Propriétés thermiques des bétons secs à 20°C .....	101
1.1. Influence de la fraction volumique de sable léger.....	101
1.2. Influence de la nature des granulats .....	105
1.3. Influence de la composition du liant .....	107
2. Propriétés thermiques des bétons légers à différents états hydriques .....	109
2.1. Influence du degré de saturation .....	110
2.2. Influence de la nature des granulats .....	113
2.3. Influence de la composition du liant .....	115
3. Propriétés thermiques des bétons légers à différentes températures ambiantes.....	116
4. Homogénéisation du comportement thermique .....	120
4.1. Comportement thermique équivalent .....	121
4.2. Modèle d'homogénéisation d'un matériau multi-phases polydisperses .....	123
4.2.1. Modèle de Mori-Tanaka.....	123
4.2.2. Modèle auto-cohérent généralisé .....	124
4.2.3. Modèle différentiel .....	125
4.2.4. Procédure d'homogénéisation multi-étapes .....	126
4.3. Identification de la conductivité thermique des granulats légers .....	127
4.3.1. Procédure d'inversion .....	127
4.3.2. Conductivité thermique des gravillons.....	129
4.3.3. Conductivité thermique des sables.....	132
4.4. Prédiction des conductivités thermiques des bétons légers.....	134
4.5. Analyse des flux thermiques microscopiques .....	139
5. Application des bétons de granulats légers à une enveloppe du bâtiment.....	142
5.1. Configurations de l'étude .....	142
5.2. Modélisation du problème de transfert thermique .....	143
5.2.1. Equations.....	143
5.2.2. Données matériaux.....	145
5.2.3. Données météorologiques .....	147
5.3. Résultats et discussion.....	148
5.3.1. Cas du mur non-isolé – Chaleur transférée .....	149
5.3.2. Cas du mur isolé – Caractéristiques harmonisées .....	151
6. Conclusion .....	157

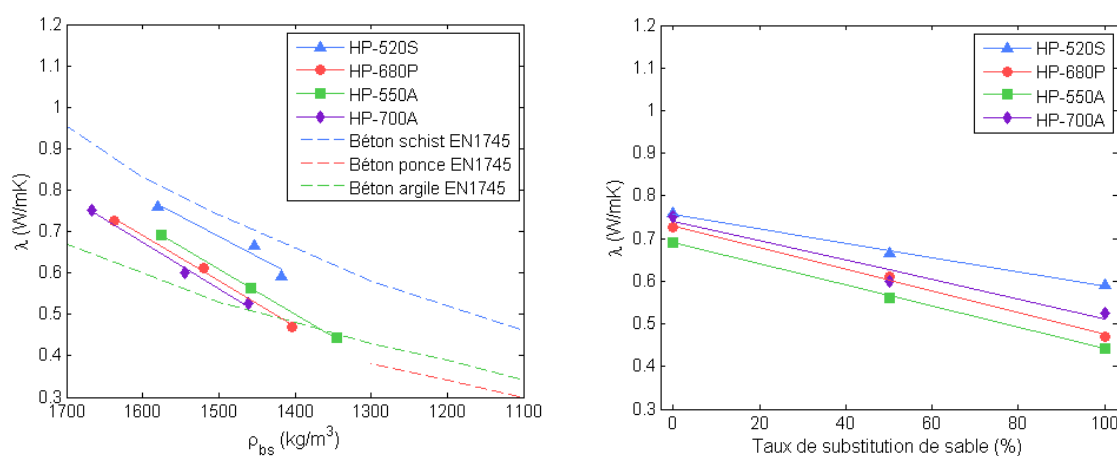


## 1. Propriétés thermiques des bétons secs à 20°C

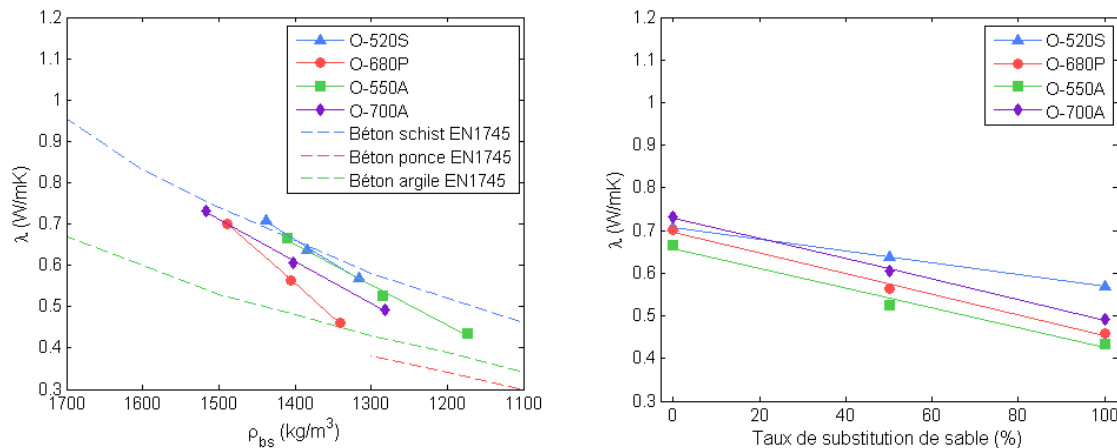
La capacité de conduction thermique d'un matériau est liée à la valeur de sa conductivité. Le confort thermique est aussi lié à la diffusivité thermique. Un matériau avec une forte inertie et une faible diffusivité améliore le confort thermique en limitant la vitesse de variation de la température au fil des cycles jour/nuit des saisons. La diffusivité diminue avec la conductivité et l'augmentation de la chaleur spécifique. La conductivité des bétons est liée à la densité, à la distribution de la porosité et à la minéralogie de ses constituants. Une diminution de la densité favorise les propriétés d'isolation du matériau mais diminue ses performances mécaniques. La substitution d'une partie ou de la totalité du sable de densité normale par du sable léger conduit à l'allègement du béton. L'augmentation de la porosité de la matrice cimentaire peut aussi permettre d'améliorer la capacité d'isolation du matériau. Enfin la microstructure, la minéralogie (taux de cristallinité des phases) des granulats jouent aussi un rôle prépondérant sur la conductivité des bétons, les granulats représentant 70 à 80 % du volume des bétons. L'objectif de l'étude décrite dans ce paragraphe est d'analyser indépendamment l'influence de la fraction volumique de sable léger, de la compacité de la matrice et de la microstructure et minéralogie des granulats légers sur la capacité d'isolation des bétons. L'optimisation du rapport performance mécanique sur la capacité d'isolation résultera du choix d'une combinaison de ces différents paramètres de formulation.

### 1.1. Influence de la fraction volumique de sable léger

Les Figure III-1 et Figure III-2 illustrent respectivement l'évolution de la conductivité thermique des bétons de granulats légers mesurée sur échantillon sec en fonction de la masse volumique du béton durci et en fonction du taux de substitution du sable silico-calcaire par le sable léger. Les résultats issus des Tableaux II-18 et II-19 sont présentés sous forme graphique pour les quatre familles de gravillons légers (520S, 680P, 550A et 700A) et pour les deux types de matrice cimentaire (ordinaire et hautes-performances). Les trois points de chaque courbe correspondent aux fractions volumiques du sable léger par rapport au volume total de sable, 0, 50 et 100%. Les graphes ne présentent que les valeurs moyennes des propriétés thermiques mesurées sur le béton.



**Figure III-1 : Evolution de la conductivité thermique des bétons de matrice hautes performances en fonction de la masse volumique des bétons après séchage en étuve (a) et en fonction de la fraction volumique des sables légers (b)**



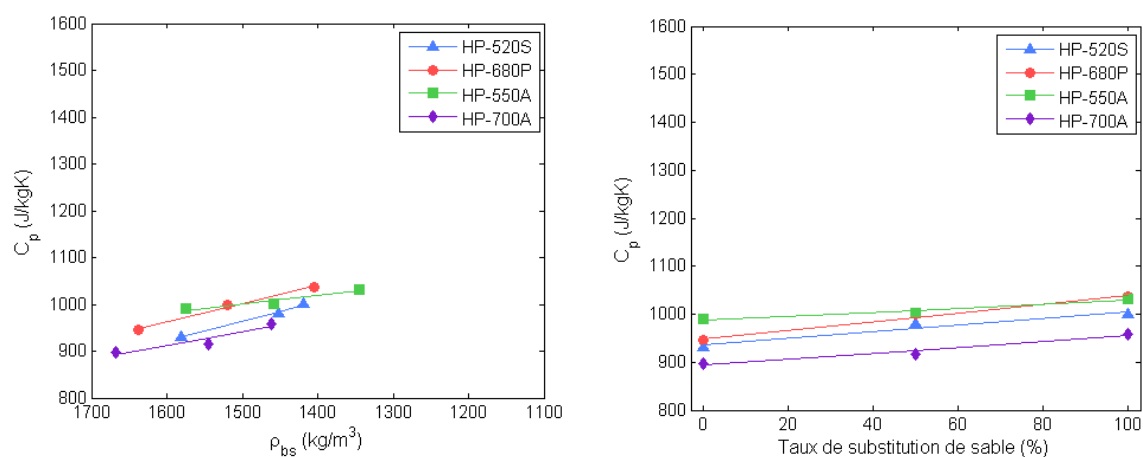
**Figure III-2 : Evolution de la conductivité thermique des bétons de matrice ordinaire en fonction de la masse volumique des bétons après séchage en étuve (a) et en fonction de la fraction volumique des sables légers (b)**

Les évolutions de la conductivité thermique en fonction de la masse volumique du béton durci et de la fraction volumique du sable léger sont presque linéaires (Figure III-1 et Figure III-2). Les moyennes des valeurs expérimentales se situent sur les courbes de tendance. La masse volumique des bétons de schiste (HP-520S et O-520S) diminue moins rapidement que les autres catégories. Cela est dû d'une part à la masse volumique plus élevée du sable de schiste par rapport aux autres sables légers (Tableau II-3) et d'autre part à la forme concassée du sable de schiste qui conduit à une compacité plus élevée du squelette granulaire. De ce fait, la diminution de la conductivité thermique des bétons de schiste est la plus faible pour une fraction volumique donnée. Pour une substitution totale par du sable léger, la diminution de la conductivité thermique varie entre 22 et 36% selon la nature des sables légers. La plus faible valeur de conductivité 0,42 W/mK est obtenue pour le béton d'argile O-550A avec 100% de sable léger qui est le béton le plus léger. Les conductivités thermiques des bétons à la substitution totale en sable léger varient entre 0,42 et 0,59 W/mK. Ces valeurs représentent environ un tiers de la conductivité du béton ordinaire de référence qui est de 1,57 W/mK. Dans les Figure III-1 et Figure III-2, les conductivités thermiques des bétons de granulat léger étudiés sont comparées aux valeurs de la conductivité thermique des bétons légers données dans la norme EN 1745 [EN1745]. Les valeurs mesurées se situent dans le fuseau rapporté dans l'EN 1745. Les valeurs de conductivité thermique des bétons d'argile et de ponce sont plus élevées que celles données par les courbes de tendance de l'EN 1745, surtout pour les bétons BMO. D'après nos résultats, il existe un plus faible écart de conductivité entre les bétons de schiste et d'argile que dans les valeurs tabulées de l'EN 1745. Le béton de schiste HP-520S se situe en dessous de la courbe de tendance donnée par la norme tandis que le O-520S se place sur la courbe de tendance. Il faut noter aussi que les valeurs données dans l'EN 1745 sont mesurées à 10°C tandis que les nôtres sont mesurées à 20°C. Cette différence de température d'essai peut entraîner une légère élévation des conductivités thermiques des bétons étudiés.

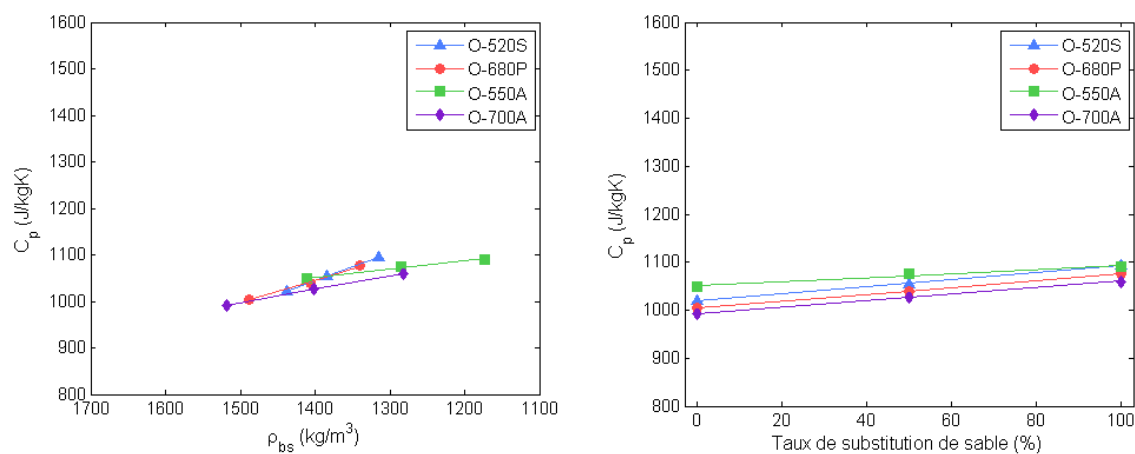
La conduction dans les matériaux poreux résulte de celle de la phase solide et de celle des pores. La conductivité thermique de la phase solide est supérieure à celle des phases gazeuses et liquides pouvant être contenues dans les pores [KAV95]. Les mesures présentées dans ce paragraphe concernent des échantillons séchés à l'étuve (cf. paragraphe II-3.3.1). Le matériau est alors biphasique. L'air contenu dans les pores a une conductivité très faible de

0,0262 W/mK, environ 100 fois plus faible que celle du béton. L'augmentation du taux de substitution du sable silico-calcaire par le sable léger conduit à une augmentation du volume de pores dans les granulats, et donc dans le béton. Grâce à la porosité apportée par les sables légers, la masse volumique des bétons diminue. En conséquence, la conductivité des bétons diminue logiquement avec l'augmentation de la fraction volumique de sable léger.

Les Figure III-3 et Figure III-4 montrent l'évolution de la capacité thermique massique (appelée aussi chaleur massique ou chaleur spécifique) des bétons de granulats légers en fonction de la masse volumique du béton durci et en fonction du taux de substitution du sable silico-calcaire par le sable léger pour les deux séries de béton BMHP et BMO. La chaleur massique des bétons de granulats légers est comprise entre 880 et 1100 J/kgK tandis que la chaleur massique du béton ordinaire silico-calcaire formulé avec les mêmes dosages est égale à 772 J/kgK. La norme EN 1745 considère une unique valeur de 1000 J/kgK pour la chaleur massique de l'ensemble des bétons de granulat léger.



**Figure III-3 : Evolution de la chaleur massique des bétons de matrice hautes performances en fonction de la masse volumique des bétons après séchage en étuve (a) et en fonction de la fraction volumique des sables légers (b)**

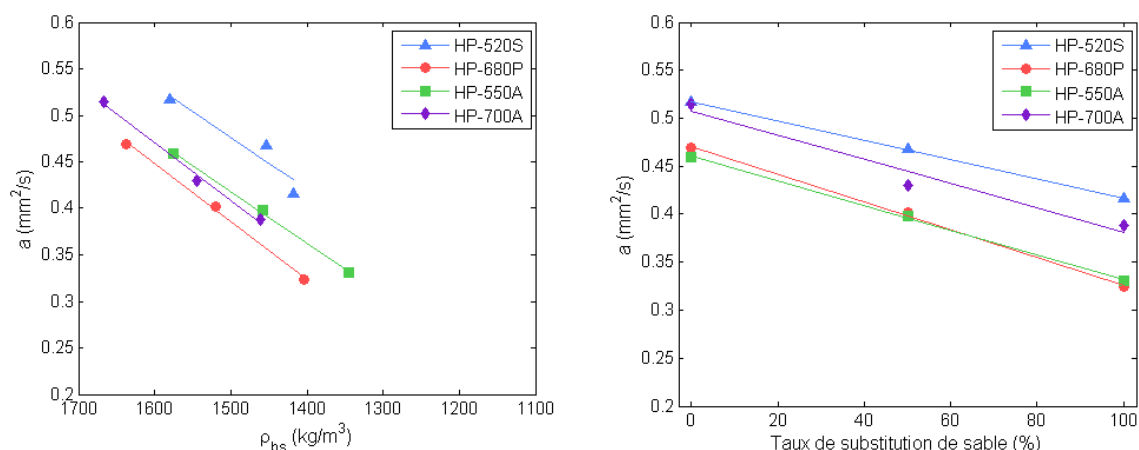


**Figure III-4 : Evolution de la chaleur massique des bétons de matrice ordinaire en fonction de la masse volumique des bétons après séchage en étuve (a) et en fonction de la fraction volumique des sables légers (b)**

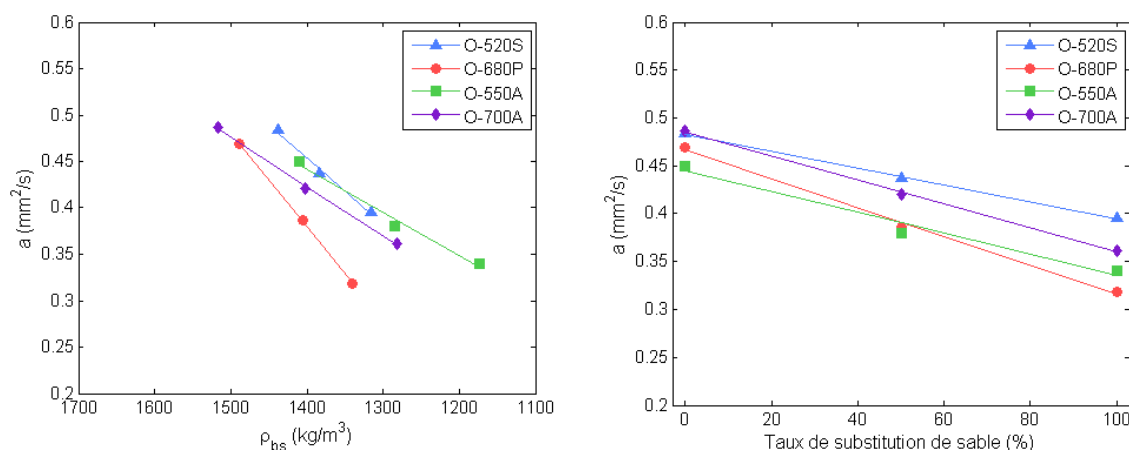


Globalement, la chaleur massique augmente avec la diminution de la densité du béton générée par la porosité des sables légers. Les évolutions chaleur massique - fraction volumique du sable léger et chaleur massique - masse volumique du béton durci peuvent être considérées linéaires. L'impact de la masse volumique et donc de l'augmentation de porosité est moins important sur la chaleur massique qu'elle ne l'était sur la conductivité. La substitution totale du sable silico-calcaire par du sable léger conduit à une augmentation de la chaleur massique des bétons de 4 à 7,5% (Figure III-3b et Figure III-4b). Avec l'augmentation du pourcentage de granulats légers, les volumes d'air, d'eau liée et d'eau liquide augmentent. Les mesures ont ici été réalisées sur des échantillons séchés à 80°C jusqu'à masse constante. L'eau libre est donc partie. Sachant que les chaleurs spécifiques de l'air (1005 J/kg.K) et de l'eau (4181,3 J/kg.K) sont supérieures à celle de la phase solide (inférieure à 1000 J/kg.K), plus d'énergie est nécessaire afin d'augmenter la température d'un 1 kg de béton de granulats légers. Ainsi la chaleur spécifique du béton s'accroît lors de la substitution du sable silico-calcaire par du sable léger.

Les caractéristiques du matériau, la conductivité  $\lambda$ , la masse volumique  $\rho$  et la chaleur massique  $C_p$ , interviennent sur la conduction de la chaleur en régime transitoire au travers du groupement  $\frac{\lambda}{\rho C_p}$  (diffusivité). Les résultats précédents ont montré que la diminution de la conductivité s'accompagnait d'une diminution de la masse volumique et d'une légère augmentation de la chaleur massique. L'évolution de la diffusivité thermique en fonction de la fraction volumique du sable léger est du même ordre de grandeur que la conductivité thermique avec une diminution de 18 à 35% pour une substitution totale (Figure III-5 et Figure III-6). Ainsi, la diminution de masse volumique des bétons de granulats légers est compensée par l'augmentation de leur chaleur massique. Le terme  $\rho C_p$  peut donc être considéré comme constant. La diffusivité thermique des bétons de granulats légers avec 100% de sable léger varie entre 0,32 et 0,42 mm<sup>2</sup>/s. Ces valeurs sont bien inférieures à celle du béton ordinaire de granulats silico-calcaire qui est de 0,94 mm<sup>2</sup>/s.



**Figure III-5 : Evolution de la diffusivité thermique des bétons de matrice hautes performances en fonction de la masse volumique des bétons après séchage en étuve (a) et en fonction de la fraction volumique des sables légers (b)**



**Figure III-6 : Evolution de la diffusivité thermique des bétons de matrice ordinaire en fonction de la masse volumique des bétons après séchage en étuve (a) et en fonction de la fraction volumique des sables légers (b)**

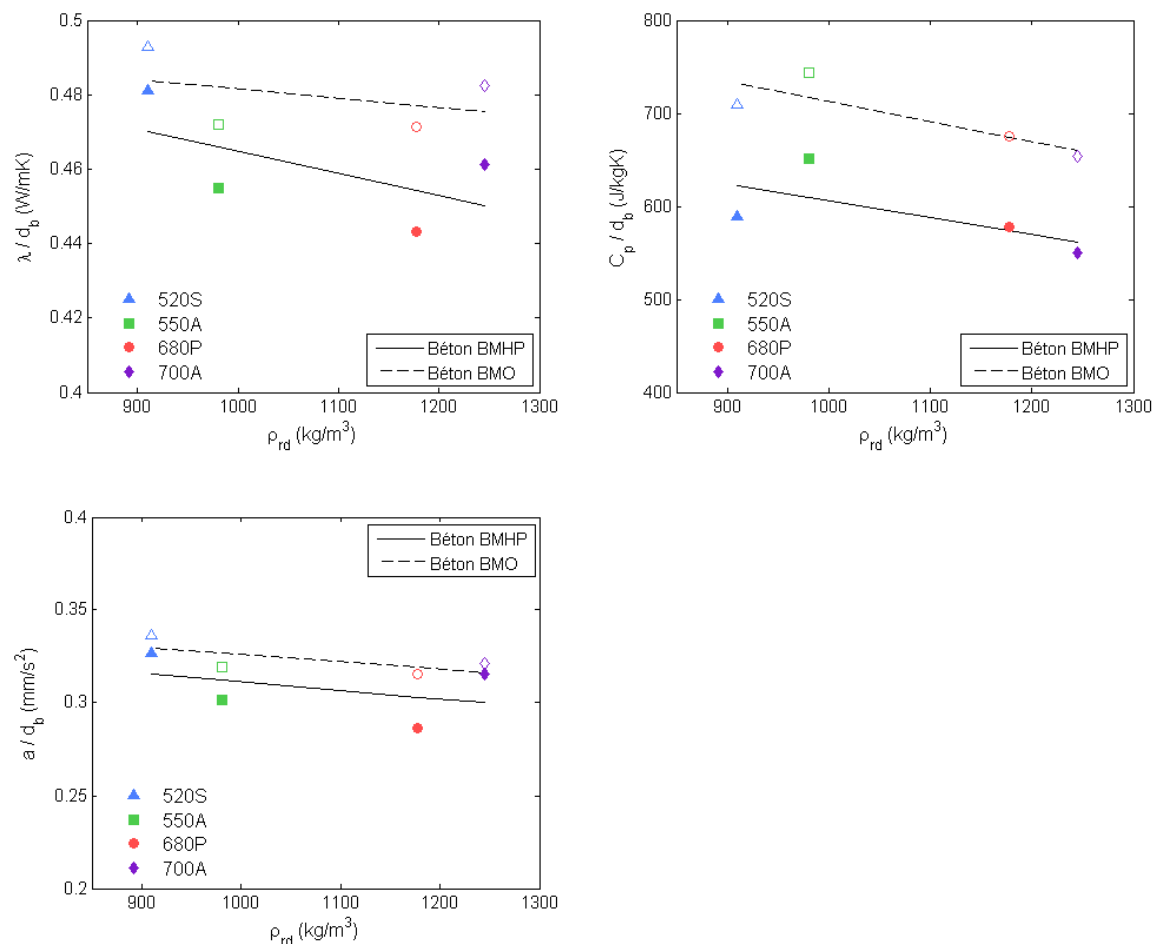
## 1.2. Influence de la nature des granulats

Pour analyser l'influence de la nature des gravillons sur les propriétés thermiques des bétons, on représente dans la Figure III-7 les rapports des propriétés thermiques sur la densité  $d_b$  des bétons pour les 4 types de gravillons légers afin de s'affranchir de l'influence de la porosité totale sur les propriétés thermiques et de pouvoir mettre en évidence l'influence d'autres facteurs. Dans un premier temps, seule la nature du gravillon léger est étudiée, les points représentés concernent donc les bétons formulés avec 100% de sable silico-calcaire et le même volume de gravillons légers.

Si les conductivités thermiques étaient liées uniquement à la porosité totale du matériau, les rapports  $\lambda/d_b$  seraient identiques quel que soit le granulat. Les bétons de ponce montrent les plus faibles rapports conductivité – masse volumique. Par contre, la conductivité des bétons ordinaire ou hautes-performances composés de gravillons de schiste 520S est élevée au regard de la faible masse volumique du granulat 520S.

En dehors de la masse volumique des granulats et donc leur volume total de vide, plusieurs autres paramètres inhérents au type de granulats paraissent donc avoir une influence importante sur la conductivité thermique des bétons. La conductivité des granulats est liée à la taille et à la distribution des pores mais aussi à la nature minéralogique de la phase solide et au degré de cristallinité des phases minéralogiques. Les compositions chimiques des granulats de schiste et d'argile sont très voisines et ne semblent donc pas être à l'origine d'une différence de conductivité thermique. Les essais de porosimétrie mercure (cf. §II-1.4.4) ont montré que les granulats 520S étaient les seuls à présenter deux familles de pores (des mésopores et des macropores). Des modèles analytiques et des résultats expérimentaux ont montré qu'une répartition bimodale en taille de pores entraîne une augmentation de la conductivité thermique en comparaison avec une répartition monomodale pour une même porosité globale [NAI06]. On peut aussi supposer que la coque externe plus dense, constitue une sorte de « pont thermique » et favorise la conduction de la chaleur. Par ailleurs, les analyses DRX ont montré que les granulats de schiste 520S ne contenaient pas de phase amorphe à l'inverse de l'argile expansée et notamment de la pierre ponce (cf. §II-1.4.1). Les matériaux sont d'autant plus conducteurs qu'ils sont bien cristallisés. La nature amorphe des phases

minérales de la pierre ponce explique sa faible conductivité thermique même si elle contient plus de silice que les autres granulats.



**Figure III-7 : Rapports conductivité / densité (a), capacité thermique / densité (b), diffusivité thermique / densité (c) des bétons composés de gravillons légers et de sable silico-calcaire en fonction de la masse volumique réelle des gravillons légers**

L'analyse de la substitution du sable silico-calcaire par différents sables légers sur la valeur de conductivité thermique des bétons met aussi en évidence l'influence du type de granulats (Figure III-1 et Figure III-2). La substitution du sable alluvionnaire par des sables légers dans les bétons BMHP diminue la conductivité thermique de 0,1 W/mK à 0,11 W/mK par 100 kg/m<sup>3</sup> de masse volumique en moins. En ce qui concerne les bétons BMO, le taux de diminution de la conductivité varie entre 0,1 et 0,16 W/mK par 100 kg/m<sup>3</sup> de réduction de la masse volumique. La conductivité du béton de ponce O-680P diminue plus rapidement (diminution de 0,16 W/mK par 100 kg/m<sup>3</sup>) avec la masse volumique que les autres bétons. On n'observe pas la même différence de comportement thermique entre les sables de schiste et d'argile que celle observée entre les gravillons. Le taux de diminution de la conductivité thermique avec la masse volumique est en effet comparable pour les sables d'argiles et de schiste (diminution de 0,1-0,11 W/mK par 100 kg/m<sup>3</sup>). Contrairement au gravillon de schiste 520S, le sable de schiste 855S ne possède pas de coque externe ni de répartition bimodale des pores. La distribution et la taille des pores semblent donc bien être à l'origine de la conductivité thermique plus élevée (à densité équivalente) de ces gravillons. Pour les sables à

densité équivalente, la nature amorphe de la pierre ponce semble être le principal facteur ayant une influence favorable sur la diminution de la conductivité thermique.

Les **Figure III-1** et **Figure III-2** mettent en évidence les meilleures combinaisons sable-gravillon en terme de conductivité thermique à masse volumique de béton identique. Pour un même sable 0/4 650A, la comparaison des bétons O-550A et O-700A montre qu'à masse volumique de béton identique, la conductivité du béton O-700A avec 50% de sable léger est inférieure à celle du béton O-550A sans sable léger. Le sable alluvionnaire silico-calcaire est composé en partie de quartz qui a une conductivité comprise entre 6 et 12 W/mK. A volume de vide égal (même densité de béton), le béton de plus faible conductivité sera celui dont la fraction volumique de sable alluvionnaire sera la plus petite. Pour une même masse volumique du béton durci, les formulations avec un gravillon léger plus « dense » et 100% de sable léger ont une plus faible conductivité que des bétons formulés avec un gravillon moins « dense » et une substitution partielle du sable alluvionnaire.

Les rapports chaleur massique / densité des bétons, ne sont pas les mêmes selon la nature du gravillon léger. Les mêmes variations sont observées pour les BMHP et pour les BMO (cf. **Figure III-7b**). Contrairement à la conductivité, la chaleur massique d'un matériau ne dépend pas de la manière dont sont agencés ses différents constituants mais de la fraction massique de ses différents composants et de leur chaleur massique respective. Toutefois, on note que les bétons de plus faible rapport conductivité sur densité présentent les rapports chaleur massique sur densité les plus élevés. La taille des pores et leur connectivité pourraient avoir une influence sur la quantité d'eau adsorbée et impacter le rapport chaleur massique sur densité.

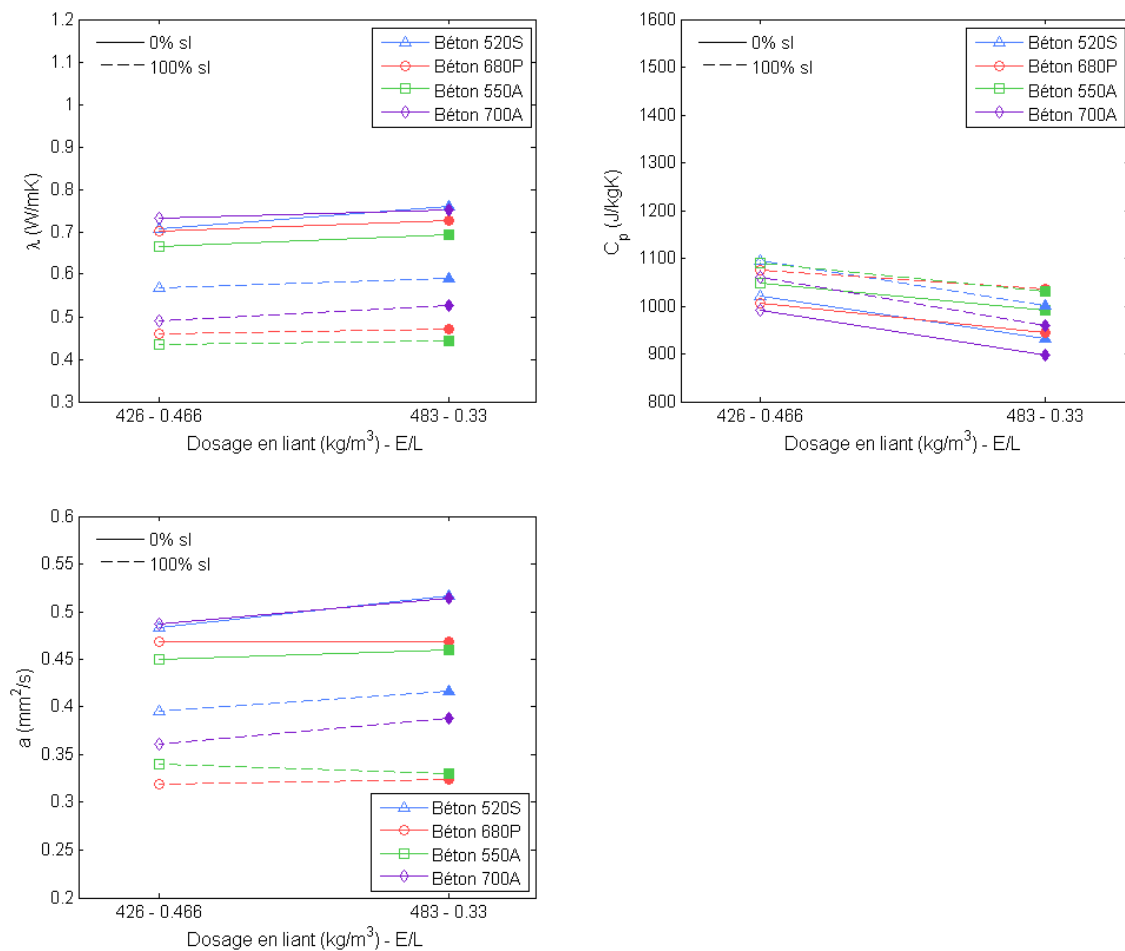
La substitution du sable silico-calcaire par les différents sables légers montre une légère influence de la nature du sable (**Figure III-3** et **Figure III-4**). Pour une diminution de  $100 \text{ kg/m}^3$  de la masse volumique du béton, l'augmentation de chaleur massique varie de 17 à 60 J/kgK selon la nature du sable léger. L'augmentation de la chaleur massique rapportée à l'allègement du béton est légèrement plus élevée avec les sables de schiste 855S et de ponce 800 P (44 à 52 J/kgK en moyenne par  $100 \text{ kg/m}^3$ ) qu'avec le sable d'argile 650A (24 J/kgK en moyenne par  $100 \text{ kg/m}^3$ ). Pour une même masse volumique de béton, les formulations composées de différentes combinaisons de granulats présentent des chaleurs massiques distinctes (**Figure III-3a** et **Figure III-4a**). Toutefois, la variation de la chaleur massique des bétons de même masse volumique est inférieure à 10% ce qui est peu significatif compte tenu de l'écart type de la mesure.

L'évolution du rapport diffusivité / densité des bétons en fonction de la nature des granulats résulte des évolutions de la conductivité thermique, de la chaleur massique et de la masse volumique des bétons. La légère augmentation de chaleur spécifique étant compensée par la diminution de la masse volumique et vice versa, l'évolution de la diffusivité est liée à celle de la conductivité thermique. Les bétons de ponce 680P ont le rapport diffusivité / densité le plus faible tandis que les bétons de schiste 520S ont le rapport le plus élevé au regard des masses volumiques de ces gravillons (**Figure III-7c**).

### 1.3. Influence de la composition du liant

Une solution en vue d'optimiser le rapport du pouvoir isolant sur les performances mécaniques des bétons est l'utilisation d'une matrice hautes performances qui compenserait la

plus faible résistance des granulats. Les résultats présentés ici permettent de quantifier l'influence du rapport E/L et de la nature du liant sur les valeurs de conductivité, chaleur massique et diffusivité. La Figure III-8 présente, pour les taux de substitution du sable de 0% et 100%, l'évolution des propriétés thermiques (conductivité, chaleur massique et diffusivité) des bétons de granulats légers en fonction du dosage en ciment et du rapport eau/liant des deux séries de béton. Lorsque le rapport E/L diminue de 27% (de 0,45 à 0,33), l'eau est remplacée par du ciment et du sable. Le dosage en ciment augmente de 13% (de 426 kg/m<sup>3</sup> pour les bétons BMO à 483 kg/m<sup>3</sup> pour les bétons BMHP) et le volume du sable augmente de 3% (de 225 l/m<sup>3</sup> à 232 l/m<sup>3</sup>), sachant que le rapport volumique sable / ciment reste constant.



**Figure III-8 : Evolution de la conductivité thermique (a), de la capacité thermique massique (b) et de la diffusivité thermique (c) en fonction du dosage en ciment et du rapport E/L des bétons de gravillon léger avec du sable silico-calcaire (0% SL) et du sable léger (100% SL)**

Une plus forte compacité de la pâte influence cependant défavorablement les caractéristiques thermiques du béton. La conductivité thermique augmente et la chaleur massique diminue pour toutes les formulations de béton. Cela est la conséquence de la diminution de la porosité à cause du rapport E/L plus faible. Les mesures expérimentales ont montré également que la pâte de ciment « hautes-performances » a une conductivité thermique plus élevée et une chaleur massique plus faible que la pâte de ciment « ordinaire » (Tableau II-20).

L'augmentation de masse volumique du béton qui en résulte induit une augmentation moyenne de la conductivité thermique d'environ 0,023 W/mK. Ceci correspond environ à une augmentation de 0,015 W/mK par 100 kg/m<sup>3</sup> d'augmentation de la masse volumique du béton séché en étuve. Cette hausse relative de conductivité est nettement plus faible que les taux d'augmentation obtenus lors de la substitution du sable léger par du sable silico-calcaire qui varient entre 0,1 et 0,16 W/mK par 100 kg/m<sup>3</sup> en plus de masse volumique. Ceci met en évidence l'influence de la distribution de la porosité et de la taille des pores sur la conductivité thermique d'un matériau. La fumée de silice amorphe, possédant par conséquent une faible conductivité contribue à limiter l'augmentation de conductivité de la pâte [DEM03-2]. Dans une perspective d'optimisation du rapport résistance / conductivité thermique, il est intéressant de noter que la diminution de porosité liée à la diminution du rapport E/L, à l'augmentation de la quantité de ciment et à la présence de fumée de silice a un plus faible impact sur l'augmentation des valeurs de conductivité thermique que la diminution du pourcentage de granulats légers dans le béton.

Les bétons à matrice hautes performances ont une chaleur massique inférieure d'environ 40-110 J/kgK par rapport aux bétons à matrice ordinaire, équivalant à une diminution de 35 à 110 J/kgK par 100 kg/m<sup>3</sup> d'augmentation de la masse volumique. En comparaison, l'utilisation de sable silico-calcaire à la place de sable léger conduit à une plus faible augmentation de chaleur massique, soit 17 à 60 J/kgK par 100 kg/m<sup>3</sup> de masse volumique supplémentaire. La diffusivité thermique augmente en moyenne d'environ 0,022 mm<sup>2</sup>/s avec une matrice hautes performances. Ceci correspond à une augmentation d'environ 0,015 mm<sup>2</sup>/s par 100 kg/m<sup>3</sup> de masse volumique en plus (bétons avec 0% de sable léger). L'augmentation de masse volumique induite par l'emploi de sable silico-calcaire à la place du sable léger conduit à des augmentations de 0,05 à 1 mm<sup>2</sup>/s par 100 kg/m<sup>3</sup> de masse volumique en plus. Ainsi l'augmentation de porosité induite par la substitution des granulats normaux par des granulats légers semble plus efficace, à une diminution de masse volumique comparable, pour améliorer les propriétés thermiques des bétons que l'augmentation de porosité de la pâte cimentaire. Pour viser l'optimisation du couple performance mécanique et pouvoir isolant des bétons, il sera plus favorable d'augmenter la résistance des bétons en formulant une matrice hautes performances qu'en diminuant la fraction volumique des granulats légers.

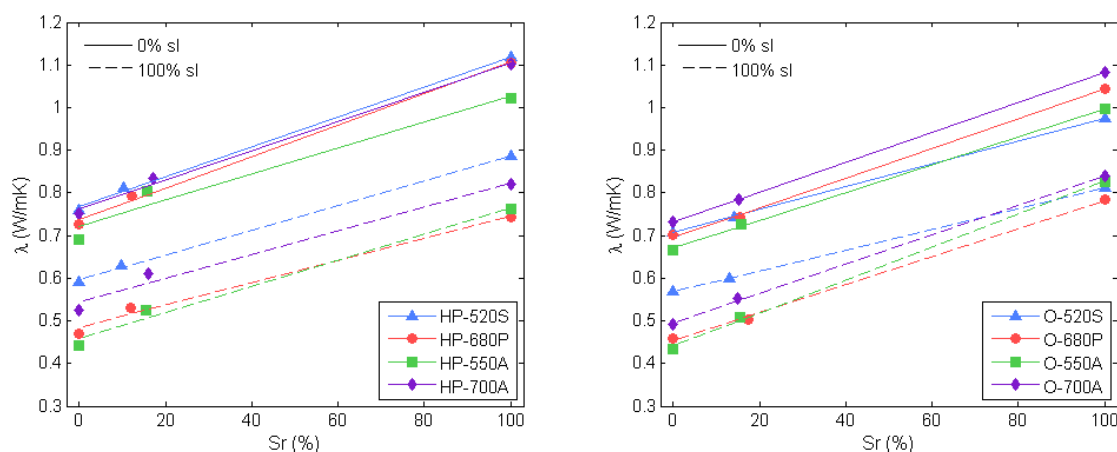
## 2. Propriétés thermiques des bétons légers à différents états hydriques

L'état hydrique des bétons de granulats légers va modifier leurs performances thermiques par rapport à l'état sec qui correspond aux conditions de mesure de la norme EN 1745. Afin d'étudier l'influence de la proportion d'eau dans les bétons de granulats légers sur la conductivité, la chaleur spécifique et la diffusivité, trois états hydriques différents sont pris en compte. Les teneurs en eau considérées correspondent aux états d'équilibre atteints suite à trois conditionnements différents : séchage en étuve, (état sec), immersion (état saturé), hygrométrie de 50% HR (état intermédiaire). Les différentes procédures et teneurs en eau mesurées sont présentées dans la section II-3.3.2. L'humidité de l'air est une des variables climatiques qui a une incidence sur le transfert thermique au sein d'un matériau poreux. La variation de l'humidité modifie, par condensation de la vapeur d'eau dans les pores, la teneur en eau du béton. Les bétons de granulats légers plus poreux sont plus sensibles à l'humidité ambiante que les bétons de granulats ordinaires. La section II-3.3.2 a permis d'analyser la sensibilité à l'humidité des bétons de granulats légers en fonction du pourcentage de sable léger et de la nature des granulats. Les procédures de mesure de la conductivité thermique aux

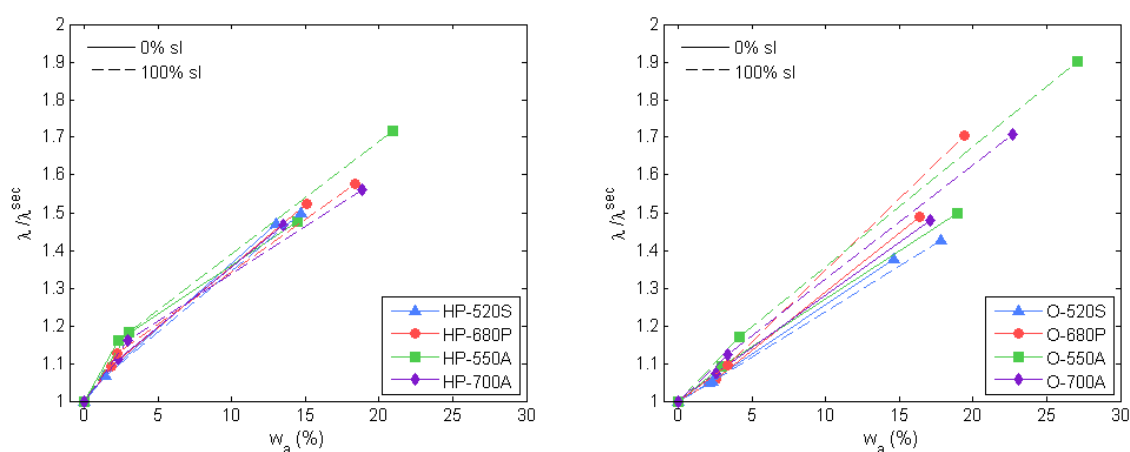
différents états hydriques des bétons et la représentativité des résultats obtenus ont été décrites et discutées dans les sections II-3.3.3 et II-3.3.4.

## 2.1. Influence du degré de saturation

Les Figure III-9 à Figure III-14 présentent d'une part l'évolution des propriétés thermiques des bétons en fonction de leur degré de saturation, et d'autre part le taux d'augmentation de la conductivité par rapport à l'état sec en fonction de la teneur en eau massique  $w_a$ . Le degré de saturation est calculé comme le rapport du volume d'eau absorbée au volume accessible à l'eau par immersion. On ne présente ici que les fractions volumiques minimales et maximales de sable léger, i.e. les bétons sans sable léger et avec 100% de sable léger. Les propriétés thermiques des bétons sont relevées pour trois états hygrométriques : sec, humidité relative à 50% et saturé (cf. §II-3.3).



**Figure III-9 : Evolution de la conductivité thermique des bétons en fonction du degré de saturation pour les bétons BMHP (a) et pour les bétons BMO (b)**



**Figure III-10 : Augmentation de la conductivité thermique des bétons BMHP (a) et BMO (b) en fonction de leur teneur en eau**

Le gain de conductivité thermique en fonction du degré de saturation des bétons semble quasiment linéaire (Figure III-9). Pour les bétons BMHP les degrés de saturation

obtenus à 50% d'humidité relative diffèrent selon la nature des granulats légers. La conductivité thermique de ces bétons augmente plus vite avec la teneur en eau entre l'état sec et à une hygrométrie de 50%, que suite à une saturation par immersion (Figure III-10a). Par contre, pour les bétons à matrice ordinaire BMO, on retrouve une linéarité apparente des taux d'augmentation de la conductivité thermique en fonction de la teneur en eau massique (Figure III-10b). Entre l'état sec et l'état saturé, la conductivité thermique augmente en moyenne d'environ 50% pour les bétons sans sable léger et en moyenne de 65% avec 100% de sable léger avec d'importantes variations selon la nature du sable léger (Figure III-10). Pour une humidité relative de 50%, l'augmentation de conductivité des bétons est en moyenne de 9% sans substitution du sable alluvionnaire par du sable léger et de 12% pour 100% de sable léger. En passant de l'état sec à l'état humide puis saturé, l'air dans les pores du béton est remplacé par l'eau et par l'air humide. Sachant que la conductivité thermique de l'eau (0,5818 W/mK) est supérieure à celle de l'air (0,0262 W/mK), la conductivité thermique des bétons de granulats légers s'accroît logiquement avec l'augmentation du degré de saturation. L'étude de Gawin et al. [GAW04] a montré aussi la dépendance de la conductivité thermique des bétons cellulaires autoclavés (de masse volumique de 400 à 600 kg/m<sup>3</sup>) avec la croissance de la teneur en eau massique. La conductivité thermique des bétons cellulaires augmente de 0,12-0,16 W/mK à 0,19-0,24 W/mK (augmentation de 25 à 60%) pour une augmentation de 12% de la teneur en eau. Les auteurs ont montré que la conductivité thermique de ces bétons est proportionnelle à leur teneur en eau, la relation conductivité thermique – teneur en eau pouvant donc être considérée comme linéaire. L'augmentation de la conductivité en fonction de la teneur en eau a également été observée par Chandra [CHA02] sur les bétons légers à base de laitier expansé et d'argile expansée (cf. §I-5.2).

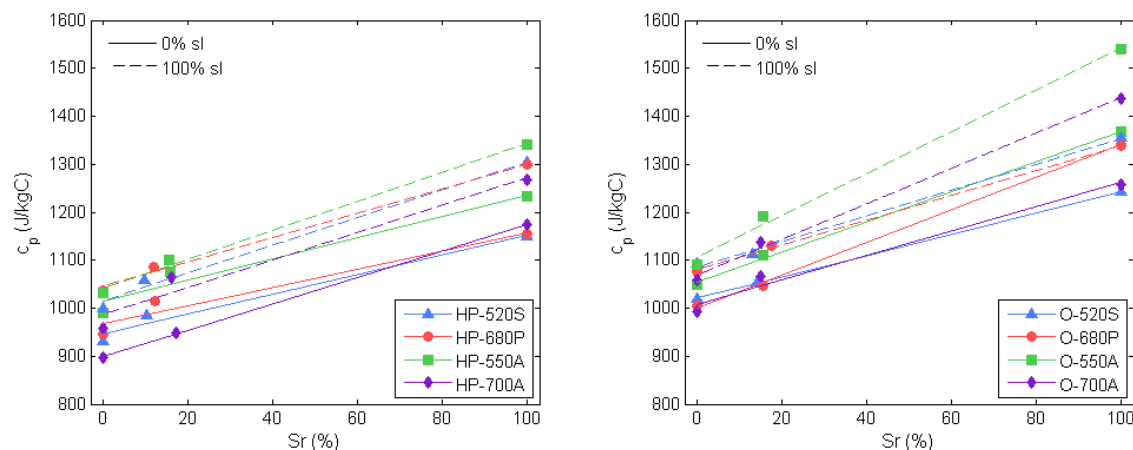
Le remplacement du sable alluvionnaire par du sable léger accroît l'influence de l'état hydrique des bétons sur leur conductivité thermique. Les bétons contenant des sables légers sont plus poreux. Ils absorbent donc plus d'eau que les bétons avec sable silico-calcaire. Par conséquent la conductivité des bétons avec 100% du sable léger augmente plus que celle des bétons sans sable léger car au même degré de saturation, ils contiennent une fraction volumique d'eau rapportée au volume de béton supérieure à celle de ces derniers. A l'état saturé, les valeurs de conductivité thermique des bétons avec une substitution totale en sable léger ne sont pas plus élevées que les valeurs de conductivité des bétons sans sable léger après séchage à l'étuve.

Les évolutions de la chaleur massique en fonction du degré de saturation et de la teneur en eau du béton (Figure III-11 et Figure III-12) sont similaires à celles de la conductivité thermique. La chaleur massique, suite à la saturation par immersion augmente en moyenne de 27% pour les bétons sans sable léger et de 30% pour les bétons avec 100% de sable léger. Pour une humidité relative de 50%, cet accroissement n'est en moyenne que de 6%. L'augmentation de la chaleur massique du béton est aussi attribuée au remplacement de l'air de faible chaleur massique (1005 J/kgK) par l'eau de chaleur massique plus élevée (4181,3 J/kgK).

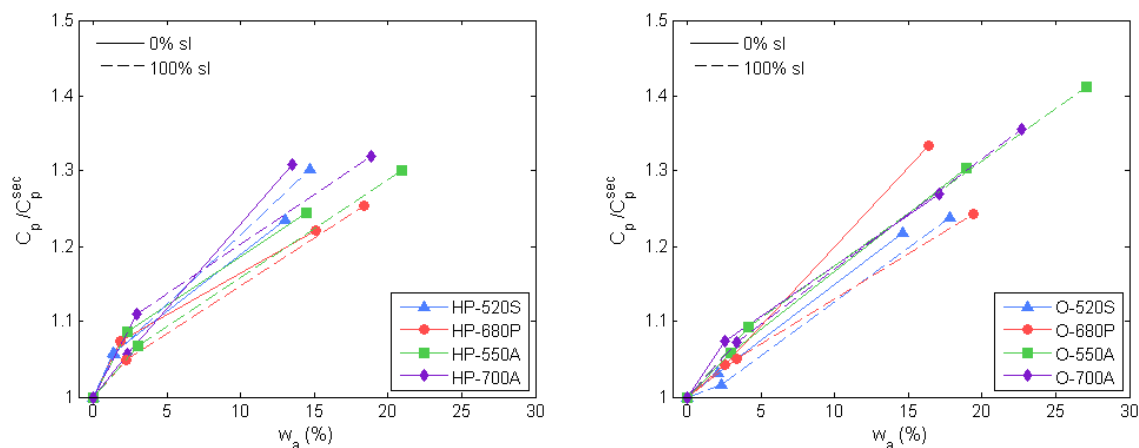
Comme pour la conductivité thermique, le remplacement du sable alluvionnaire par du sable léger accroît l'influence de l'état hydrique des bétons sur leur chaleur massique sauf pour le béton ordinaire de ponce O-680P. La chaleur massique du béton O-680P à 100% du sable léger à l'état saturé pourrait être sous-estimée et celle du béton O-680P-0 pourrait être surestimée. En général, la porosité accessible à l'eau des bétons augmente de pair avec la fraction de sable léger (cf. Tableau II-10). Les bétons à 100% du sable léger à l'état saturé



contiennent par conséquent plus d'eau que les bétons sans sable léger conduisant à une augmentation de leurs chaleurs massiques.



**Figure III-11 : Evolution de la capacité thermique massique des bétons BMHP (a) et pour les bétons BMO (b) en fonction du degré de saturation**



**Figure III-12 : Augmentation de la capacité thermique massique des bétons BMHP (a) et BMO (b) en fonction de leur teneur en eau**

Lors d'une augmentation du degré de saturation, les évolutions de la conductivité thermique, de la chaleur massique et de la masse volumique des bétons ont la même tendance croissante. Leurs augmentations se compensent sur le produit de la diffusivité thermique (équation I-8) conduisant à sa faible variation en fonction du degré de saturation (Figure III-13). Les faibles augmentations ou diminutions de diffusivité des bétons à l'état saturé observées dans la Figure III-14 ne dépassent pas 10% (sauf pour le béton O-680P-100). A la teneur en eau maximale (équivalent d'un degré de saturation de 100%), la diffusivité thermique des bétons varie en moyenne de 4%.

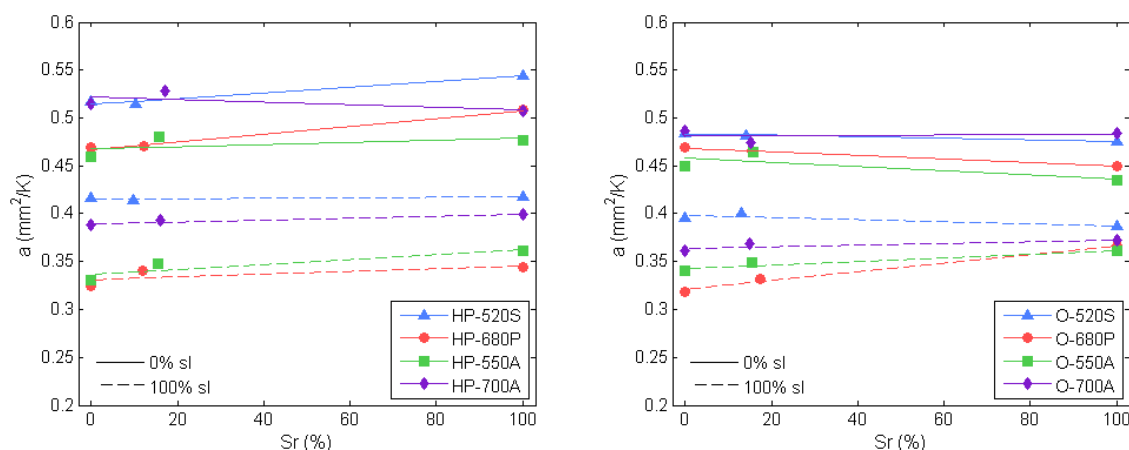


Figure III-13 : Evolution de la diffusivité thermique des bétons en fonction du degré de saturation pour les bétons BMHP (a) et pour les bétons BMO (b)

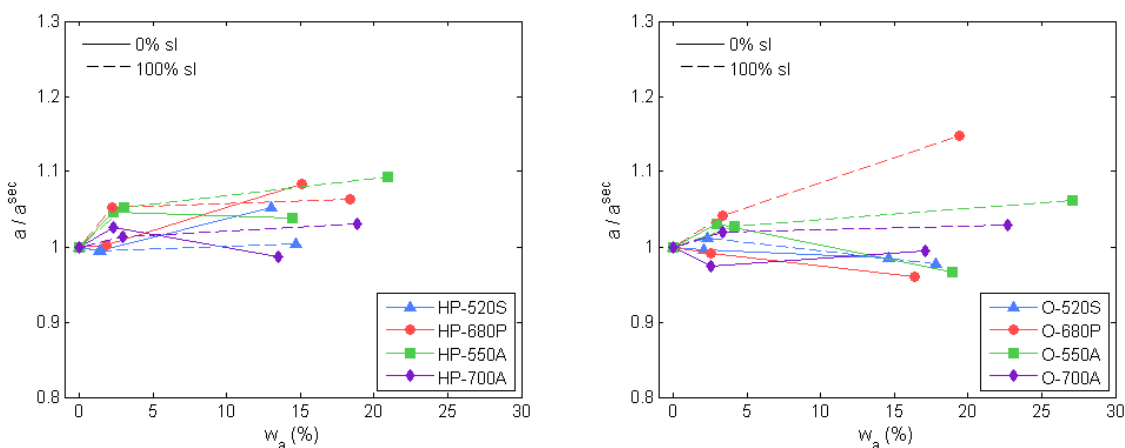


Figure III-14 : Augmentation de la diffusivité thermique des bétons BMHP (a) et BMO (b) en fonction de leur teneur en eau

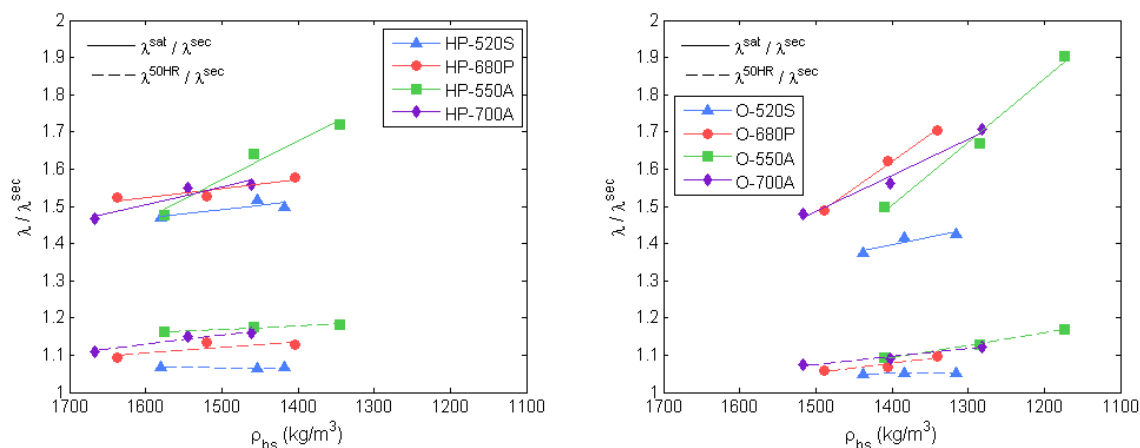
## 2.2. Influence de la nature des granulats

La Figure III-15 présente l'évolution du rapport de la conductivité thermique à 50% d'humidité relative et à l'état saturé sur celle à l'état sec en fonction de la masse volumique du béton. Les trois points de chacune des courbes correspondent aux trois fractions volumiques de sables légers : 0, 50 et 100%. L'augmentation de conductivité n'est plus présentée uniquement par rapport à la porosité accessible à l'eau comme précédemment mais est ici comparée à l'augmentation de porosité totale, traduite par la valeur de la masse volumique.

Nous nous intéressons tout d'abord aux différences de comportement liées à la nature du gravillon en ne considérant que les formulations composées de sable silico-calcaire. L'augmentation de la conductivité thermique des bétons à l'état saturé est liée à la quantité d'eau absorbée par l'écoulement de l'eau (loi de Darcy) dans les pores interconnectés de l'éprouvette immergée. A une masse volumique similaire, les bétons BMHP et BMO de schiste présentent une plus faible augmentation de conductivité thermique. Ceci est à relier au faible coefficient d'absorption d'eau du gravillon 520S. Dans le cas des bétons BMHP, le

béton d'argile HP-550A présente le taux d'augmentation de la conductivité thermique le plus élevé tandis que c'est la conductivité du béton de ponce O-680P qui est la plus sensible à la saturation dans le cas des bétons BMO.

L'augmentation de la conductivité thermique des bétons à 50% d'humidité relative est associée à la quantité d'eau adsorbée suite à la diffusion de la vapeur d'eau et sa condensation. Les bétons composés de gravillons d'argile 550A présentent la plus grande sensibilité à l'augmentation de l'humidité relative à 50% (Figure III-15). Pour une même masse volumique et donc un même volume de vide total, l'augmentation de la conductivité thermique des bétons 550A est la plus grande. A l'inverse les bétons composés de granulats de schiste 520S montrent la plus faible sensibilité de la conductivité thermique vis-à-vis de l'état hydrique. Comme l'ont montré les résultats de prise en eau, la part de la porosité fermée sur la porosité totale des gravillons 520S est importante (cf. §II-1.4.4). L'augmentation de la prise en eau du béton 520S à l'humidité relative de 50% est plus faible (cf. §II-3.3.2) ce qui génère une moindre augmentation de conductivité rapportée au volume total de vide. Le même phénomène mais dans une moindre ampleur est noté pour les bétons de ponce 680P.



**Figure III-15 : Evolution du rapport  $\lambda/\lambda^{\text{sec}}$  des bétons BMHP (a) et des bétons BMO (b) à l'état saturé et à l'état de saturation intermédiaire en fonction de la masse volumique du béton séché en étuve.**

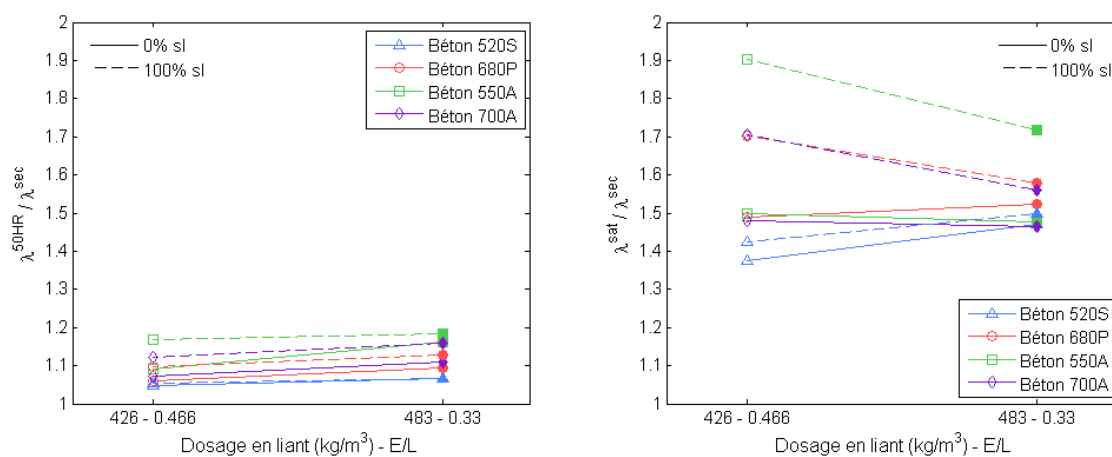
Les différences d'évolution des rapports  $\lambda/\lambda^{\text{sec}}$  en fonction de la diminution de la masse volumique illustrent les différences liées à la nature du sable (Figure III-15). La substitution en sable de schiste 855S induit peu d'augmentation de conductivité, que ce soit en milieu humide ou saturé. L'augmentation de conductivité suite à la saturation du béton est de 40% pour les bétons 550S tandis qu'elle est de 70 % en moyenne pour les autres bétons pour une même masse volumique égale à 1300 kg/m<sup>3</sup>.

Le même sable léger d'argile 650A a un effet plus défavorable sur les bétons composés de gravillon 550A que sur ceux composés de gravillon 700A. La porosité induite par la substitution en sable léger augmente plus rapidement pour les bétons 550A que pour les bétons 700A. En effet, la substitution totale en sable léger augmente la porosité accessible à l'eau (par immersion) des bétons 550A de 5,1-5,2 % et pour celle des bétons 700A de 3,2-4,7 % (cf. §II-3.1). On peut envisager que l'ajout de sable poreux favorise l'interconnexion des pores entre la pâte et les granulats et que l'accès à la forte porosité ouverte des granulats 550A se trouve ainsi facilitée. Plus la porosité connectée augmente, plus le béton contient de l'eau à un état d'humidité donné et plus la conductivité est élevée. Par ailleurs, la substitution

totale en sable de ponce entraîne une augmentation de la porosité accessible à l'eau de 1,6-1,9%. L'augmentation de leur conductivité thermique est comparable à celle des bétons d'argile 700A.

### 2.3. Influence de la composition du liant

La Figure III-16 illustre l'augmentation de la conductivité thermique des bétons à différents états hydriques par rapport à celle du béton sec lors du passage de la matrice ordinaire à la matrice à hautes performances. A l'état de saturation intermédiaire, le gain en conductivité thermique des bétons BHMP est très légèrement supérieur à celui observé sur les bétons BMO (Figure III-16a). A l'état saturé, au contraire les bétons à matrice hautes performances montrent une plus faible sensibilité de la conductivité thermique à l'humidité que les bétons à matrice ordinaire, à l'exception des bétons de schiste 520S (Figure III-16b). En effet, à l'état de saturation intermédiaire, les bétons BMO absorbent en moyenne 0,7% (en masse) plus d'eau que les bétons BMHP. L'augmentation de conductivité liée à cette eau supplémentaire est minime par rapport à la différence de conductivité thermique entre les bétons BMO et BMHP. Cela explique l'augmentation quasi-similaire de conductivité thermique des bétons BMO et BMHP à un état d'humidité relative de 50%. Dans le cas des bétons saturés par immersion, les bétons BMO contiennent en moyenne 3% plus d'eau que les bétons BMHP à cause de leur porosité plus élevée. La conductivité thermique des bétons BMO, à l'état saturé, augmente donc logiquement plus que celle des bétons BMHP. On note aussi que l'influence de la composition du liant est beaucoup plus importante lorsque du sable léger est substitué au sable silico-calcaire. Pour une substitution totale en sable léger, l'utilisation d'une pâte plus compacte permet de limiter l'augmentation de conductivité de ces bétons de 10 à 20% à l'état saturé. La tendance inverse des bétons de schiste 520S à l'état saturé pourrait s'expliquer par l'hétérogénéité entre lots de granulats 520S (confirmé par l'analyse de masse volumique des bétons dans II-3.1).



**Figure III-16 : Evolution de la conductivité thermique des bétons à l'état de saturation intermédiaire (a) et à l'état saturé (b) lors du passage de la matrice ordinaire à hautes performances.**

### 3. Propriétés thermiques des bétons légers à différentes températures ambiantes

Par convention, les conductivités des matériaux sont définies pour une température moyenne de 10°C. Mais la température est aussi un facteur climatique qui influence les performances thermiques du béton. Les propriétés thermiques des différentes phases solide, liquide et gazeuse qui composent le béton de granulats légers évoluent avec la température. Cependant, dans la littérature, l'évolution de ces propriétés est plutôt étudiée dans la plage des hautes températures. Certaines études [MAR70, SCH82, KIM12] ont montré que la conductivité thermique du béton évolue dans les plages de température correspondant aux variations climatiques subies par un bâtiment. Les études sur l'évolution des propriétés thermiques des bétons de granulats légers en fonction de la température sont très peu nombreuses. Les bétons de granulats légers, caractérisés par une plus forte porosité peuvent présenter des différences de comportement par rapport aux bétons traditionnels qui pourront être mises en évidence lors de cette étude. Comme présenté dans la section II-3.3, les propriétés thermiques des bétons de granulats légers sont mesurées à quatre températures différentes : 5, 20, 35 et 50 °C. Les bétons sont dans un état sec obtenu après pré-séchage à l'étuve. La Figure III-17 présente les évolutions des propriétés thermiques des bétons de granulats légers en fonction de la température. Entre 5 et 50°C, on observe une augmentation de la conductivité thermique avec la température; après 35°C l'augmentation de conductivité semble ralentir. Lorsque la température s'élève de 5 à 50°C, la conductivité thermique augmente de 0,09 à 0,15 W/mK (13 à 25%) pour les bétons sans sable léger et de 0,1 à 0,16 W/mK (22 à 31 %) pour les bétons contenant 100% de sable léger. L'augmentation de la conductivité thermique est donc 1,1-1,2 fois plus élevée pour les bétons contenant du sable léger.

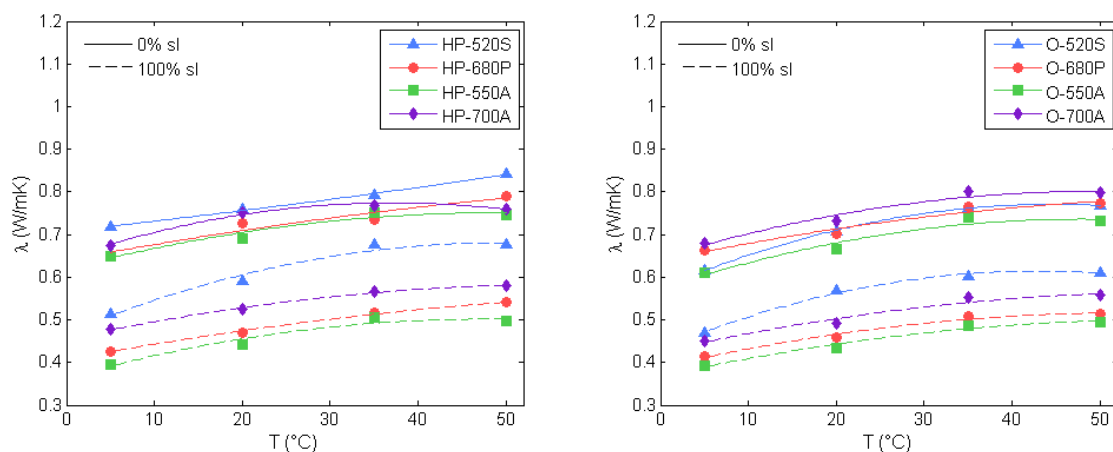
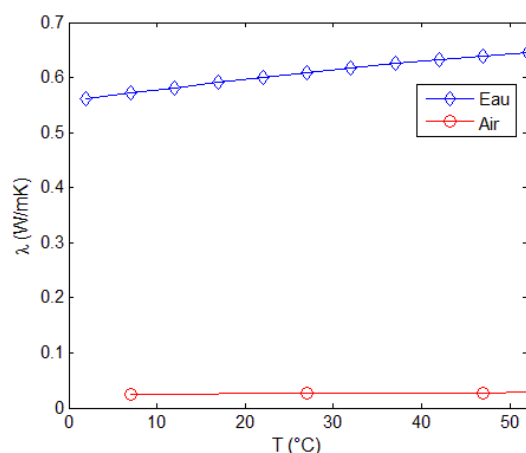


Figure III-17 : Evolution de la conductivité thermique des bétons BMHP (a) et des bétons BMO (b) en fonction de la température



**Figure III-18 : Evolution de la conductivité thermique de l'eau et de l'air en fonction de la température**

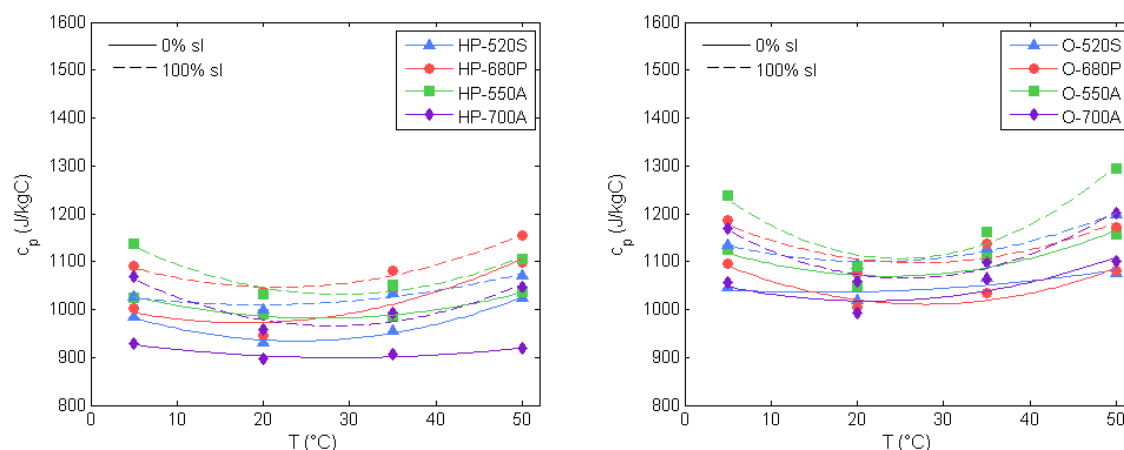
La conductivité thermique du béton dépend de celles de la partie solide, de la phase liquide et de la phase gazeuse. La conductivité thermique d'un solide non-métallique est principalement due aux vibrations du réseau atomique [BAL98, SHI06, FRE08]. En effet, les vibrations des atomes dans un solide correspondent à des modes propres de vibration appelés phonons. Ces modes propres de vibration sont dus à des ondes qui se propagent dans le solide, surtout quand sa structure est cristallisée. La conduction par le phonon se produit dans la phase solide des granulats qui est constituée de plusieurs phases minéralogiques. Selon Clauser [CLA95], Robertson [ROB88] et Laurent [LAU93], la conductivité d'un matériau s'accroît avec l'augmentation de la température ambiante pour plusieurs minéraux (quartz amorphe, feldspath, labradorite, anorthite...). En revanche, la conductivité diminue lors d'une augmentation de la température ambiante pour autres minéraux (quartz  $\alpha$ , calcite, aragonite, albite, oligoclase, andésine...). L'évolution de la conductivité thermique de la partie solide des bétons en fonction de la température dépend de celles des phases minéralogiques et de leur proportion dans les bétons.

Les échantillons ayant été pré-séchés à l'étuve avant mesure, l'augmentation de conductivité ne peut théoriquement être attribuée à la présence d'eau libre. Selon Maréchal [MAR70] qui a obtenu des résultats similaires, l'eau piégée dans les pores fermés et l'eau adsorbée pourraient être à l'origine de l'augmentation de conductivité thermique du béton jusqu'à 50°C. Dans cette plage de température entre 5°C et 50°C, la conductivité thermique de l'eau augmente de 0,5715 à 0,6445 W/mK (environ 13%) [RAM95]. L'air est aussi un facteur à considérer dans l'évolution de la conductivité thermique en fonction de la température. Selon [STE85], la conductivité de l'air augmente quasiment linéairement de 0,0245 à 0,028 W/mK (équivalent de 14%) avec la température de 5°C à 50°C. La Figure III-16 illustre les évolutions de la conductivité de l'air et de l'eau en fonction de la température dans la plage de température considérée. L'augmentation plus élevée de la conductivité thermique des bétons avec 100% de sable léger par rapport aux bétons sans sable léger met en évidence la part prise par l'air et l'eau piégée ou adsorbée sur la relation entre la conductivité thermique des bétons légers et la température. Les valeurs d'augmentations de l'air et de l'eau avec la température restent modestes jusqu'à 50°C et n'expliquent pas entièrement l'augmentation de conductivité thermique des bétons.

Un autre élément pouvant influencer sur l'augmentation de la conductivité thermique avec la température dans un matériau poreux est le transfert thermique par rayonnement. En effet, la conductivité thermique des pores est gouvernée par la conduction de l'air et par le rayonnement. La contribution du rayonnement à la conductivité thermique varie en fonction de la puissance cubique de la température absolue  $T^3$  (K) [GHO08, OCH08, DAR10, KUZ10]. Dans un matériau poreux, elle dépend aussi de la taille des pores, la présence de pores de petite taille inhibant la contribution du rayonnement sur la conductivité. Selon Helte [HEL93], pour des matériaux présentant un taux élevé de porosité et des tailles de pores supérieures à 100 microns, la contribution du rayonnement est non négligeable. L'observation des granulats à la loupe binoculaire a montré la présence de cette catégorie de pores notamment pour les granulats d'argile [KE08]. L'étude d'Ochs [OCH08] a montré une augmentation de la conductivité thermique des granulats d'argile de masse volumique de 270 à 380 kg/m<sup>3</sup> avec la température. A 20°C, la conductivité thermique des granulats d'argile varie entre 0,07 et 0,1 W/mK. Lors d'une augmentation de la température de 20°C à 80°C, leur conductivité augmente d'environ 0,02 W/mK pour tous les types de granulats d'argile étudiés. Le modèle de calcul d'Ochs [OCH08] qui prend en compte la contribution du rayonnement prédit bien l'évolution des conductivités thermiques des granulats avec la température.

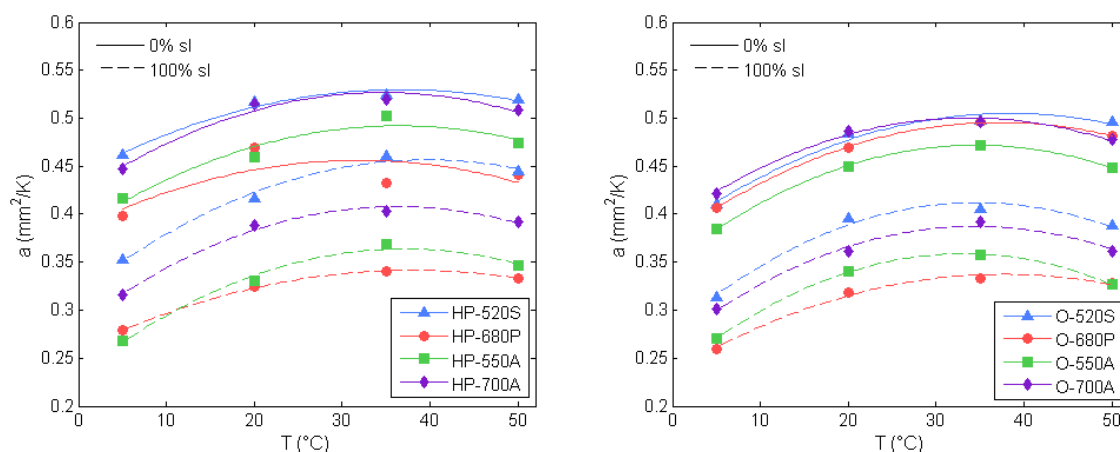
La stabilisation à 50°C de la valeur de la conductivité thermique pourrait s'expliquer par la diminution du nombre de liaisons conductrices liée au départ de l'eau physiquement liée et au début de la désorption de l'eau hydratée dans le béton pour les hydrates les plus fragiles [MAR70]. L'apparition de microfissures à l'interface pâte granulat générées par la déformation thermique différentielle pourrait aussi contribuer à la stabilisation de la conductivité avec la température. Les microfissures diminuent la surface de conduction et « remplacent » la partie solide de conductivité élevée par l'air de conductivité beaucoup plus faible.

Pour toutes les formulations de béton, la chaleur massique diminue jusqu'à une valeur minimale lorsque la température varie de 5 à 20°C, puis elle remonte avec l'accroissement de la température jusqu'à 50°C (Figure III-19). Selon [CEN08], la chaleur massique du béton est une variable thermodynamique variant en fonction de la température. La chaleur massique  $c_p$  est une mesure de la variation de l'enthalpie de la substance en fonction de la température. On peut imaginer que l'enthalpie du matériau augmente avec la température induisant l'augmentation de la chaleur massique. Il faut souligner que l'enthalpie peut aussi varier en lui transférant d'autres formes d'énergie que la chaleur [CEN08] ce qui conduit à une diminution de la chaleur massique. La chaleur massique élevée à 5°C du béton provient du changement de phase de l'eau piégée dans le béton. Pendant que la température de l'échantillon s'équilibre à 5°C, il peut y avoir condensation de l'humidité ambiante dans les pores (paroi froide) et de la vapeur d'eau dans les pores fermés. Pour augmenter la température du matériau de 1°C, il faut fournir plus de chaleur pour la vaporisation de l'eau condensée. De 20 à 50°C, la chaleur massique présente une augmentation de 5 à 20 % suivant les différents bétons. La faible augmentation (2%) de la chaleur massique du béton HP-700 peut provenir d'une incertitude sur la mesure.



**Figure III-19 : Evolution de la capacité thermique massique des bétons BMHP (a) et des bétons BMO (b) en fonction de la température**

Comme la diffusivité est le quotient de la conductivité thermique par la chaleur massique et la masse volumique (considérée constante dans la plage de température entre 5°C et 50°C), l'évolution de la diffusivité thermique découle de celles de la conductivité thermique et de la chaleur massique (Figure III-20). La diffusivité thermique augmente avec la température entre 5 et 35°C ce qui est à relier à l'augmentation de conductivité et à la diminution de chaleur massique dans cet intervalle de température. Entre 5 et 35°C, la diffusivité thermique augmente de 11 à 38%. La diffusivité thermique redescend légèrement pour une température augmentant de 35 à 50°C. Cette variation (croissante ou décroissante) dépend du type de béton.



**Figure III-20 : Evolution de la diffusivité thermique des bétons BMHP (a) et des bétons BMO (b) en fonction de la température**

La substitution du sable alluvionnaire par du sable léger diminue efficacement la conductivité thermique (de 22 à 36%) et la diffusivité thermique (de 18 à 35%) des bétons légers. A la substitution totale en sable léger, les conductivités thermiques varient entre 0,42 et 0,59 W/mK tandis que les diffusivités thermiques varient entre 0,32 et 0,42 mm<sup>2</sup>/s. Les résultats montrent une meilleure performance des bétons de granulats légers par rapport à un béton ordinaire quel que soit le transfert considéré en régime permanent ou transitoire. La



nature minéralogique des granulats ainsi que leur distribution des pores ont aussi une influence non-négligeable sur les propriétés thermiques des granulats. A une même masse volumique, les bétons de natures différentes peuvent avoir des propriétés thermiques très variables en fonction des combinaisons de granulats et du dosage en liant choisis. L'utilisation d'une matrice cimentaire plus poreuse (rapport E/C plus élevé) n'apporte qu'une légère diminution des conductivités et des diffusivités thermiques. Un béton à matrice hautes performances et à 100% du sable léger a une meilleure performance thermique qu'un béton confectionné avec la matrice cimentaire ordinaire et sans sable léger. L'étude montre également une dépendance indéniable des propriétés thermiques des bétons légers en à la teneur en eau et à la température. La conductivité thermique et la diffusivité thermique augmentent avec la température entre 5°C et 35°C puis la conductivité se stabilise tandis que la diffusivité diminue entre 35°C et 50°C. Lors d'une augmentation de la teneur en eau du béton entre l'état sec et l'état saturé, la conductivité thermique augmente linéairement tandis que la diffusivité thermique reste peu variable.

Dans le prochain paragraphe, le comportement thermique des bétons légers fera l'objet d'une étude numérique par les techniques d'homogénéisation. Les propriétés thermiques des bétons seront utilisées pour l'identification des propriétés thermiques des granulats puis pour la confrontation entre les prédictions numériques et les mesures expérimentales. Les propriétés thermiques mesurées seront aussi utilisées dans une étude « énergétique » dans le dernier paragraphe afin de simuler le transfert thermique à travers une enveloppe de bâtiment.

#### **4. Homogénéisation du comportement thermique**

Les résultats expérimentaux permettent de caractériser le comportement thermique des bétons de granulats légers. Cependant, les essais expérimentaux sont longs et coûteux. De plus, ils ne fournissent que quelques points dans l'évolution du comportement du matériau. On propose ici d'utiliser les modèles d'homogénéisation, d'une part pour connaître le comportement thermique des bétons et des granulats, difficiles à caractériser expérimentalement, et d'autre part, d'alléger les campagnes expérimentales. Nous présentons dans la suite le concept général des méthodes d'homogénéisation, puis nous détaillons les modélisations retenues pour le comportement thermique des bétons de granulats légers.

Un composite contient différentes hétérogénéités (grains, cristaux, fibres ...) de propriétés distinctes noyées dans une matrice. Les processus d'homogénéisation permettent de décrire son comportement global à partir de ceux de ces composants. Dans le composite, les hétérogénéités sont relativement petites par rapport aux dimensions globales du matériau et par conséquent, le composite est caractérisé par une double échelle. L'une, dite microscopique, décrit le comportement des hétérogénéités et l'autre, dite macroscopique, décrit le comportement global du matériau composite. A cette échelle macroscopique, le comportement du matériau peut être considéré comme homogène, et les procédures d'homogénéisation permettent de relier l'échelle des hétérogénéités (microscopique) à celle du matériau (macroscopique). En effet, les modèles d'homogénéisation permettent de déterminer une approximation homogène des propriétés macroscopiques d'un composite, dites effectives ou équivalentes, à partir des diverses propriétés des constituants et de leurs proportions relatives.

En pratique, les modèles d'homogénéisation s'appuient sur la représentation d'un Volume Élémentaire Représentatif (VER) du composite. Ce VER doit être suffisamment

grand pour contenir un nombre suffisant et représentatif des hétérogénéités afin de décrire le comportement global du matériau composite, mais également suffisamment petit pour pouvoir rendre compte de la structure microscopique du matériau hétérogène.

Le béton peut être considéré comme un matériau à deux constituants (granulat et matrice cimentaire) ou à plusieurs phases (granulats, sable, pâte de ciment et zone d'interface par exemple). Au cours de ce travail, les modèles d'homogénéisation classiques pour un composite à deux composants sont utilisés dans les procédures d'identification des propriétés thermiques des granulats. Le modèle est retenu grâce à une étude de sensibilité des valeurs identifiées aux variations des paramètres d'entrée. Les modèles d'homogénéisation à quatre composants sont implémentés pour prédire le comportement thermique équivalent des bétons étudiés. Les confrontations entre les différentes modélisations numériques permettent de choisir le modèle d'homogénéisation de la littérature le plus adéquat pour la prédiction le comportement thermique des bétons de granulats légers.

#### 4.1. Comportement thermique équivalent

Dans ce paragraphe, nous rappelons comment est construit le comportement thermique équivalent d'un composite représenté par un VER multi-phases isotropes. En régime stationnaire, ce comportement est décrit par la conduction thermique équivalente. Le VER, de volume  $V$ , est supposé soumis à un gradient de température imposé  $\vec{\chi}$ , appelé gradient thermique macroscopique (Figure III-21).

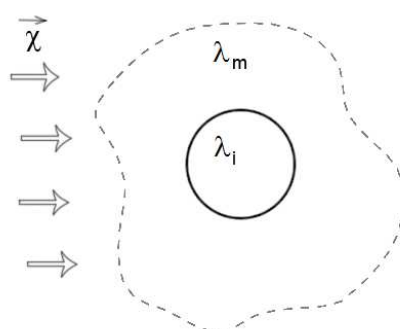


Figure III-21 : VER pour un matériau de deux constituants

Ce gradient produit dans le VER un flux de chaleur microscopique  $\vec{q}$ , associé à la densité de flux thermique microscopique  $\vec{\varphi}$ . Dans chacune des phases  $j$  du VER, la loi de Fourier (I-1) donne la relation entre la densité de flux thermique et le gradient de température microscopiques :

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

où  $\lambda$  représente la conductivité thermique de la phase  $j$  isotrope. Le signe négatif traduit l'orientation du flux thermique d'une région de température élevée vers une région de température plus basse. Le transfert thermique dans le VER est décrit par l'équation générale de la chaleur (I-2) :

$$\lambda \nabla^2 T + P_i = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (\text{III-2})$$

En absence de sources internes ( $P_i$  est nulle) et en régime stationnaire, l'équilibre thermique dans chaque phase du VER est décrit par l'équation (III-5a). Les conditions de continuité de la température et du flux thermique aux interfaces entre la matrice et l'hétérogénéité s'expriment par les équations (III-5b et c). Le gradient thermique macroscopique imposé est égal à celui de la phase matricielle à l'infini (III-5d). En résumé, le problème cellulaire posé dans le VER se présente sous la forme du système d'équations suivant à résoudre :

$$\begin{aligned}
 (a) \quad & \nabla^2 T = 0 \\
 (b) \quad & \|\vec{T}\| = 0 \\
 (c) \quad & \|\vec{\varphi} \cdot \vec{n}\| = 0 \\
 (d) \quad & \lim_{\infty} \overrightarrow{\text{grad}} T = \vec{\chi}
 \end{aligned} \tag{III-3}$$

où  $\|\cdot\|$  représente le saut d'une quantité à travers une interface et  $\langle \cdot \rangle_{VER}$  désigne la moyenne volumique sur le volume  $V$  du VER :  $\langle \cdot \rangle_{VER} = \frac{1}{|V|} \int_V \cdot dV$

Les propriétés macroscopiques équivalentes d'un matériau hétérogène sont introduites pour relier les moyennes volumiques des variables microscopiques dans l'ensemble du matériau composite. Ainsi, par analogie avec l'équation (III-1), la conductivité thermique équivalente  $\lambda^*$  relie la moyenne de la densité de flux thermique microscopique  $\langle \vec{\varphi} \rangle_{VER}$  à la moyenne du gradient thermique dans le VER  $\langle \overrightarrow{\text{grad}} T \rangle_{VER}$  :

$$\langle \vec{\varphi} \rangle_{VER} = -\lambda^* \langle \overrightarrow{\text{grad}} T \rangle_{VER} \tag{III-4}$$

Ce comportement isotrope équivalent résulte des hypothèses formulées sur le VER. Si des inclusions anisotropes sont distribuées de manière aléatoire, le comportement thermique effectif du composite est également isotrope [NOR89], [BEN08].

Supposons que le matériau composite soit constitué de  $n + 1$  phases homogènes et isotropes parmi lesquelles la phase  $j = 0$  représente la matrice. Notons  $c_j = \frac{V_j}{V}$  la fraction volumique de chaque phase où  $V_j$  est le volume de la phase  $j$ . La moyenne volumique du flux thermique dans le VER s'écrit:

$$\langle \vec{\varphi} \rangle_{VER} = \sum_{j=0}^n c_j \langle \vec{\varphi} \rangle_j \tag{III-5}$$

où  $\langle \cdot \rangle_j$  désigne la moyenne volumique sur le volume  $V_j$  :  $\langle \cdot \rangle_j = \frac{1}{|V_j|} \int_{V_j} \cdot dV_j$

Selon la loi de Fourier, dans chaque phase  $j$  isotrope du VER :

$$\langle \vec{\varphi} \rangle_j = -\lambda_j \langle \overrightarrow{\text{grad}} T \rangle_j \tag{III-6}$$

La combinaison des formules (III-4, III-5 et III-6) conduit à :

$$\lambda^* \langle \overrightarrow{\text{grad}T} \rangle_{VER} = c_0 \lambda_0 \langle \overrightarrow{\text{grad}T} \rangle_0 + \sum_{j=1}^n c_j \lambda_j \langle \overrightarrow{\text{grad}T} \rangle_j \quad (\text{III-7})$$

La décomposition du gradient de température sur le VER :

$$\langle \overrightarrow{\text{grad}T} \rangle_{VER} = c_0 \langle \overrightarrow{\text{grad}T} \rangle_0 + \sum_{j=1}^n c_j \langle \overrightarrow{\text{grad}T} \rangle_j \quad (\text{III-8})$$

reportée dans (III-7), permet d'obtenir l'expression de la conductivité équivalente  $\lambda^*$  :

$$\lambda^* = \lambda_0 + \sum_{j=1}^n c_j (\lambda_j - \lambda_0) L_j \quad (\text{III-9})$$

où le facteur de localisation  $L_j$  de la phase  $j$  est donné par :

$$\langle \overrightarrow{\text{grad}T} \rangle_j = L_j \langle \overrightarrow{\text{grad}T} \rangle_{VER} \quad (\text{III-10})$$

Ce facteur  $L_j$  dépend du choix de VER retenu pour représenter le matériau hétérogène. Les modèles d'homogénéisation classiques pour un matériau composé de deux constituants isotropes sont rappelés dans l'annexe C. Les modélisations multiphasiques d'un matériau polydisperse utilisées dans ce travail sont présentées dans les paragraphes suivants.

## 4.2. Modèle d'homogénéisation d'un matériau multi-phases polydisperses

Dans notre travail, le béton est considéré comme un matériau composite contenant la pâte de ciment et les granulats de différentes tailles et natures : sable alluvionnaire, sable léger et granulats légers. Des outils de prédiction du comportement thermique des bétons sont développés à partir des modèles d'homogénéisation d'un matériau multi-phases polydisperse, dont le comportement équivalent est donné par la relation (III-9). Les coefficients de localisation des modèles diffèrent en fonction du VER choisi. Nous détaillons dans la suite leurs expressions pour les trois modèles multi-phases que nous avons retenues dans ce travail : Mori-Tanaka, auto-cohérent généralisé et approche différentielle.

### 4.2.1. Modèle de Mori-Tanaka

Cette approche, initialement proposée par Mori et Tanaka [MOR73] pour calculer les propriétés mécaniques d'un milieu hétérogène, modifie la méthode d'Eshelby [ESH57] en tenant compte de l'interaction entre les hétérogénéités. Chaque inclusion est supposée subir un champ de perturbation engendré par la matrice et les autres inclusions. Benveniste a développé ce modèle pour déterminer la conductivité thermique équivalente d'un matériau composite multi-phases [BEN86]. Le matériau hétérogène, soumis aux conditions aux limites (III-3d), est supposé constitué d'une matrice et de phases d'inclusion séparées de propriétés thermiques isotropes.

La méthode de Mori-Tanaka suppose que, à cause des perturbations liées à la présence de la matrice et des autres inclusions, la moyenne volumique  $\langle \overrightarrow{\text{grad}T} \rangle_j$  dans l'inclusion  $j$  est

une approximation du schéma où une inclusion, entourée d'une matrice infinie, est soumise au gradient thermique  $\langle \overrightarrow{\text{grad}T} \rangle_0$  :

$$\langle \overrightarrow{\text{grad}T} \rangle_j = L'_j \langle \overrightarrow{\text{grad}T} \rangle_0 \quad (\text{III-11})$$

La résolution du problème approché conduit à un résultat analogue à celui du problème cellulaire de la distribution diluée (annexe C) :

$$L'_j = \frac{3\lambda_0}{2\lambda_0 + \lambda_j} \quad (\text{III-12})$$

Le remplacement du facteur de localisation  $L'_j$  dans (III-8), pour un matériau contenant une matrice et des inclusions sphériques de mêmes propriétés, entraîne :

$$\langle \overrightarrow{\text{grad}T} \rangle_0 = \frac{\langle \overrightarrow{\text{grad}T} \rangle_{VER}}{c_0 + \sum_{k=1}^n c_k L'_k} \quad (\text{III-13})$$

Les équations (III-10), (III-11) et (III-13) permettent de déterminer le facteur de localisation de chaque phase  $j$  du matériau :

$$L_j = \frac{1}{c_0 + \sum_{k=1}^n c_k \frac{3\lambda_0}{2\lambda_0 + \lambda_k}} \frac{3\lambda_0}{2\lambda_0 + \lambda_j} \quad (\text{III-14})$$

Ce résultat est conforme à celui de Benveniste [BEN86] et de Noris [NOR89].

#### 4.2.2. Modèle auto-cohérent généralisé

Le modèle auto-cohérent généralisé (ACG) d'un matériau polydisperse a été développé par Benveniste [BEN86, BEN08]. Le modèle multi-phases se base sur le modèle ACG classique d'Hashin [HAS68] qui suppose comme cellule représentative une sphère composite (constituée d'une inclusion sphérique entourée d'une couche de matrice) immergée dans le milieu équivalent infini. Dans le modèle ACG multi-phases, la sphère composite contient une phase d'inclusion  $j$  et une partie de la matrice dont le volume est proportionnel au rapport du volume de la phase  $j$  sur le volume total des constituants inclusionnaires  $V_j / \sum_{k=1}^n V_k$ . La fraction volumique  $c_j'$  de l'inclusion  $j$  dans la sphère composite est déterminée par :

$$c_j' = \frac{r_j^3}{r_{0j}^3} = \frac{V_j}{V_j + V_0 \frac{V_j}{\sum_{k=1}^n V_k}} = \frac{\sum_{k=1}^n V_k}{V} = c_T \quad (\text{III-15})$$

où  $r_j$  et  $r_{0j}$  sont respectivement les rayons de l'inclusion et de la matrice dans la sphère composite ;  $c_T$  correspond à la fraction volumique totale des phases d'inclusion. Le coefficient de localisation est donné par :

$$L_j = \frac{9\lambda^*}{2\lambda_0(1 - c_T) + \lambda_j(2c_T + 1) + 2\lambda^* \left( 2 + c_T + \frac{\lambda_j}{\lambda_0} (1 - c_T) \right)} \quad (\text{III-16})$$

### 4.2.3. Modèle différentiel

Dans la littérature, l'approche différentielle est souvent écrite pour un matériau de deux composants, en adoptant la cellule représentative de la distribution diluée pour la détermination du facteur de localisation (annexe C). L'approche différentielle pour un matériau multi-phases polydisperse est exposée dans le travail de Phan-Thien et Pham [PHA00].

Considérons un matériau de  $n$  phases d'inclusions immergées dans une matrice. A une itération intermédiaire  $i$ , le matériau homogénéisé de volume  $V$  contenant les inclusions nommées  $j$  de fraction volumique cumulée respective  $f_j$  a une conductivité thermique équivalente  $\lambda^*$ . La somme des fractions cumulées pour l'ensemble des  $n$  types d'inclusion est dénotée  $f$ :

$$f = \sum_{j=1}^n f_j \quad (\text{III-17})$$

A l'itération  $i + 1$  suivante, un incrément volumique  $dV$  des  $n$  phases d'inclusions (correspondant à une fraction volumique  $\frac{dV}{V+dV}$ ) est ajouté au matériau homogénéisé de l'étape  $i$ . L'incrément de volume  $dV_j$  de chaque phase inclusionnaire  $j$  est supposé proportionnel à sa fraction volumique  $\frac{f_j}{f}$  dans la composite finale :

$$dV_j = \frac{f_j}{f} dV \quad (\text{III-18})$$

L'incrément de volume  $dV_j$  ajouté à l'itération  $i + 1$  correspond à la fraction volumique incrémentale  $c_j$  :

$$c_j = \frac{dV_j}{V + dV} = \frac{f_j}{f} \frac{dV}{V + dV} = \frac{f_j}{f} c \quad (\text{III-19})$$

La procédure incrémentale continue jusqu'à ce que la somme des fractions cumulées  $f$  souhaitée dans le composite final soit atteinte. Le changement  $df$  de fraction totale cumulée des phases d'inclusion s'écrit :

$$df = (1 - f)c \quad (\text{III-20})$$

A partir de la loi équivalente (III-9), la conductivité thermique effective du matériau à itération  $i + 1$  est donnée par :

$$\lambda^* + d\lambda^* = \lambda^* + \sum_{j=1}^n c_j (\lambda_j - \lambda^*) L_j \quad (\text{III-21})$$

L'utilisation dans (III-21) des facteurs de localisation associés aux modèles d'homogénéisation classiques (annexe C) conduit à des conductivités équivalentes convergeant vers une seule et même prédiction. Le coefficient de localisation le plus simple

peut être conservé (distribution diluée) ; ainsi si chaque phase  $j$  d'inclusions ajoutées est supposée isolée et immergée dans le milieu homogénéisé infini, le facteur de localisation  $L_j$  de chaque inclusion s'écrit :

$$L_j = \frac{3\lambda^*}{2\lambda^* + \lambda_j} \quad (\text{III-22})$$

Le remplacement des équations (III-19), (III-20) et (III-22) dans (III-21) conduit à l'expression du modèle différentiel pour un matériau multi-phases polydisperse :

$$\frac{d\lambda^*}{df} = \sum_{j=1}^n \frac{f_j}{f(1-f)} (\lambda_j - \lambda^*) \frac{3\lambda^*}{2\lambda^* + \lambda_j} \quad (\text{III-23})$$

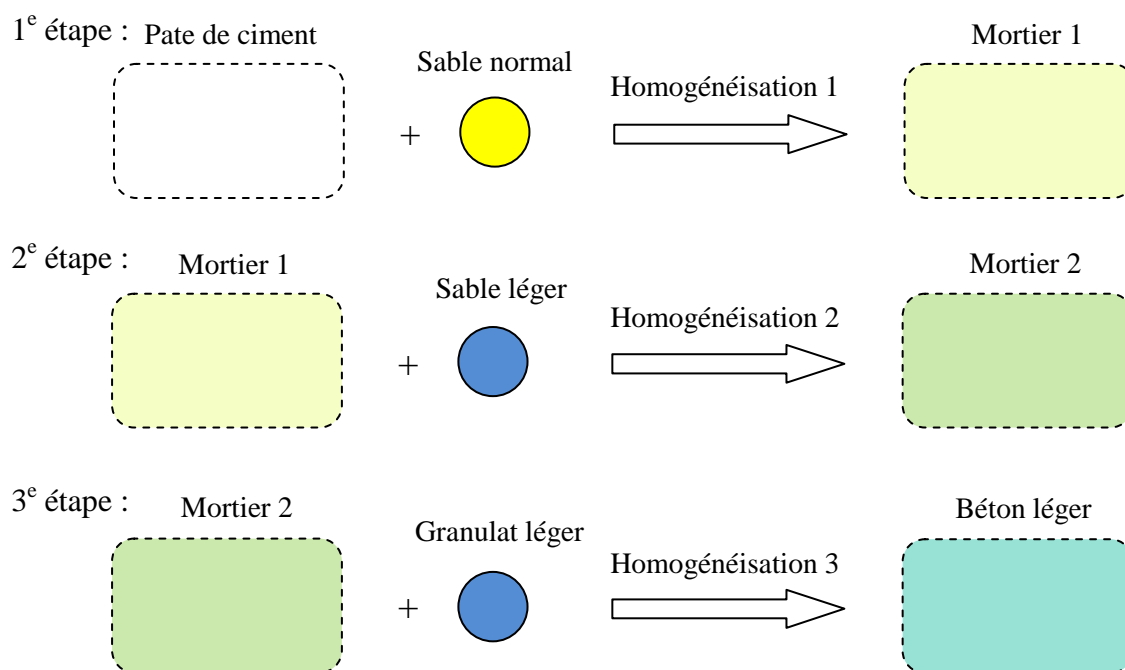
L'équation différentielle (III-23) peut être résolue numériquement par une procédure itérative avec la méthode d'Euler.

#### 4.2.4. Procédure d'homogénéisation multi-étapes

La procédure d'homogénéisation multi-étapes (ME) permet d'obtenir le comportement équivalent d'un matériau multi-phasique à partir des modèles d'homogénéisation classiques pour les composites à deux constituants. Par exemple, Schmitt *et al.* [SCH02] l'a utilisé pour prédire les propriétés élastiques équivalentes de réfractaires céramiques afin de tenir compte de la complexité microstructurale de ce matériau.

Dans cette approche, le matériau considéré contenant des constituants isotropes sont classés en matrice et en inclusions. Dans la première étape, la matrice est couplée et homogénéisée avec une première phase d'inclusions, ce qui conduit à un matériau équivalent intermédiaire. Ce matériau devient ensuite la matrice de l'étape d'homogénéisation suivante dans laquelle une autre phase d'inclusions est supposée immergée. La procédure continue ainsi jusqu'à ce qu'on obtienne les propriétés équivalentes du matériau composite final contenant toutes les phases d'inclusions intégrées dans la matrice.

Pour les comportements thermique et mécanique effectifs des bétons de granulats légers, la procédure multi-étapes est mise en œuvre dans ce travail avec les modèles classiques à deux composants présentés en annexe C : Mori-Tanaka, auto-cohérent, auto-cohérent généralisé et différentiel. Nous utilisons la procédure multi-étapes couplant la pâte de ciment avec les granulats (sable alluvionnaire, sable léger et granulat léger) dans l'ordre croissant de la taille des inclusions, comme illustré dans la Figure III-22. Cela permet de modéliser l'influence des sables légers sur les comportements macroscopiques des bétons de granulats légers.



**Figure III-22 : Schéma de la procédure d'homogénéisation en multi-étapes appliquée au béton léger**

Les propriétés des composants des bétons sont nécessaires à la prédiction de leurs comportements équivalents. Des pâtes de ciment, des mortiers et des bétons ont été caractérisées expérimentalement. Les propriétés des granulats (sables et gravillons légers) sont identifiées dans la prochaine section III-4.3 en exploitant les mesures effectuées sur neuf formulations (au total) de pâte de ciment, de mortiers et de bétons de granulats légers. Les résultats des prédictions des conductivités thermiques équivalentes pour vingt autres formulations de bétons de granulats légers étudiés sont présentés dans la partie III-4.4 et comparés aux valeurs mesurées expérimentalement.

### 4.3. Identification de la conductivité thermique des granulats légers

#### 4.3.1. Procédure d'inversion

Les modèles d'homogénéisation prédisent les propriétés du composite à partir de celles de ses composants. Pour le béton, la phase matricielle comme le mortier ou la pâte de ciment peut être facilement caractérisée par des mesures expérimentales. Par contre, il n'existe pas de protocole d'essai adéquat et simple concernant les mesures thermiques et mécaniques sur les composants particuliers comme les granulats. Le manque d'information sur les propriétés des granulats légers est une difficulté pour l'application des modèles multi-échelles à la prédiction des comportements du béton. Pour y remédier, nous avons identifié les propriétés des composants particuliers (sable, sable léger et granulat léger) à partir des propriétés mesurées sur les bétons et ses composants matriciels (pâte de ciment et mortier) grâce à une procédure d'inversion basée sur les modèles d'homogénéisation classiques en deux constituants. Les lois de comportement équivalent donnent en effet une relation entre la conductivité effective du béton et celle de ses composants (équation III-9). Trois modèles d'homogénéisation classiques à deux composants (Mori-Tanaka, auto-cohérent et différentiel) sont testés afin d'estimer l'influence du choix du modèle, sans oublier que les modèles de



Mori-Tanaka et auto-cohérent généralisé coïncident pour le comportement thermique équivalent d'un composite de deux constituants (cf. annexe C). Une étude de sensibilité est aussi réalisée pour discuter de l'influence des incertitudes potentielles (mesures expérimentales, propriétés des composants matriciels) sur les propriétés des inclusions identifiées.

Pour un modèle simple comme celui de la distribution diluée pour un matériau de deux composants, la valeur  $\lambda_1$  de la conductivité thermique des inclusions est explicite en fonction des valeurs de  $\lambda^*$ ,  $\lambda_0$  et  $c_1$  (annexe C). Cependant, l'inversion des autres modèles classiques à deux ou trois constituants n'est plus explicite. Pour un matériau hétérogène à deux composants, nous identifions alors la conductivité  $\lambda_1$  grâce à une procédure itérative d'inversion consistant à minimiser une variable  $A$  dépendant de la valeur de la conductivité thermique  $\lambda_1$  à identifier :

$$A = |\lambda^* - (\lambda_0 + c_1(\lambda_1 - \lambda_0)L_1)| < \varepsilon \quad (\text{III-24})$$

La Figure III-23 présente l'algorithme de la procédure d'inversion utilisée. La valeur de  $\lambda_1$  est initialisée par sa valeur explicite fournie par la distribution diluée. A chaque itération, la valeur de  $\lambda_1$  est réactualisée après calcul de la variable  $A$  et comparée au critère  $\varepsilon$  dont l'ordre de grandeur est fixé à  $10^{-6}$ . La procédure s'arrête lorsque la condition  $A < \varepsilon$  est satisfaite. Les localisations  $L_1$  des modèles de Mori-Tanaka (ou ACG) et auto-cohérent sont calculées respectivement par les équations présentées dans l'annexe C. Pour le modèle différentiel, la variable  $A$  est égale au polynôme cubique dans l'équation C29 (annexe C).

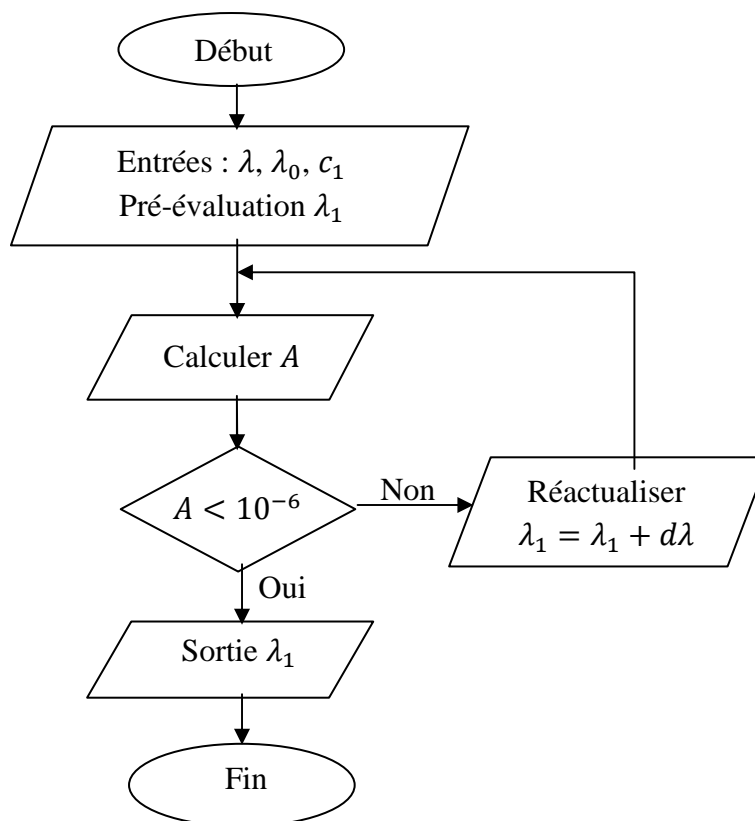


Figure III-23 : Algorithme de la procédure d'inversion

### 4.3.2. Conductivité thermique des gravillons

Nos campagnes d'essais ont permis de déterminer expérimentalement les conductivités  $\lambda_b$  de tous les bétons (Tableaux II-18 et II-19). La fraction volumique  $c_{gl}$  du gravillon léger est constante et fixée à 45 %. Nous avons aussi mesuré les conductivités thermiques  $\lambda_m$  des matrices hautes performances (MHP) à 0 et 100 % de sable léger (Tableau II-20). Dans les modèles d'homogénéisation, la matrice de mortier et le granulats représentent respectivement les phases 0 et 1 tandis que le béton représente le matériau équivalent noté \*. Pour chaque type de gravillon, il est possible d'identifier deux valeurs de conductivité thermique  $\lambda_{gl}$  du gravillon à partir des conductivités thermiques  $\lambda_m$  des deux matrices à 0 et 100% de sable léger, ainsi que celles des bétons légers correspondant  $\lambda_b$ . Cela permet d'estimer l'influence de la conductivité du mortier  $\lambda_m$  dans la procédure d'identification. Le Tableau III-1 récapitule les données d'entrée pour l'identification de la conductivité thermique des gravillons et les valeurs  $\lambda_{gl}$  identifiées sont données dans le Tableau III-2.

Béton (*)	Composants		Fraction SL (%)	$\lambda_b^{\text{exp}}$ (W/mK)	$\lambda_m^{\text{exp}}$ (W/mK)
	Gravillon (1)	Mortier (0)			
HP-520S	520S	MHP-SC	0	0,76	1,12
		MHP-S100	100	0,59	0,73
HP-680P	680P	MHP-SC	0	0,73	1,12
		MHP-P100	100	0,47	0,56
HP-550A	550A	MHP-SC	0	0,69	1,12
		MHP-A100	100	0,44	0,59
HP-700A	700A	MHP-SC	0	0,75	1,12
		MHP-A100	100	0,53	0,59

**Tableau III-1 : Données d'entrée pour l'identification des conductivités thermiques des gravillons légers**

Les valeurs expérimentales de la conductivité des bétons et des mortiers sont la moyenne d'au moins trois mesures. Elles peuvent fluctuer en raison des incertitudes liées à toute procédure expérimentale, à savoir dès la fabrication (hétérogénéité de la masse des grains d'un granulats, imprécision de l'absorption et de la teneur en eau des granulats, différence de l'ouvrabilité des bétons frais, ségrégation du béton frais) jusqu'aux mesures (hétérogénéité du béton, variation de la température ambiante). Ces incertitudes pouvant modifier les valeurs des conductivités identifiées pour les gravillons, nous avons étudié leur sensibilité aux erreurs éventuelles de mesures. Sachant que dans l'expérience, on admet un écart relatif de 5 % maximum entre les différentes mesures, notre stratégie est d'observer les variations sur la conductivité thermique  $\lambda_{gl}$  suite à une variation de  $\pm 5$  % d'une des deux propriétés d'entrée ( $\lambda_m$  ou  $\lambda_b$ ).

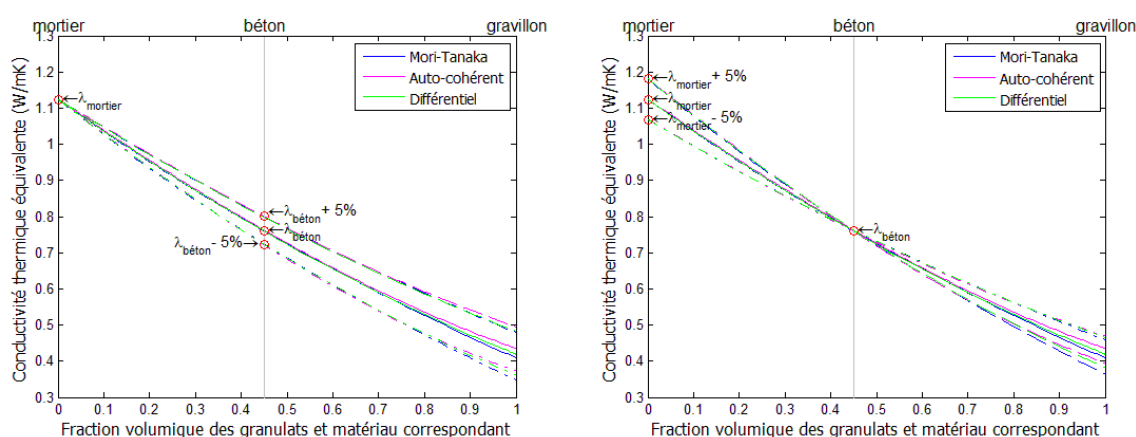
Composants		Modèle	$\lambda_{gl}^{id}$ (W/mK)	ET relatif (%)	Variation sur $\lambda_{gl}^{id}$ (%)			
Granulat (1)	Mortier (0)				$\lambda_m$ cte		$\lambda_b$ cte	
					$\lambda_b$ -5%	$\lambda_b$ +5%	$\lambda_m$ -5%	$\lambda_m$ +5%
520S	HP-SC	MT	0,41		-15,0	17,4	12,3	-10,9
		AC	0,43	3,12	-14,2	13,9	8,1	-9,2
		Diff	0,42		-13,7	15,2	11,1	-8,7
	HP-S100	MT	0,45		-12,5	12,0	7,9	-7,5
		AC	0,44	0,29	-12,0	13,5	7,6	-6,1
		Diff	0,44		-12,3	13,7	7,8	-6,4
680P	HP-SC	MT	0,35		-17,4	16,6	11,7	-12,4
		AC	0,38	4,06	-14,8	13,4	9,5	-8,8
		Diff	0,36		-15,5	15,0	11,1	-10,6
	HP-P100	MT	0,37		-11,2	13,8	8,8	-7,3
		AC	0,37	0,20	-11,8	13,5	7,4	-5,7
		Diff	0,37		-11,0	12,5	7,5	-7,0
550A	HP-SC	MT	0,29		-18,1	19,9	16,3	-13,1
		AC	0,33	6,61	-14,2	13,8	10,1	-9,3
		Diff	0,31		-15,5	18,6	13,7	-11,8
	HP-A100	MT	0,30		-13,5	13,8	8,9	-9,9
		AC	0,30	0,44	-12,5	14,5	9,5	-6,1
		Diff	0,30		-11,7	15,0	8,6	-6,7
700A	HP-SC	MT	0,39		-16,2	16,7	12,7	-10,2
		AC	0,42	3,43	-13,4	14,1	8,1	-8,4
		Diff	0,41		-14,9	16,3	11,4	-9,9
	HP-A100	MT	0,46		-11,5	11,1	6,1	-6,6
		AC	0,46	0,52	-11,4	11,9	6,9	-6,4
		Diff	0,46		-10,7	12,4	7,2	-5,6

**Tableau III-2 : Conductivité thermique des gravillons et variations suite à incertitude de mesures**

Les gravillons légers ont, comme attendu, une conductivité thermique inférieure à celle des bétons légers. Ceci explique pourquoi la conductivité thermique des bétons est inférieure à celle des mortiers (Tableau III-1). Les valeurs de  $\lambda_{gl}$  identifiées par les trois

modèles Mori-Tanaka, auto-cohérent et différentiel sur un béton de matrice sans sable léger ont un écart relatif beaucoup plus grand que celles identifiées sur un béton de matrice contenant 100 % de sable léger (Tableau III-2). L'écart type pour des mortiers de sable silico-calcaire varie entre 3 et 7 % tandis que l'écart type pour les mortiers de sable léger est inférieur à 0,6 %. En outre, lors d'une variation de 5 % sur  $\lambda_m$  ou  $\lambda_b$ , la variation sur la conductivité thermique  $\lambda_{gl}$  est plus faible pour les bétons à 100% de sable léger que pour les bétons à 100% de sable silico-calcaire (Tableau III-2). Une procédure d'identification des conductivités  $\lambda_{gl}$  sera plus stable si elle est menée à l'aide des mesures expérimentales sur les bétons BMHP à 100% du sable léger.

Le Tableau III-2 montre que la conductivité thermique identifiée  $\lambda_{gl}$  pour le gravillon est plus sensible à une imprécision de mesure sur la conductivité thermique du béton  $\lambda_b$  que sur celle du mortier  $\lambda_m$ . Lors d'une variation de 5 % de la conductivité thermique du béton, la valeur identifiée de  $\lambda_{gl}$  varie de 11 à 20 %. Cette plage de fluctuation s'écarte de 6 à 16 % dans le cas d'une variation de 5 % de la conductivité thermique du mortier. On peut observer ce phénomène plus en détail sur la Figure III-24 qui présente les fluctuations sur la conductivité thermique  $\lambda_{gl}$  du granulat 520S en fonction d'une variation de 5 % sur la conductivité du béton HP-520S-0 (Figure III-24a) et d'une variation de 5 % sur la conductivité du mortier MHP-SC (Figure III-24b). La conductivité thermique équivalente à une fraction volumique de 0%, 45% et 100 % du gravillon correspond respectivement à celles du mortier, du béton et du gravillon. Dans le cas d'une variation  $\pm 5\%$  sur  $\lambda_b$  du béton, les courbes partent de la même valeur  $\lambda_m$  puis divergent jusqu'à atteindre les différentes valeurs identifiables pour le gravillon (avec une variation de 11 à 20 %). Dans le cas d'une variation de  $\pm 5\%$  sur  $\lambda_m$  du mortier, les courbes sont sécantes à la valeur de la conductivité thermique du béton (fraction volumique de 45%) et divergent sur la plage [0,45 : 1] vers les différentes valeurs de la conductivité thermique identifiables pour le gravillon (avec une variation de 6 à 16 %). Les distances différentes entre le point de convergence (à  $\lambda_m$  pour le premier cas ou à  $\lambda_b$  pour le deuxième cas) et le point d'observation (à  $\lambda_{gl}$ ) expliquent les variations différentes de  $\lambda_{gl}$  dans les deux cas. On peut donc conclure qu'une imprécision sur la mesure de  $\lambda_m$  est moins préjudiciable qu'une incertitude sur  $\lambda_b$ .



**Figure III-24 : Sensibilité de la conductivité thermique équivalente à une fluctuation de la conductivité thermique du béton (a) et de celle du mortier (b) dans le cas du béton HP-520S**

Pour ces mêmes bétons de granulats de schiste, l'influence du choix du modèle multi-échelles peut être observé sur les histogrammes III-25 qui représentent la variation de la conductivité  $\lambda_{gl}$  identifiée en fonction d'une fluctuation de  $\lambda_b$  (Figure III-25a) et  $\lambda_m$  (Figure III-25b). L'étude de la sensibilité donne des histogrammes similaires pour les autres bétons BMHP. La variation de  $\lambda_{gl}$  en fonction de la variation de  $\lambda_b$  et  $\lambda_m$  est peu influencée (écart type de 0,2 à 7%) par le choix du modèle et dépend de la matrice de mortier utilisée. L'influence du modèle choisi sur la valeur  $\lambda_{gl}$  identifiée est plus faible pour les bétons à 100 % de sable léger que pour les bétons de sable silico-calcaire comme présenté dans le paragraphe précédent. Dans le cas d'un béton à 100% de sable silico-calcaire, la valeur de  $\lambda_{gl}$  est moins sensible à une fluctuation de  $\lambda_b$  ou  $\lambda_m$  lorsqu'elle est calculée avec le modèle auto-cohérent. Ainsi, pour le béton HP-520S, la variation de  $\lambda_{gl}$  calculée avec le modèle auto-cohérent est respectivement de 13,9-14,2 % et de 8,1-9,2 % quand  $\lambda_b$  et  $\lambda_m$  varient. Ces deux plages de valeurs augmentent jusqu'à 13,7-17,4 % et 8,7-12,3 % lorsque  $\lambda_{gl}$  est calculée avec les modèles Mori-Tanaka et différentiel. Le modèle Mori-Tanaka est le plus sensible à une incertitude de mesure sur  $\lambda_b$  et  $\lambda_m$ .

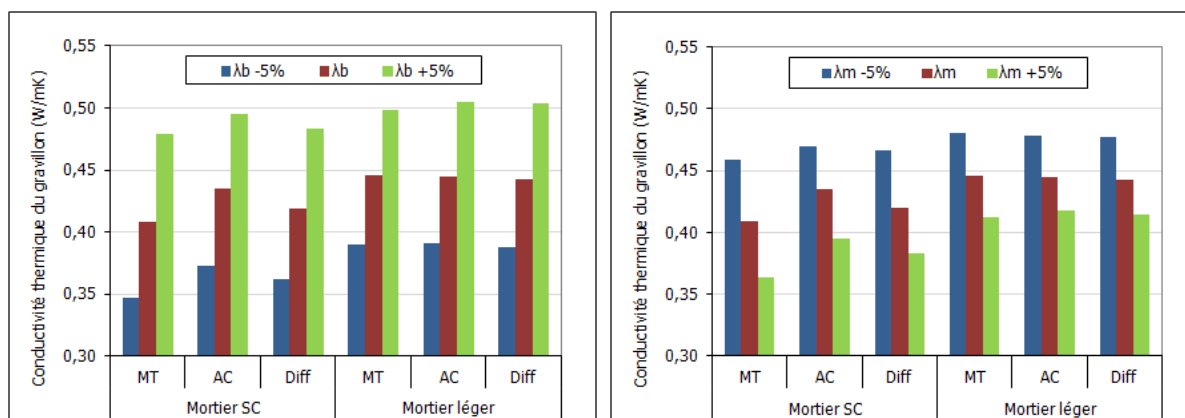


Figure III-25 : Variation de la conductivité thermique du gravillon 520S calculée par différents modèles suite à une variation de la conductivité thermique du béton (a) et celle du mortier (b)

### 4.3.3. Conductivité thermique des sables

La conductivité thermique des sables  $\lambda_s$  est identifiée en suivant la même procédure d'inversion avec les trois modèles classiques (Mori-Tanaka, auto-cohérent, différentiel) en deux composants. Le mortier est considéré comme le matériau hétérogène (dénote \*) composé de la pâte de ciment (phase matricielle 0) et des grains de sable (phase d'inclusion 1). Les données initiales sont les conductivités thermiques des mortiers et de la pâte de ciment (Tableau III-3). La fraction volumique du sable est constante et égale à 42,1 %, correspondant à la fraction massique sable / ciment de 1,66. Les résultats des conductivités thermiques  $\lambda_s$  identifiées pour les 4 sables étudiés sont présentés dans le Tableau III-4.

En faisant une analyse de sensibilité de la conductivité thermique  $\lambda_s$  des sables, on retrouve à nouveau les mêmes observations que l'étude de la sensibilité des conductivités identifiées des gravillons. La fluctuation des valeurs des conductivités thermiques  $\lambda_{sl}$  identifiées suite à une variation de  $\pm 5$  % d'une des deux propriétés d'entrée ( $\lambda_m$  ou  $\lambda_p$ ) est présentée dans le Tableau III-4. Les écarts types entre les conductivités données par les différents modèles sont plus importants pour la matrice silico-calcaire que pour les matrices

de sable léger. L'incertitude sur la valeur de  $\lambda_s$  est plus importante dans le cas d'une fluctuation sur  $\lambda_p$  que dans le cas d'une fluctuation sur  $\lambda_m$  et cette variation est peu influencée par le modèle choisi dans le cas des sables légers. Pour le sable silico-calcaire, c'est le modèle auto-cohérent qui génère le moins de variation sur  $\lambda_s$ .

Mortier (*)	Composants		Fraction SL (%)	$\lambda_m^{\text{exp}}$ (W/mK)	$\lambda_p^{\text{exp}}$ (W/mK)
	Sable (1)	Pâte de ciment (0)			
MHP-SC	SC	PHP	0	1,12	0,64
MHP-S100	855S	PHP	100	0,73	0,64
MHP-P100	800P	PHP	100	0,56	0,64
MHP-A100	650A	PHP	100	0,59	0,64

**Tableau III-3 : Données d'entrée pour l'identification des conductivités thermiques des sables**

Composants			$\lambda_s^{\text{id}}$ (W/mK)	ET relatif (%)	Variation sur $\lambda_s^{\text{id}}$ (%)			
Sable (1)	Pâte de ciment (0)	Modèle			$\lambda_p$ cte		$\lambda_m$ cte	
					$\lambda_m$ -5%	$\lambda_m$ +5%	$\lambda_p$ -5%	$\lambda_p$ +5%
SC	HP	MT	2,41					
		AC	2,14	5,97%	-9,8	9,7	4,7	-4,6
		Diff	2,25		-10,5	11,5	6,7	-5,5
855S	HP	MT	0,87					
		AC	0,87	0,20%	-11,4	11,4	6,0	-6,0
		Diff	0,87		-11,0	11,6	6,1	-6,0
800P	HP	MT	0,47					
		AC	0,47	0,57%	-13,14	12,89	7,93	-7,31
		Diff	0,47		-12,51	13,70	8,07	-6,63
650A	HP	MT	0,52					
		AC	0,52	0,45%	-11,33	12,71	7,70	-7,11
		Diff	0,52		-12,86	12,62	7,01	-7,12

**Tableau III-4 : Conductivité thermique identifiée des sables et variations suite à incertitude de mesures**

Une inversion basée sur les modèles à trois composants a aussi été testée. Les conductivités thermiques des sables sont alors identifiées par méthode inverse à partir des

conductivités thermiques des bétons, de la pâte de ciment et des gravillons légers. Les valeurs des  $\lambda_{gl}$  ont été choisies à partir des valeurs identifiées numériquement dans la section III-4.3.2. Plus de paramètres d'entrée sont nécessaires à un modèle à trois composants, ce qui introduit potentiellement plus de sources d'imprécisions dans la méthode inverse d'identification de la conductivité. La valeur identifiée est pénalisée par la combinaison des fluctuations possibles des paramètres d'entrée. L'identification séparée des conductivités des sables avec des modèles à deux composants semble plus pertinente.

L'étude de sensibilité a permis de déterminer l'influence de différents paramètres (nombre de phases du modèle, choix du modèle, propriétés de la phase matricielle et erreurs expérimentales éventuelles) sur la valeur de la conductivité thermique identifiée pour les granulats par la procédure inverse. Les conductivités thermiques identifiées pour les gravillons et les sables sont utilisées dans la prédiction des comportements thermiques équivalents des granulats légers dans le prochain paragraphe.

#### 4.4. Prédiction des conductivités thermiques des bétons légers

Les modèles d'homogénéisation (MT, ACG et différentiel) développés pour les matériaux multiphasiques polydisperses sont exploités pour prédire le comportement thermique équivalent des bétons de granulats légers. Nous testons aussi la procédure d'homogénéisation multi-étapes (ME) à partir des modèles classiques à deux constituants (MT, AC, ACG et différentiel). Les comportements thermiques équivalents issus des deux démarches seront comparés. La validation des modélisations est assurée par confrontation aux comportements des bétons légers caractérisés dans notre campagne expérimentale.

Dans ces applications, nous considérons le béton constitué de quatre phases distinctes : le sable alluvionnaire, le sable léger, le gravillon léger (inclusions) noyées dans la pâte de ciment (phase matricielle). Les fractions volumiques des composants dans les prédictions numériques respectent celles des ingrédients prescrites dans les formulations des bétons. Les propriétés thermiques  $\lambda_p$  des pâtes de ciments (PHP et PO) sont déterminées expérimentalement (Tableau II-20). Les conductivités thermiques  $\lambda_s$  et  $\lambda_{gl}$  retenues des granulats sont celles identifiées (par méthode inverse avec le modèle auto-cohérent) à partir des mortiers hautes performances et des bétons hautes performances avec 100% de sable léger (Tableau III-5).

Gravillon	$\lambda_{gl}$ (W/mK)	Sable	$\lambda_s$ (W/mK)
520S	0,44	SC	2,14
680P	0,37	855S	0,87
550A	0,30	800P	0,47
700A	0,46	650A	0,52

**Tableau III-5 : Conductivités thermiques retenues des granulats**

Quatre formulations de bétons BMHP et quatre formulations de mortiers MHP et la formulation de pâte de ciment PHP ont été utilisées pour l'identification (cf. §III-4.3). Vingt

formulations de béton et la formulation de pâte de ciment PO restant permettront la comparaison modélisation / expérimentation des valeurs effectives  $\lambda^*$ . Le Tableau III-6 récapitule les formulations utilisées pour l'identification et pour la validation des modèles.

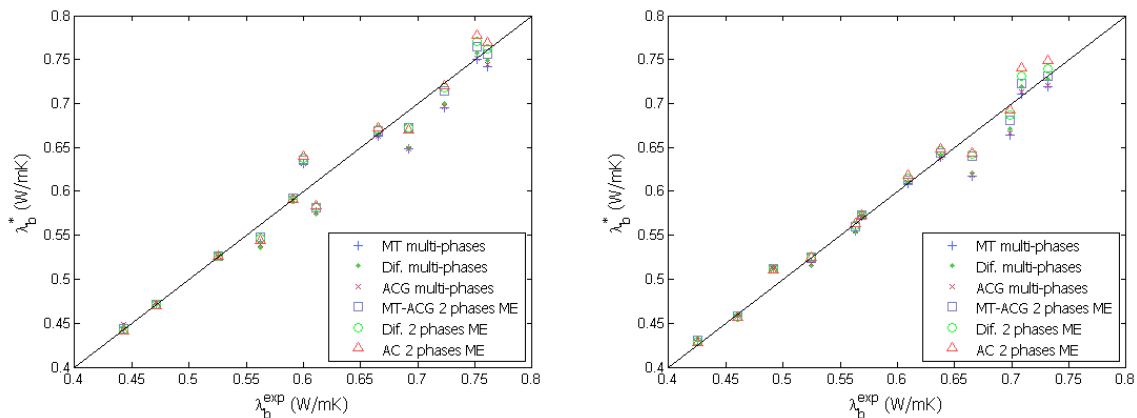
Formulation de béton	Identification	Validation	Formulation de béton	Identification	Validation
HP-520S 0		X	O-520S 0		X
HP-520S 50		X	O-520S 50		X
HP-520S 100	X		O-520S 100		X
HP-680P 0		X	O-680P 0		X
HP-680P 50		X	O-680P 50		X
HP-680P 100	X		O-680P 100		X
HP-550A 0		X	O-550A 0		X
HP-550A 50		X	O-550A 50		X
HP-550A 100	X		O-550A 100		X
HP-700A 0		X	O-700A 0		X
HP-700A 50		X	O-700A 50		X
HP-700A 100	X		O-700A 100		X
MHP-SC	X		MHP-P100	X	
MHP-S100	X		MHP-A100	X	
PHP	X		PO		X

**Tableau III-6 : Formulations utilisées pour l'identification et pour la validation des modèles**

Les conductivités thermiques des bétons obtenus à partir des différents modèles sont confrontées aux résultats expérimentaux sur la Figure III-26. Globalement, on observe une bonne prédiction des conductivités thermiques des bétons par l'ensemble des modèles. Les prédictions se dispersent pour les points de conductivité les plus élevées correspondant aux bétons contenant 100 % de sable alluvionnaire. Pour les bétons contenant plus de sable léger (points correspondant aux conductivités thermiques plus faibles), les différences entre les modélisations testées disparaissent. La Figure III-26 ne permettant pas de distinguer plus particulièrement un modèle pour la prédiction des conductivités effectives, les écarts entre les prédictions et les mesures expérimentales sont représentées dans la Figure III-27 suivant l'expression ci-dessous :

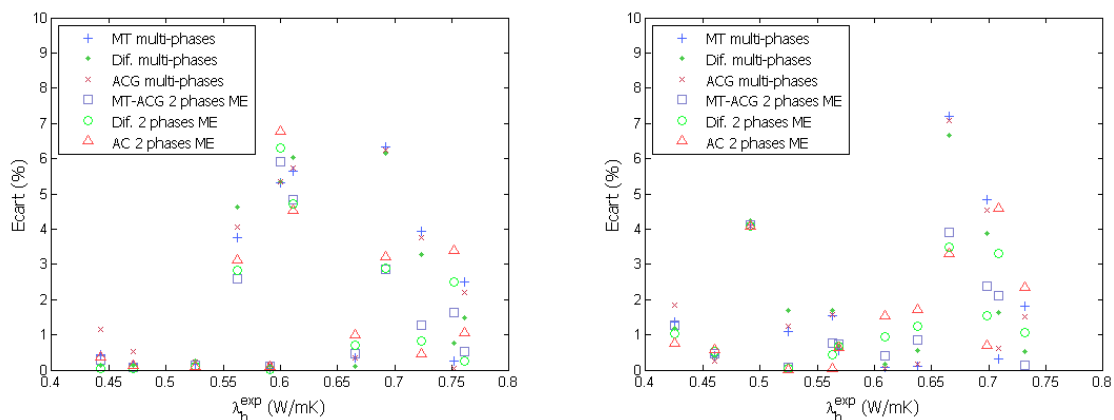
$$\text{Ecart} = \left| \frac{\lambda_b^* - \lambda_b^{exp}}{\lambda_b^{exp}} \right| \times 100\% \quad (\text{III- 25})$$





**Figure III-26 : Confrontations des conductivités thermiques aux données expérimentales pour la série de béton BMHP (a) et la série de béton BMO (b)**

Les écarts entre les valeurs prédites numériquement et les conductivités thermiques mesurées sont relativement petits (Figure III-27). L'écart est inférieur à 8 % pour les bétons de matrice ordinaire et inférieur à 7 % pour les bétons de matrice hautes performances. Les prédictions sont efficaces et fiables avec plus de 80% des écarts inférieurs à 5%. Les histogrammes de la Figure III-28 donnent les moyennes des écarts pour toutes les données expérimentales en fonction de la technique d'homogénéisation utilisée. En général, les écarts sont moins importants pour les bétons BMO que pour les bétons BMHP, rappelant que les conductivités thermiques des granulats sont identifiées à partir des matériaux cimentaires à hautes performances (PHP, MHP et BMHP). Les zones d'interphase entre la pâte de ciment et les granulats pourraient être différentes entre les bétons BMHP et BMO (cf. §IV-4.5.1) mais leur influence sur la conductivité thermique équivalente  $\lambda^*$  est négligeable. Les écarts expérience - prédiction peuvent provenir des approximations liées au processus d'homogénéisation tout comme les fluctuations des mesures présentées dans le chapitre II.



**Figure III-27 : Ecarts sur les conductivités thermiques entre des différents modèles et des données expérimentales pour la série de béton BMHP (a) et la série de béton BMO (b)**

Selon la Figure III-28, les modèles multi-phases directs, qui calculent la conductivité thermique effective par une seule relation avec celles des composants, sont moins précis que les modèles à deux constituants utilisés dans une procédure multi-étapes. Cependant, les moyennes des écarts de tous les modèles sont inférieures à 2,5 %. Pour les bétons de granulats

étudiés, les modèles de Mori-Tanaka (ou auto-cohérent généralisé) et différentiel en multi-étapes semblent les plus efficaces.

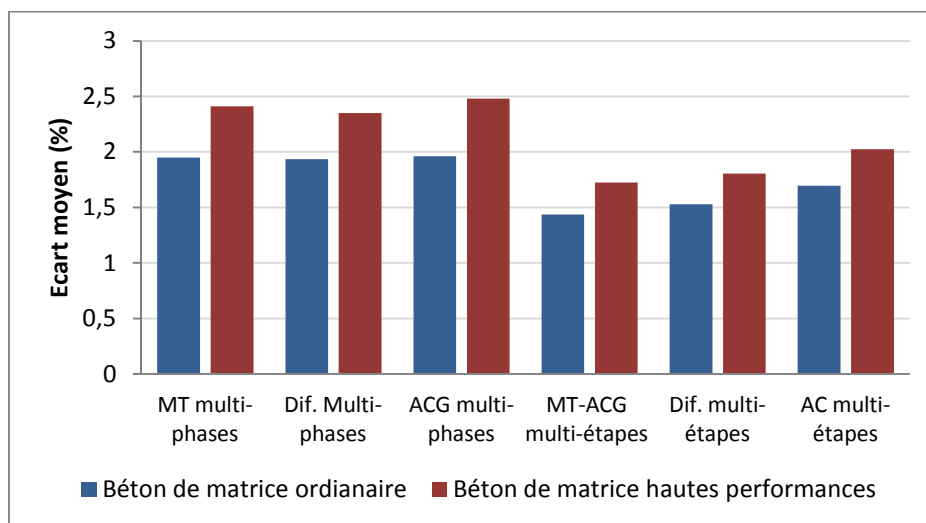


Figure III-28 : Ecarts moyens sur les conductivités thermiques entre les mesures et les prédictions

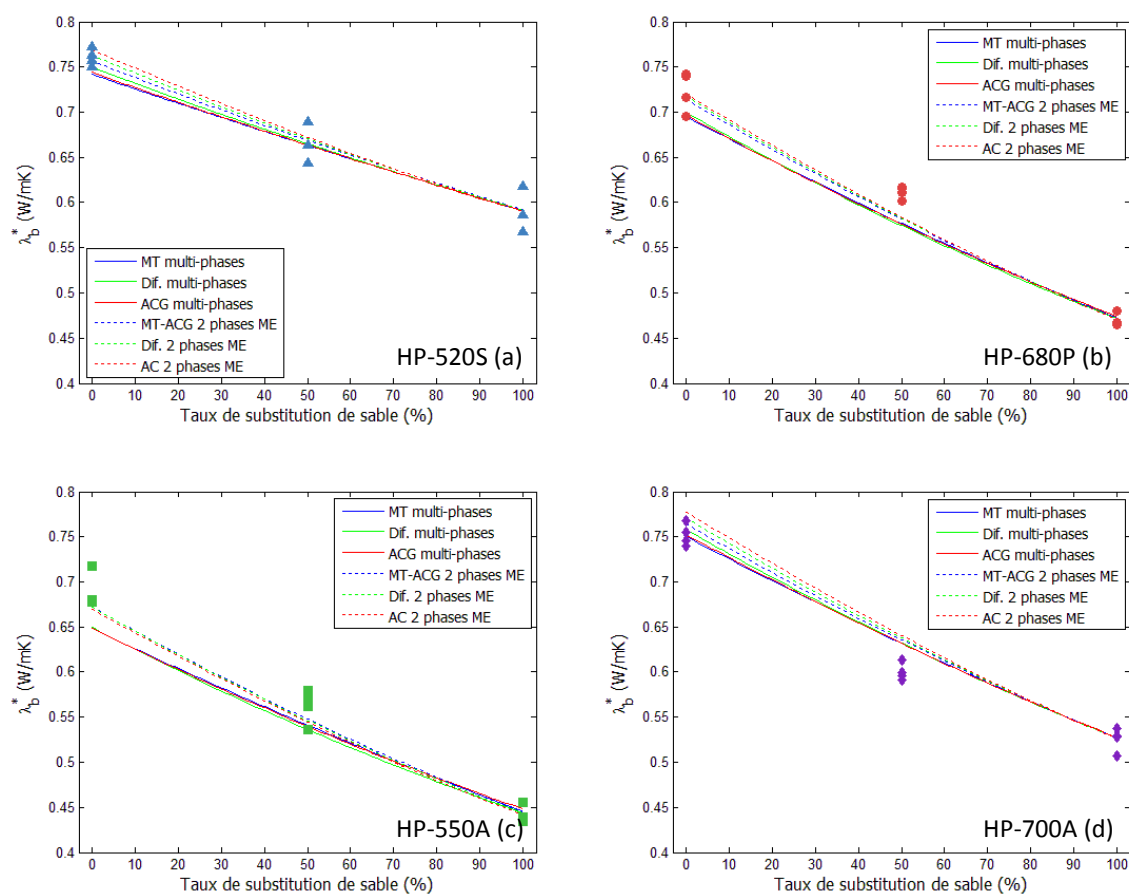


Figure III-29 : Confrontations simulation / expérience des conductivités thermiques en fonction de la fraction volumique du sable léger de la série BMHP : 520S (a), 680P(b), 550A (c) et 700A (d)

Les comparaisons simulation / expérience, présentées sur les Figure III-29 et Figure III-30, permettent d'enrichir l'analyse en observant l'influence des fractions volumiques des sables légers sur les propriétés isolantes des bétons. La fraction volumique de sable léger correspond au taux de substitution du sable alluvionnaire par du sable léger. Les prédictions obtenues pour les approches multi-phases sont semblables, quelle que soit la nature du granulat léger ou la qualité de la matrice de mortier. Pour les faibles fractions volumiques de sable léger, les approches en deux constituants multi-étapes prédisent des valeurs distinctes de  $\lambda^*$ . Elles sont supérieures aux valeurs données par les modèles multi-phases. Les courbes des différents modèles sont néanmoins très voisines avec des écarts inférieurs à 5 %. Dans la plage de taux de substitution du sable supérieur à 50 %, tous les modèles convergent vers les mêmes prédictions. Pour les bétons légers étudiés, les prédictions par des modèles à deux constituants en multi-étapes sont plus proches des valeurs expérimentales, excepté les bétons HP-700A et O-520S (Figure III-29 et Figure III-30).

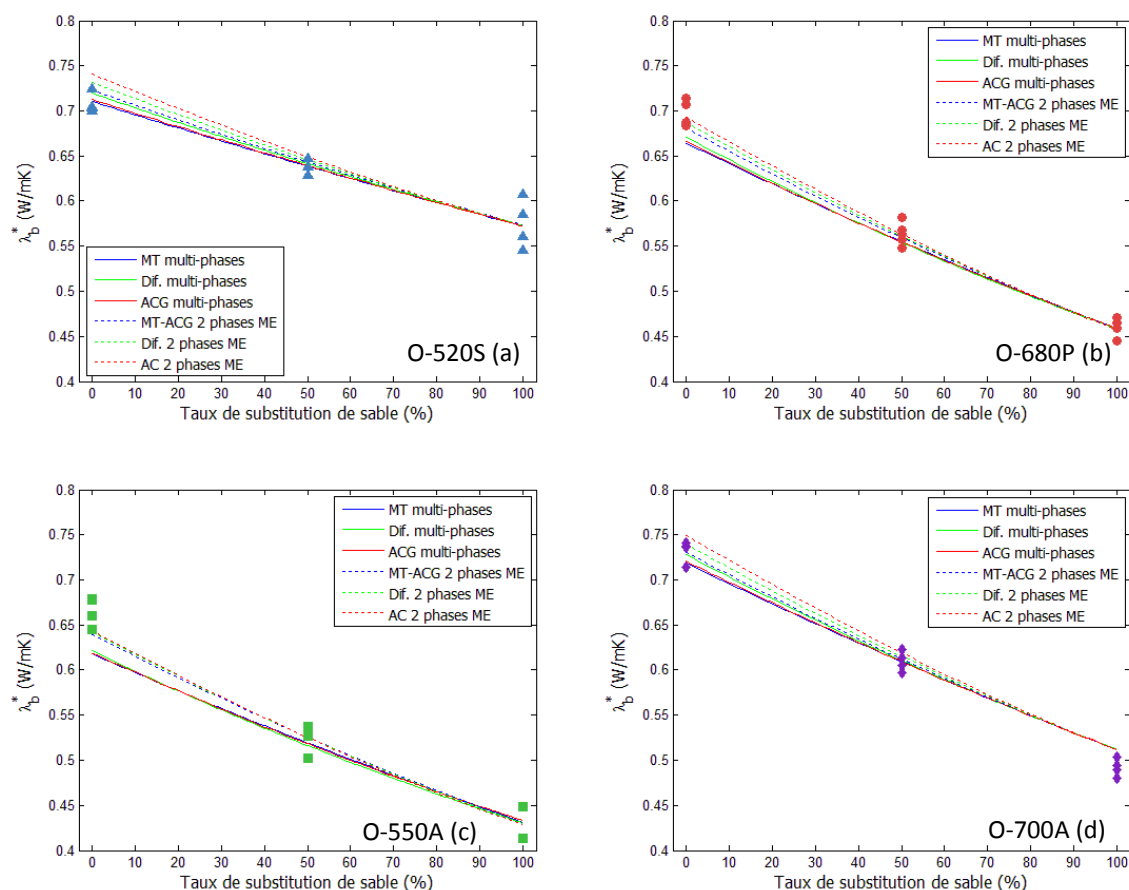


Figure III-30 : Confrontations simulation / expérience des conductivités thermiques en fonction de la fraction volumique du sable léger de la série BMO : 520S (a), 680P(b), 550A (c) et 700A (d)

L'ensemble des applications a montré que le modèle de Mori-Tanaka en multi-étapes est un choix judicieux pour la prédiction du comportement thermique des bétons de granulat léger. Il sera utilisé dans le prochain paragraphe pour la détermination des flux thermiques microscopiques dans les constituants des bétons de granulats légers.

#### 4.5. Analyse des flux thermiques microscopiques

Les schémas d'homogénéisation reposent sur la résolution d'un problème cellulaire (III-3) qui permet, outre l'obtention des propriétés thermiques effectives (annexe C), la détermination des flux thermiques microscopiques dans les phases du VER. Ces flux locaux sont représentés dans la suite dans les deux phases de matrice et d'inclusion avec le modèle de Mori-Tanaka.

Nous choisissons le cas du béton HP-550A à 100% du sable léger pour illustrer les flux thermiques microscopiques. Le gravillon 550A et le sable d'argile 650 ont une forme ronde qui correspond aux schémas du problème cellulaire. Le béton HP-550A 100 est considéré/modélisé comme un matériau composite de trois constituants dont la pâte de ciment PHP est la phase matricielle et les granulats (550A et 650A) sont les deux phases d'inclusions. Les conductivités thermiques de ces constituants, présentées dans le Tableau III-7, proviennent des résultats expérimentaux et de la procédure inverse.

$\lambda_p$	$\lambda_{sl}$	$\lambda_m$	$\lambda_{gl}$	$\lambda_b$
(W/mK)				
0,64	0,52	0,59	0,30	0,44

**Tableau III-7 : Conductivité thermique des composants du béton HP-550A 100 pour la simulation du flux microscopique**

La localisation des flux thermiques dans les constituants du béton HP-550A est effectuée grâce à une procédure multi-étapes. Dans la première étape, le béton est considéré constitué de deux constituants (gravillon 550A et matrice de mortier MHP-A100) et supposé soumis à un gradient de température macroscopique imposé  $\chi = 1$  (°C/m) orienté suivant  $-\vec{e}_3$ . La résolution du problème cellulaire donne les flux thermiques dans le gravillon léger et dans la matrice de mortier. Dans la deuxième étape, le mortier MHP-A100 est considéré comme un matériau de deux constituants (pâte de ciment PHP et sable léger 650A). Le gradient de température imposé sur le mortier est déduit du flux thermique dans la matrice de mortier calculé à l'étape précédente. Les flux thermiques locaux dans le sable léger 650A et dans la pâte de ciment sont à nouveau déterminés grâce à la résolution du problème cellulaire.

Les champs de température solutions du problème cellulaire (III-3) génèrent, dans le repère sphérique  $(r, \theta, \varphi)$ , des champs de gradient de composantes :

$$\overrightarrow{\text{grad}T} = \left( A_j - \frac{2B_j}{r^3} \right) \cos \theta \vec{e}_r - \left( A_j + \frac{B_j}{r^3} \right) \sin \theta \vec{e}_\theta \quad (\text{III-26})$$

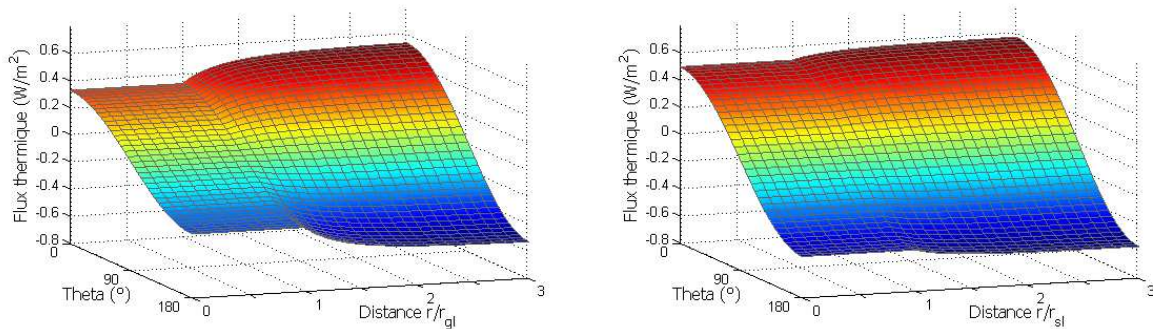
où  $A_j$  et  $B_j$  sont des paramètres caractéristiques du composant  $j$ . Leurs expressions dépendent du schéma d'homogénéisation utilisé et sont rappelées dans l'annexe C. Le flux thermique microscopique en chaque point du matériau hétérogène est obtenu par l'application de la loi de Fourier III-1. Dans le repère sphérique, pour un composite à deux constituants, les champs des flux thermiques ont pour composantes, dans la phase matricielle :

$$\begin{aligned}\varphi^r &= -\lambda_0 \left( A_0 - \frac{2B_0}{r^3} \right) \cos \theta \\ \varphi^\theta &= \lambda_0 \left( A_0 + \frac{B_0}{r^3} \right) \sin \theta \\ \varphi^\phi &= 0\end{aligned}\quad (\text{III-27})$$

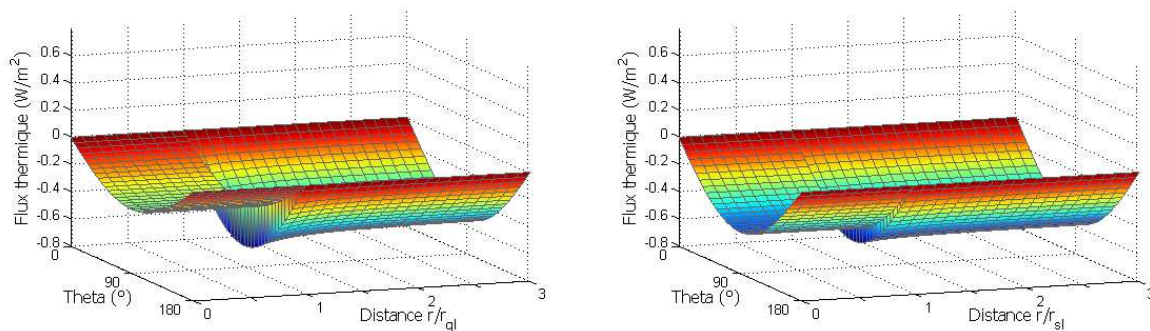
et dans la phase d'inclusion :

$$\begin{aligned}\varphi^r &= -\lambda_1 A_1 \cos \theta \\ \varphi^\theta &= \lambda_1 A_1 \sin \theta \\ \varphi^\phi &= 0\end{aligned}\quad (\text{III-28})$$

Ces composantes montrent que les évolutions des flux thermiques microscopiques ne dépendent que des coordonnées sphériques  $r$  et  $\theta$ . Ils peuvent être représentés en fonction de la distance au centre de l'inclusion  $r/r_1$  ( $r_1$  étant le rayon de l'inclusion) et en fonction de l'angle  $\theta$  entre les axes  $\vec{e}_r$  et  $\vec{e}_3$ . Le flux total peut également être représenté dans chacune des phases du béton (Figure III-33 g, h et i). La figure III-31 illustre la densité de flux thermique normal et la figure III-32, la densité de flux tangentiel dans les VER gravillon léger – mortier (Fig. a) et sable léger – pâte de ciment (Fig. b).

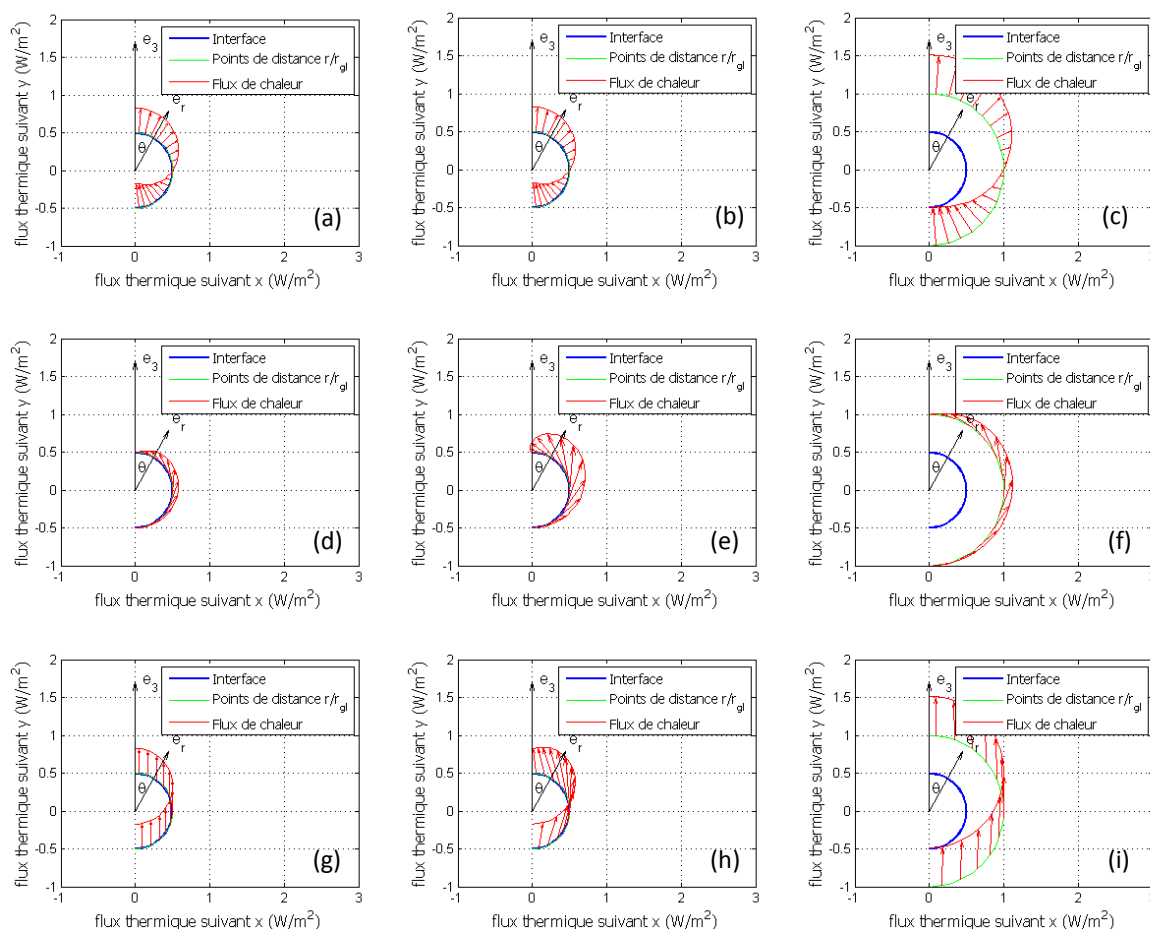


**Figure III-31 : Densité du flux thermique normal en fonction des coordonnées sphériques dans le VER gravillon léger - mortier (a) et dans le VER sable léger - pâte de ciment (b)**



**Figure III-32 : Densité du flux thermique tangentiel en fonction des coordonnées sphériques dans le VER gravillon léger - mortier (a) et dans le VER sable léger - pâte de ciment (b)**

Le flux normal atteint le maximum suivant la direction de  $\vec{e}_3$  ( $\theta = 0$ ) et s'annule suivant la direction perpendiculaire à  $\vec{e}_3$  ( $\theta = 90^\circ$ ). En revanche, le flux tangentiel est maximal quand la deuxième condition est satisfaite ; son minimum est atteint quand la première condition est satisfaite. Le flux tangentiel est négatif car il est dans le sens inverse à l'axe  $\vec{e}_\theta$ . Les flux thermiques normal et tangentiel restent constants dans l'inclusion ( $r < r_1$ ). A la distance  $r = r_1$  de l'interface matrice / inclusion, le flux thermique normal est continu tandis que le flux thermique tangentiel présente une discontinuité. Dans la matrice, le flux thermique varie en fonction de la distance au granulat ( $r/r_1$ ) et devient indépendant de cette distance lorsqu'elle est environ trois fois supérieure au rayon  $r_1$  du granulat (figures III-31 et III-32).



**Figure III-33 : Densité du flux thermique normal (a, b, c), du flux thermique tangentiel (d, e, f) et du flux thermique total (g, h, i) à différentes distances  $r/r_1$  du centre du granulat : 0,99 ; 1,01 et 2.**

Les équations des flux thermiques microscopiques III-27 et III-28 permettent également de distinguer les flux thermiques locaux à proximité du granulat léger. La Figure III-33 présente la densité des flux thermiques normal (Figures a, b et c), tangentiel (Figures d, e et f) et total (Figures g, h et i) dans le VER gravillon léger – mortier, dans le plan  $(\vec{e}_3, \vec{e}_r)$  et pour un angle  $\phi$  quelconque (symétrie de révolution du problème cellulaire). Les flux thermiques sont calculés par le modèle de Mori-Tanaka à différentes distances du centre du gravillon 550A :  $r/r_1 = 0,99 ; 1,01$  et 2. Les flux thermiques normal et tangentiel correspondent bien aux évolutions des flux thermiques représentées suivant  $r$  et  $\theta$  dans les figures III-31 et III-32. Dans le gravillon (Figure III-33g), les vecteurs du flux thermique total

(somme des vecteurs flux correspondant à chaque composante) sont d'intensité constante et orientés suivant la direction de  $\vec{e}_3$ . Dans le mortier, à proximité de l'interface (Figure III-33h), les vecteurs flux varient point par point en intensité et en orientations. Ceci est une conséquence du saut du flux thermique tangentiel à l'interface. Lorsque le rapport  $r/r_1$  augmente (Figure III-33i), les vecteurs du flux thermique total redeviennent de même intensité et colinéaires. A l'infini, cette intensité tend vers celle du flux thermique macroscopique engendré par le gradient de température imposé.

Les flux thermiques donnés par les autres modèles d'homogénéisation ont également été testés. Les résultats montrent que les flux thermiques dans l'inclusion ( $r < r_1$ ) varient peu en fonction des modèles utilisés. Par contre, dans la phase matricielle, les flux thermiques diffèrent significativement les uns des autres en fonction du modèle choisi. En effet, le flux thermique est le produit de la conductivité thermique et du gradient de température. Dans la phase d'inclusion, le flux thermique ne dépend que du gradient de température car la conductivité de l'inclusion est la même pour tous les modèles. Dans la phase entourant l'inclusion, les fonctions de flux thermique représentent les champs locaux dans la matrice pour les modèles de la distribution diluée et de Mori-Tanaka et ceux du matériau équivalent pour les modèles auto-cohérent, auto-cohérent généralisé et différentiel.

## 5. Application des bétons de granulats légers à une enveloppe du bâtiment

Cette section présente un calcul de transfert thermique à travers une enveloppe de bâtiment en béton de granulat léger à l'aide du code de calcul par éléments finis Cast3M. L'objectif est de mettre en évidence l'apport des granulats légers étudiés dans l'amélioration des performances thermiques des enveloppes de bâtiment. Quatre formulations de bétons légers (correspondant aux 4 types différentes de gravillons) à 100% de sable léger sont testées. Dans un premier temps, le cadre de l'implantation numérique du modèle de transfert en régime transitoire au sein du code de calcul Cast3M est exposé. Ensuite, le problème de transfert thermique est présenté dans deux configurations selon leurs conditions aux limites. Le chargement thermique d'après les informations climatiques de Météo France est précisé. A l'issue de la modélisation, la capacité d'isolation du mur est discutée. Les résultats sur les murs en bétons de granulats légers sont comparés au cas du mur de référence constitué du béton ordinaire de granulats normaux O-SC.

### 5.1. Configurations de l'étude

Le transfert thermique est étudié sur un mur en béton de granulats légers de 20 cm d'épaisseur et de longueur et largeur supposées infinies. L'étude est réalisée sur deux configurations. Dans la première configuration (Figure III-34a), le mur est soumis à des chargements de flux thermique imposés sur les deux surfaces externe et interne. Le flux thermique extérieur correspond à la convection mur – air extérieur et au rayonnement solaire qui sont donnés par des archives météorologiques. Le flux thermique imposé à la surface interne simule la convection entre le mur et l'ambiance intérieure du bâtiment. La température ambiante du bâtiment est supposée constante toute l'année. La quantité de chaleur traversant le mur permet d'étudier la déperdition de chaleur pendant l'hiver ou l'apport de chaleur dans le bâtiment pendant l'été.

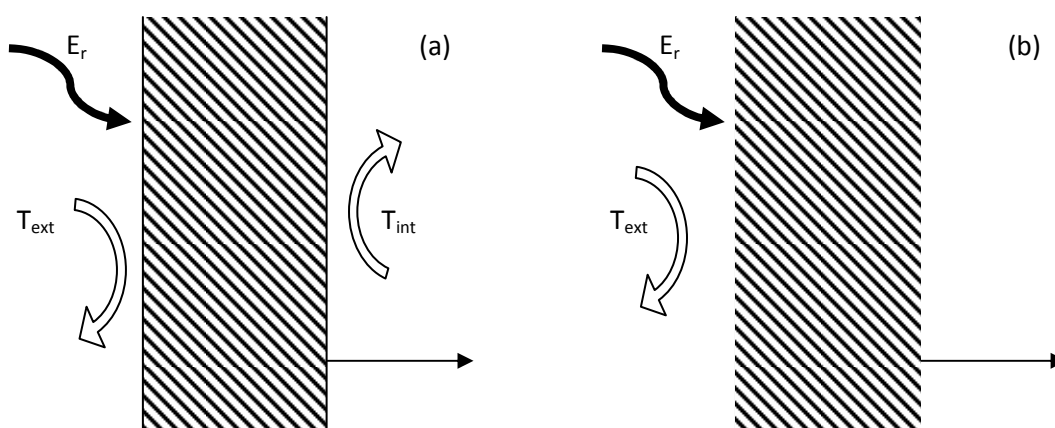


Figure III-34 : Deux configurations du problème de transfert thermique

Dans la seconde configuration (Figure III-34b), la surface interne du mur est isolée. Elle consiste à étudier les caractéristiques harmoniques des températures aux surfaces du mur suite aux chargements cycliques idéalisés correspondant au rayonnement solaire et à la convection utilisés dans la première configuration.

## 5.2. Modélisation du problème de transfert thermique

### 5.2.1. Equations

Le transfert thermique en régime transitoire dans un milieu continu est gouverné par l'équation de chaleur et la loi de Fourier (cf. §I-2.1) :

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}(\vec{\varphi}) + P_i$$

$$\vec{\varphi} = -\lambda \overrightarrow{\text{grad}} T$$

Le domaine est soumis aux conditions de Neumann (V-4) :

$$\vec{\varphi} \vec{n} = \bar{\varphi} \quad \text{sur } \Gamma_\varphi \quad (\text{III-29})$$

où  $\vec{n}$  est la normale supérieure sortant de la frontière  $\Gamma_\varphi$  soumise au flux thermique imposé. Dans notre étude, les conditions aux limites appliquées sur les bords du mur comprennent une convection et un échange thermique par rayonnement solaire à la paroi externe  $\Gamma_e$ , une convection à la paroi interne  $\Gamma_i$  :

$$\begin{aligned} \text{(a)} \quad & \bar{\varphi} = h_e (T^{\text{ext}} - T_e) \quad \text{sur } \Gamma_e \\ \text{(b)} \quad & \bar{\varphi} = h_i (T^{\text{int}} - T_i) \quad \text{sur } \Gamma_i \\ \text{(c)} \quad & \bar{\varphi} = \gamma E_r \quad \text{sur } \Gamma_e \end{aligned} \quad (\text{III-30})$$

avec :

- $T^{\text{ext}}$  la température atmosphérique à l'extérieur
- $T_e$  la température de la surface externe du mur



- $T^{\text{int}}$  la température ambiante à l'intérieur
- $T_i$  la température de la surface interne du mur
- $E_r$  l'éclairement énergétique du rayonnement solaire.

Le coefficient d'échange à la surface interne  $h_i$  est de 8 W/m°C selon la RT2012 ([www.rt-batiment.fr](http://www.rt-batiment.fr)). La température ambiante  $T^{\text{int}}$  est imposée à 20°C pendant toute l'année. Le coefficient d'échange  $h_e$  à la surface externe est pris égal à 25 W/m°C en prenant en compte la convection et le rayonnement solaire. Le coefficient d'absorption solaire  $\gamma$  est de 0,6 pour le mur en béton. Les données de  $T^{\text{ext}}$  et  $E_r$  sont présentées au paragraphe III-5.2.3.

Pour la géométrie du problème de transfert thermique à travers un mur, la surface externe du mur est la frontière d'échange par convection et rayonnement. Le bilan énergétique au niveau de la surface externe est :

$$\vec{\varphi}\vec{n} = h_e(T^{\text{ext}} - T_e) + \gamma E_r \quad (\text{III-31})$$

Les conditions aux limites peuvent être simplifiées par l'introduction du concept de la température équivalente :

$$T^{\text{eq}} = T^{\text{ext}} + \frac{\gamma E_r}{h_e} \quad (\text{III-32})$$

Elle permet de prendre en compte simultanément l'influence de la température extérieure et du rayonnement solaire. L'expression de la conservation d'énergie devient :

$$\vec{\varphi}\vec{n} = h_e(T^{\text{eq}} - T_e) \quad (\text{III-33})$$

La résolution de ce problème est réalisée par la méthode des éléments finis. Le détail de cette résolution est présenté dans la documentation du code Cast3M [CHA11]. Après l'assemblage du vecteur  $Q$  des flux nodaux, des matrices  $\mathbf{C}_p$  et  $\mathbf{\Lambda}$  de capacité thermique volumique et de la conductivité sur un maillage global, le système d'équations à résoudre est le suivant :

$$\mathbf{C}_p T' + \mathbf{\Lambda} T = Q \quad (\text{III-34})$$

dont  $T$  est le vecteur des températures aux nœuds et  $T'$  est le vecteur des dérivées temporelles des températures aux nœuds. Le maillage global permet d'évaluer les grandeurs physiques ( $T$  et  $\vec{\varphi}$ ) en tout point du matériau par interpolation à partir des valeurs nodales. Le système d'équations différentielles (V-6) est résolu par la discrétisation temporelle. L'équation (V-6) s'écrit alors sous la forme d'un système d'équations algébriques :

$$\frac{1}{\Delta t} \mathbf{C}_p (T^{j+1} - T^j) + \mathbf{\Lambda} (\theta T^{j+1} + (1 - \theta) T^j) = Q \quad (\text{III-35})$$

avec :

- $T^{j+1}$  : le vecteur température au pas de temps  $j + 1$
- $T^j$  : le vecteur température au pas de temps  $j$  ;
- $\Delta t$  : le pas de temps ;

- $\theta$  : le coefficient de relaxation ( $0 \leq \theta \leq 1$ ) de la thêta-méthode

Le coefficient de relaxation  $\theta$  résume les schémas explicite ( $\theta = 0$ ), implicite ( $\theta = 1$ ) et la méthode de Crank-Nicolson ( $\theta = 0,5$ ). Les matrices  $\mathbf{C}_p$ ,  $\mathbf{\Lambda}$  sont évaluées à la température  $T = bT^{j+1} + (1 - b)T^j$  et le vecteur  $Q$  au temps  $t = bt^{j+1} + (1 - b)t^j$  où  $b$  ( $0 \leq b \leq 1$ ) est le coefficient de sous-relaxation.

### 5.2.2. Données matériaux

Seuls les comportements des bétons de granulat léger à matrice ordinaire à 100% de sable léger sont choisis pour la modélisation du béton de référence O-SC. Les bétons sont étudiés pour trois teneurs en eau différentes : état sec, état humide à 50% d'HR et état saturé. Les masses volumiques, les conductivités thermiques et les chaleurs massiques des bétons sont issues des résultats de nos campagnes expérimentales décrites dans le chapitre II. Aux états humide et saturé, nous ne disposons que des propriétés thermiques à 20°C pour les bétons de granulat alluvionnaire et de granulats légers. Par suite, les propriétés thermiques des bétons sont considérées invariantes suivant la température et égales aux valeurs à 20°C. Cela assure l'uniformité des paramètres d'entrée pour tous les bétons à différents états hygrométriques.

Du fait de changement de saisons, la température pourrait descendre en dessous de 0°C. Les capacités thermiques des bétons seraient modifiées à cause du changement de phase de l'eau. L'évaluation des valeurs corrigées des capacités thermiques est basée sur l'hypothèse que les bétons à l'état sec ne contiennent pas d'eau. Elles restent donc constantes pour les bétons secs dans la plage de la température atmosphérique. Pour les bétons aux états de saturation partielle, la capacité thermique de l'eau contribue à celle du béton. Les capacités thermiques des bétons dans les états humide ou saturé sont influencées par le changement de phase de l'eau qui se produit à la température  $0^\circ\text{C} \pm \delta T$ . On considère que la capacité thermique du béton humide ou saturé est constante et égale à la valeur expérimentale dans la plage de température  $T \geq 0^\circ\text{C} + \delta T$ . Pour une température  $T < 0^\circ\text{C} + \delta T$ , la capacité thermique du béton est déterminée à partir de la capacité thermique du béton à l'état sec, de celle de l'eau (liquide et solide) et de la chaleur latente de l'eau. La capacité thermique volumique équivalent  $\rho C_p^*$  du béton à l'état saturé intermédiaire est donnée par l'expression [BOR08-2] :

$$\rho C_p^* = \rho(C_{p,bs} + W_l C_{p,l} + W_s C_{p,s}) \quad (\text{III-36})$$

dont :

- $\rho$  est la masse volumique apparente du béton
- $C_{p,bs}$ ,  $C_{p,l}$  et  $C_{p,s}$  sont les chaleurs massiques béton sec, des eaux liquide et solide
- $W_l$  et  $W_s$  sont la teneur en eau liquide et la teneur en eau solide.

La prise en compte du changement de phase de l'eau dans la capacité thermique peut être réalisée par la chaleur massique  $C_{p,e}(T)$  de l'eau en fonction de la température, ce qui transforme l'équation (V-8) à :

$$\rho C_p^* = \rho (C_{p,bs} + W C_{p,e}(T)) \quad (\text{III-37})$$

où  $W$  est la teneur en eau totale du béton.

Le calcul de la chaleur massique de l'eau  $C_{p,e}(T)$  en fonction de la température est présenté dans le travail de Bricard et Gobin [BRI01]. Il s'agit d'une méthode basée sur l'enthalpie qui consiste à considérer le système des eaux solide et liquide comme une seule phase équivalente. L'enthalpie de l'eau est calculée par :

$$H = \langle C_p \rangle T \quad (\text{III-38})$$

où  $\langle C_p \rangle$  est la solution approximative de la chaleur massique  $C_{p,e}$  recherchée dans (V-9). Elle est définie par :

$$\langle C_p \rangle = C_{p,s} \quad \text{pour } T < T_F - \delta T$$

$$\langle C_p \rangle = C_{p,l} \quad \text{pour } T > T_F + \delta T$$

$$\langle C_p \rangle = C_{p,F} = \frac{H_F}{2\delta T} + \frac{C_{p,s} + C_{p,l}}{2} \quad \text{pour } T = T_F$$

avec  $2\delta T$  un intervalle de température centré sur la température de fusion  $T_F$  et  $h_F$  l'enthalpie massique de fusion de la glace. La chaleur massique approximative  $\langle C_p \rangle$  de l'eau permet, suivant l'équation (V-9), de calculer la capacité thermique volumique  $\rho C_p^*$  du béton qui sert à déterminer la matrice globale de capacité thermique volumique  $C_p$  dans l'équation (V-6).

Les chaleurs massiques de l'eau liquide et de la glace sont respectivement  $4200 \text{ J/kg}^\circ\text{C}$  et  $2100 \text{ J/kg}^\circ\text{C}$ . L'enthalpie de fusion de l'eau solide est de  $334 \text{ kJ/kg}$ . Pour notre modélisation, on impose un intervalle de  $2\delta T = 4^\circ\text{C}$ . Par conséquent, la chaleur massique de l'eau à la fusion est  $C_{p,F} = 86,65 \text{ kJ/kg}^\circ\text{C}$ . La Figure III-35 montre l'évolution de la chaleur massique de l'eau en fonction de la température.

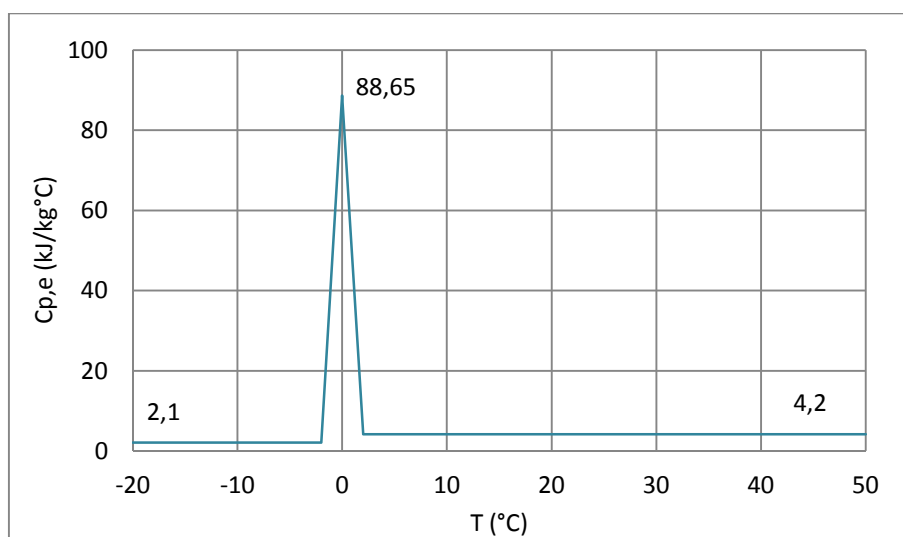
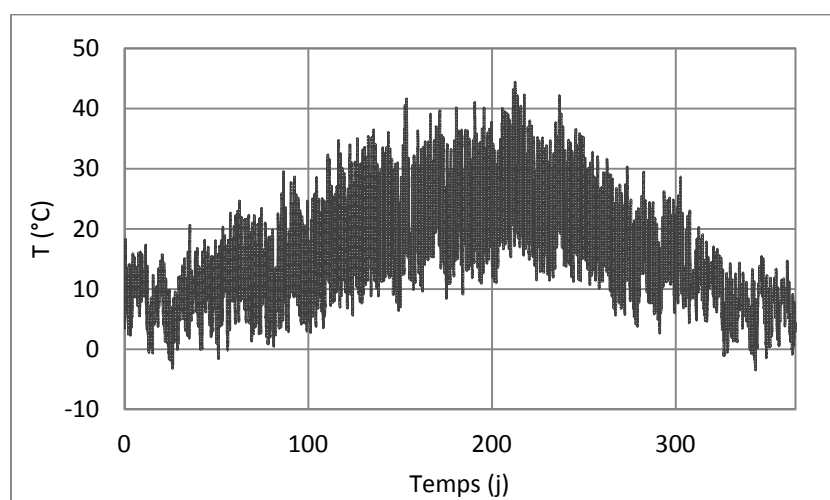


Figure III-35 : Capacité thermique massique de l'eau en fonction de la température

### 5.2.3. Données météorologiques

La température extérieure et le rayonnement solaire sont tirés des mêmes bases de données météorologiques de la RT2012 ([www.rt-batiment.fr](http://www.rt-batiment.fr)). Les données climatiques sont définies de façon conventionnelle durant une année type de référence. L'année de référence est construite suivant une procédure du choix de mois représentatifs effectué sur la base de fichiers annuels des données mesurées par Météo-France sur la période de janvier 1994 à décembre 2008. Dans notre cas d'étude, nous utilisons les données de la zone climatique H1a.

Pour la première configuration du calcul, les évolutions réelles de la température extérieure et du rayonnement solaire sont retenues pour le chargement thermique. Ces paramètres d'entrée sont fournis heure par heure durant une année type. La température équivalente de l'extérieur est présentée dans la Figure III-36.



**Figure III-36 : Variation de la température équivalente historique sur une année**

Pour la première configuration, les évolutions de la température extérieure et du rayonnement solaire sont approximées par des fonctions sinusoïdales. L'évolution de la température équivalente est donnée de façon générale par :

$$T^{eq} = T_{min} + (T_{max} - T_{min}) \sin^2 \pi t \quad (\text{III-39})$$

dont la période correspond à un jour (la température maximale est supposée atteinte à la mi-journée). La température cyclique idéalisée est présentée dans la Figure III-37 pour une année. Les valeurs mensuelles maximales et minimales de la température extérieure et du rayonnement solaire sont prises en compte.

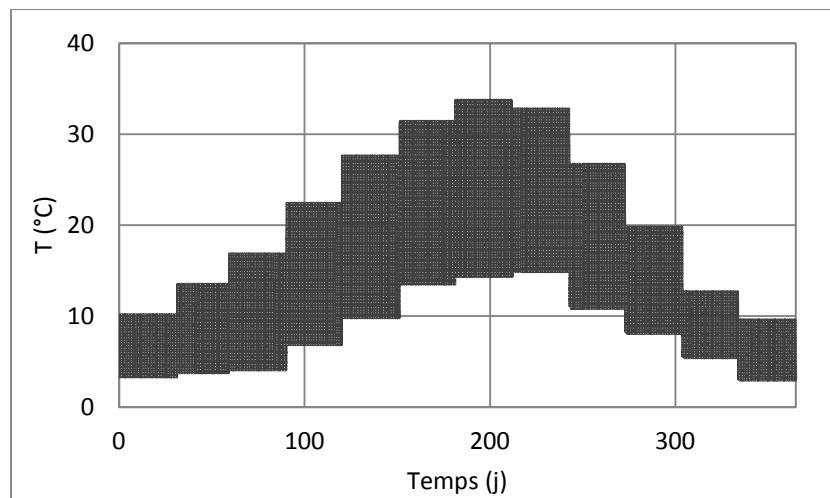


Figure III-37 : Variation de la température équivalente idéalisée sur une année

### 5.3. Résultats et discussion

Cette section présente les résultats de la simulation numérique du transfert de chaleur dans les deux configurations étudiées. Des études paramétriques sont menées pour évaluer l'influence des granulats légers sur la quantité de chaleur transférée du mur pour le cas de chargement réel (configuration 1) ainsi que sur les caractéristiques thermiques harmonisées comme l'amplitude, l'amortissement et le déphasage des températures aux deux frontières du mur pour le cas de chargement sinusoïdal idéalisé (configuration 2). Les principaux paramètres à étudier sont définis par :

- *Quantité de chaleur transférée* : la quantité de chaleur transférée à travers le mur pendant un intervalle de temps est calculée à partir du flux thermique  $q$  :

$$Q = qt = \varphi St \quad (\text{III-40})$$

où la densité de flux thermique définie par  $\varphi = -\lambda \frac{dT}{dx}$  (cf. §I-2.1). Elle est assimilée à la chaleur fournie par le chauffage en hiver ou à la « chaleur » froide dégagée par la climatisation en été.

- *Amplitude de la température harmonisée* : elle est définie par la différence des températures maximale et minimale pour un jour. Pour les deux surfaces externe et interne du mur, nous avons :

$$\Delta T_e = T_e^{\max} - T_e^{\min} \quad (\text{III-41})$$

$$\Delta T_i = T_i^{\max} - T_i^{\min}$$

- *Amortissement* : il est déterminé par la différence entre l'amplitude de la température à la surface externe et celle à la surface interne du mur :

$$\Delta T_a = \Delta T_e - \Delta T_i \quad (\text{III-42})$$

L'amortissement de la température cyclique est également caractérisé par le facteur d'amortissement. C'est le rapport entre les amplitudes de la température aux deux faces interne et externe du mur :

$$Am = \frac{\Delta T_i}{\Delta T_e} \quad (\text{III-43})$$

- *Déphasage* : c'est le temps de retard entre les pics de la température  $T_e$  à la surface externe et de la température  $T_i$  de la surface interne

### 5.3.1. Cas du mur non-isolé – Chaleur transférée

Cette section étudie le transfert thermique à travers un mur non-isolé (configuration 1). Nous présentons les évolutions d'abord des températures aux deux surfaces interne et externe du mur. Les flux thermiques à travers la surface interne du mur sont ensuite montrés. Ces flux thermiques permettent de calculer les quantités de chaleurs transférées qui sont présentées à la fin de la section. Les résultats des bétons de granulats légers sont comparés à ceux du béton ordinaire afin d'évaluer l'influence des granulats légers sur les transferts de chaleur au sein d'un mur en béton.

La Figure III-38 montre l'évolution des températures  $T_e$  et  $T_i$  sur les faces externe et interne du mur pour le cas du béton O-520S. Pour rappel, les fluctuations de la température équivalente climatique  $T^{eq}$  ont été ajoutées. Les modélisations des évolutions de la température à l'intérieur du mur pour les autres bétons fournissent des résultats similaires. La température  $T_e$  suit l'évolution de la température équivalente climatique  $T^{eq}$  mais avec une amplitude légèrement plus faible (écart de  $1^\circ\text{C}$  à  $5,6^\circ\text{C}$ ). De plus, même si la face interne du mur est soumise à une convection par une température constante, sa température varie de  $14,7^\circ\text{C}$  à  $23,7^\circ\text{C}$  en fonction du changement de température extérieure (elle est entre  $10,4^\circ\text{C}$  et  $27,4^\circ\text{C}$  pour le béton ordinaire O-SC). Le transfert par conduction à travers le mur a donc un effet important sur la température de la face interne du mur.

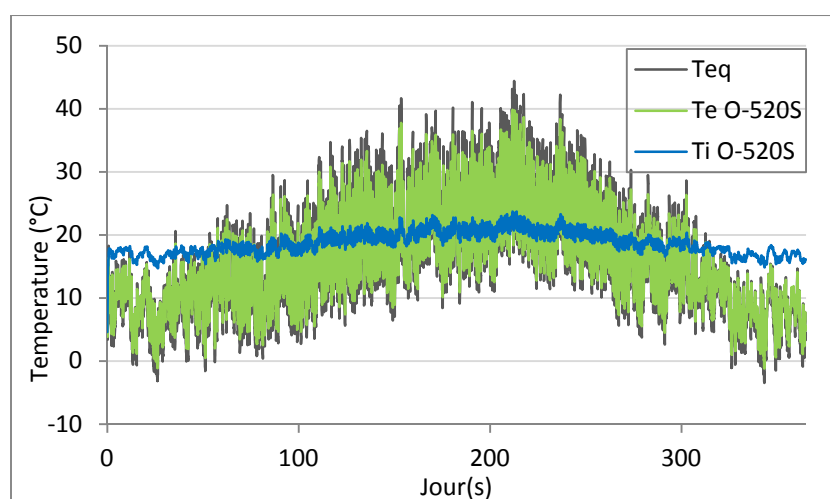


Figure III-38 : Evolution annuelle des températures sur les faces externe et interne du mur en O-520S

Cette remarque nous conduit à la comparaison des moyennes de la température  $T_i$  de la face interne (Figure III-39a) et les fluctuations maximales de  $T_i$  (Figure III-39b) pour les murs de différents bétons. Pour les bétons de granulats légers étudiés, les moyennes de  $T_i$  varient de 17°C à 21°C. Les bétons de granulats légers qui conduisent à une température  $T_i$  la plus stable sont les murs de bétons O-680P et O-550A et celui qui conduit à une température  $T_i$  la plus variable est pour le mur de béton O-520S. La température  $T_i$  du mur de béton de granulat ordinaire O-SC varie fortement (de 14°C à 22 °C) avec la température climatique  $T^{eq}$ , bien que la face interne soit soumise à une convection imposée avec une température constante (20°C). L'écart entre la température imposée et les moyennes de  $T_i$  pour les murs en bétons de granulats légers est la moitié de l'écart relevé pour le mur en béton O-SC (Figure III-39a). Les fluctuations de  $T_i$  du mur en bétons de granulats légers sont aussi environ la moitié de celles du mur en béton O-SC (Figure III-39b). L'utilisation des bétons de granulats légers diminue efficacement l'effet de la température climatique sur la température de la face interne du mur et sur la variation de température de la face interne. En effet, la diffusivité thermique régit le transfert thermique en régime transitoire dans le béton. Les bétons de granulats légers ont des diffusivités thermiques de l'ordre du tiers de celle du béton de granulat ordinaire O-SC ( $3,2 \times 10^{-7}$ - $4 \times 10^{-7}$  m<sup>2</sup>/s par rapport à  $9,4 \times 10^{-7}$  m<sup>2</sup>/s). Le béton ayant une plus faible diffusivité thermique (cf. §II-3.3.5) autorise une plus faible quantité de chaleur transférée. Moins la chaleur est transférée, moins la surface interne est chauffée. La variation de la température à la face interne est diminuée logiquement lorsque le béton ordinaire O-SC est remplacé par un béton léger.

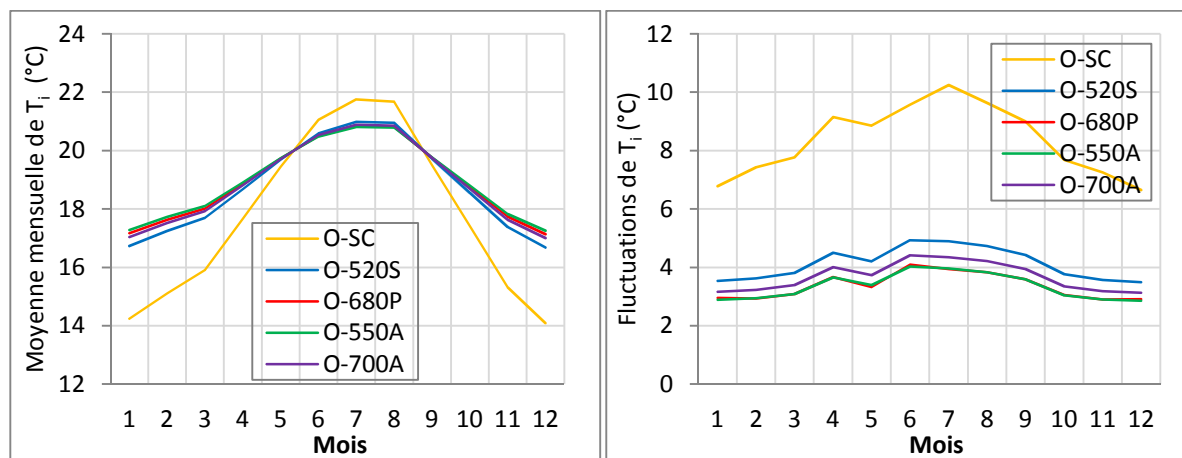


Figure III-39 : Température moyenne mensuelle de la face interne du mur (a) et ses fluctuations (b)

Sur la Figure III-40 est présentée l'évolution de la densité de flux thermique à travers la face interne du mur tout au long de l'année pour le béton O-520S et le béton de référence O-SC. Pour des raisons de clarté de la figure, les flux thermiques des autres bétons de granulats légers, qui sont similaires à celui du béton de granulat O-520S, ne sont pas présentés. Le flux thermique correspondant au béton de granulat léger O-520S est significativement plus petit que celui du béton de granulat ordinaire O-SC. D'après la température équivalente climatique  $T^{eq}$ , le mois le plus chaud est juillet et celui le plus froid est décembre. Ces mois sont choisis pour le calcul de la quantité de chaleur transférée  $Q$ .

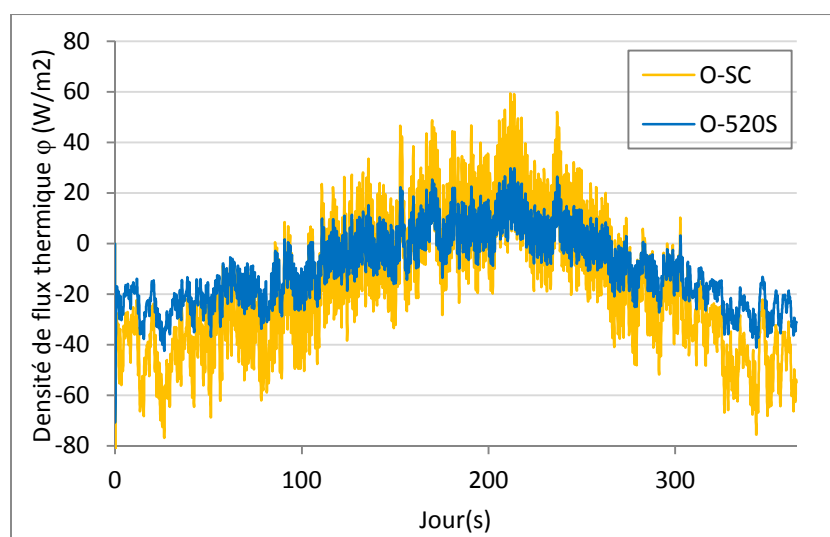


Figure III-40 : Flux thermique des bétons O-SC et O-520S durant l'année

La Figure III-41 illustre la quantité de chaleur transférée  $Q$  par  $m^2$  de l'intérieur vers l'extérieur pendant le mois de décembre et de l'extérieur vers l'intérieur pendant le mois de juillet de mur de différents bétons. Les valeurs négatives de  $Q$  en hiver (Figure III-41a) correspondent aux déperditions de chaleur tandis que les valeurs positives en été (Figure III-41b) présentent la chaleur de réchauffement que le bâtiment reçoit. Les bétons de granulats légers présentent une capacité d'isolation nettement supérieure au béton ordinaire. Pour les murs de bétons de granulats légers, la chaleur transférée est de 16 à 20  $kWh/m^2$  au mois de décembre et de 5 à 6  $kWh/m^2$  au mois de juillet. Ces chiffres sont respectivement de 35  $kWh/m^2$  et de 12  $kWh/m^2$  pour le mur de béton ordinaire. Les bétons de granulats légers permettent de diminuer de 50% environ la quantité de chaleur qui traverse le mur grâce à leurs meilleures performances thermiques.

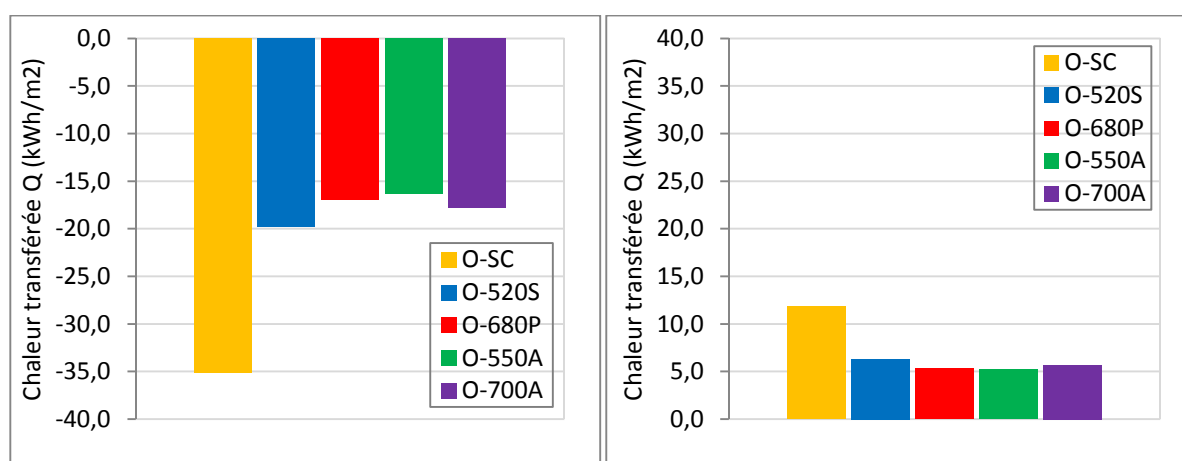


Figure III-41 : Chaleur transmise à travers le mur pendant les mois de décembre (a) et de juillet (b)

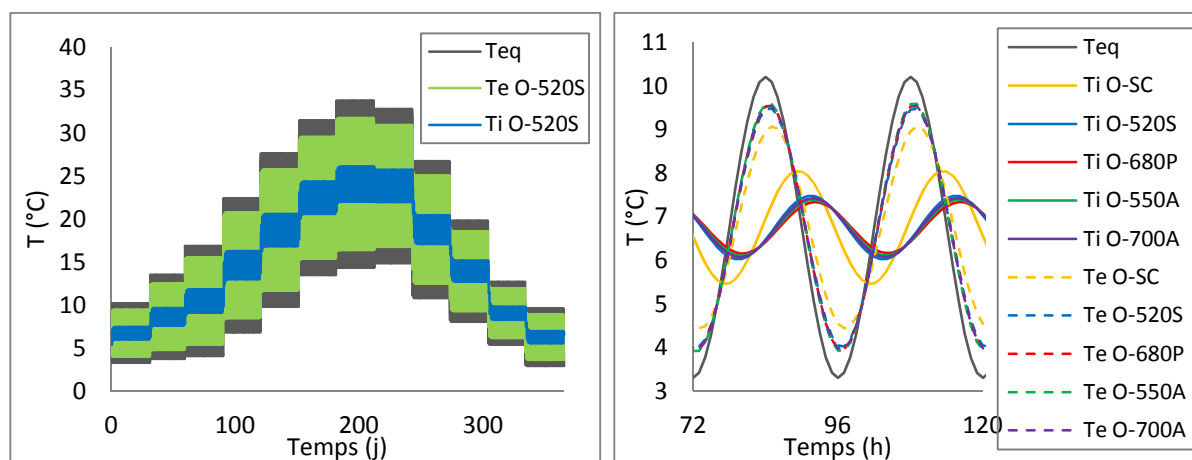
### 5.3.2. Cas du mur isolé – Caractéristiques harmonisées

Dans ce cas, la configuration d'un mur isolé à la surface interne est étudiée (configuration 2). Nous observons d'abord l'évolution de la température aux deux faces du mur tout au long de l'année et le profil de température journalière dans le mur. Ensuite, nous



nous intéressons particulièrement à l'amplitude de l'évolution cyclique de température, à l'amortissement de l'amplitude de la température du côté interne par rapport au côté externe et au déphasage des pics de température. Les résultats des bétons de granulats légers sont comparés à ceux du béton ordinaire afin d'évaluer l'influence des granulats légers sur la capacité d'isolation thermique de ces bétons. L'influence de la teneur en eau sur le comportement thermique des bétons de granulats légers est aussi étudiée.

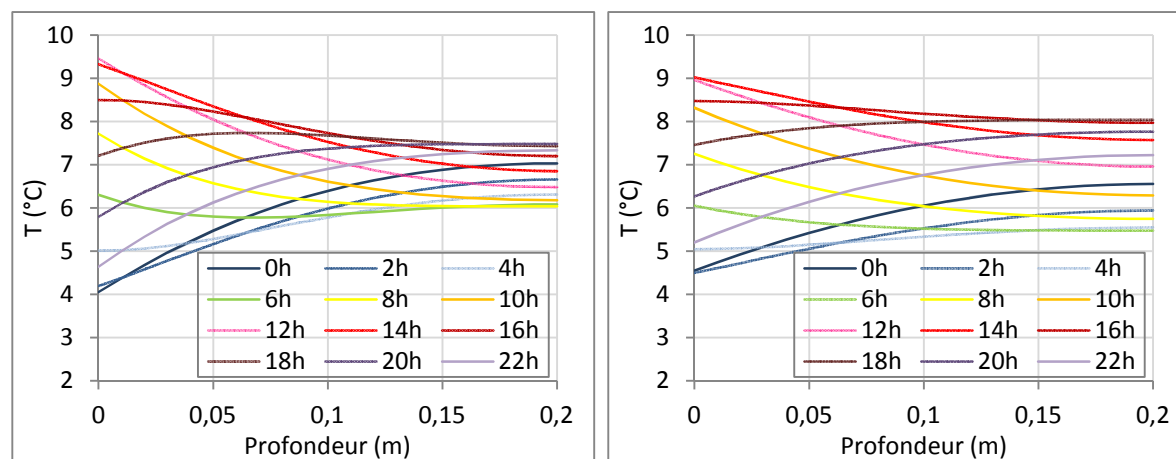
Les Figure III-42 illustrent les évolutions de température  $T_e$  et  $T_i$  sur les surfaces externe et interne du mur sur une année pour le béton O-520S. Un détail des variations sinusoïdales sur deux jours de janvier est montré sur la Figure III-42b pour tous les bétons étudiés. L'analyse des résultats montre que, pour chaque type de béton, les caractéristiques de l'évolution sinusoïdale de la température (amplitude et déphasage) dans le mur sont proportionnelles à celles de la température équivalente climatique. Par exemple, le rapport entre l'amplitude  $\Delta T_e$  ou  $\Delta T_i$  et celle de la température atmosphérique  $\Delta T^{eq}$  est constant pour chaque béton quelle que soit la valeur de  $T^{eq}$ . Une comparaison des performances thermiques des bétons sur un mois quelconque est représentative des performances thermiques valables pour une année entière. Comme dans la configuration précédente, les caractéristiques harmonisées (amplitude  $\Delta T_i$ , amortissement  $\Delta T_a$  et le déphasage  $\Delta t$ ) sont proportionnelles à la diffusivité thermique du béton. Le béton ayant une plus faible diffusivité thermique présente une plus petite amplitude  $\Delta T_i$ , une plus grande capacité d'amortissement et une durée de déphasage  $\Delta t$  plus longue.



**Figure III-42 : Evolutions des températures sur les surfaces externe et interne du mur pour une année (a) et pour deux jours (b)**

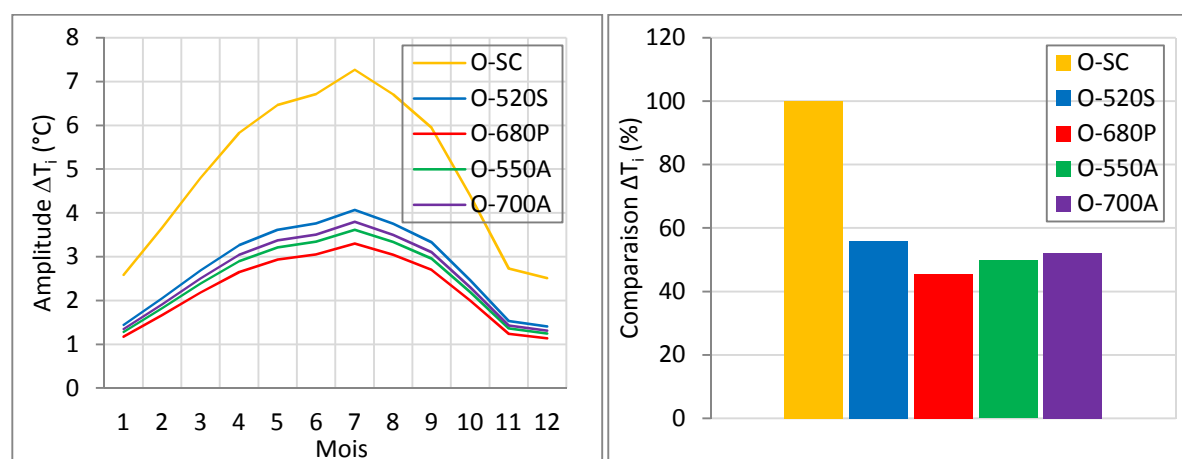
Les profils de température journalière dans le mur sont présentés sur la Figure III-43 pour les bétons O-SC et O-520S. La profondeur varie de 0 à 0,2 m correspondant à la position à partir de la surface externe du mur jusqu'à la surface interne. En raison de la représentativité exposée ci-dessus, seuls les résultats du mois de janvier sont présentés. Le béton léger O-520S empêche efficacement le front de chaleur de traverser le mur grâce à sa meilleure performance thermique comparativement au béton de silico-calcaire O-SC (cf. §II-3.3.5). L'amplitude  $\Delta T_i$  est plus petite pour le béton O-520S que pour le béton O-SC. Le mur de béton de granulat léger O-520S a donc tendance à plus amortir les variations de température  $T_e$  que le mur de béton de granulat ordinaire O-SC. De même, l'amplitude  $\Delta T_e$  est plus grande pour le béton O-520S que pour le béton O-SC. En effet, l'utilisation du béton léger diminue la quantité de chaleur transférée dans les deux sens (intérieur vers extérieur et vice-versa) par

rapport au béton ordinaire. La température  $T_e$  est plus élevée le jour à cause de la chaleur résiduelle et plus basse la nuit à cause du faible transfert thermique de l'intérieur vers l'extérieur. C'est aussi le cas pour tous les autres bétons de granulats légers.



**Figure III-43 : Profil de température en fonction de la profondeur du mur pour le béton léger O-520S (a) et pour le béton de référence O-SC (b)**

L'amplitude  $\Delta T_i$  est présentée dans la Figure III-44a pour les cinq bétons étudiés. L'amplitude  $\Delta T_i$  des bétons de granulats légers diminue par rapport à celle du béton de référence O-SC tandis que l'amplitude  $\Delta T_e$  des bétons de granulats légers est plus élevée que ce dernier (Figure III-43b). Les valeurs des amplitudes  $\Delta T_i$  sont différentes d'un béton à un autre. Comme l'amplitude  $\Delta T_i$  est proportionnelle à celle de la température équivalente climatique  $\Delta T^{eq}$ , les valeurs des amplitudes relatives des bétons restent les mêmes pour tous les mois (Figure III-44b). Par rapport au béton de référence, l'utilisation des bétons de granulats légers diminue de 44% jusqu'à 55% l'amplitude  $\Delta T_i$ .



**Figure III-44 : Amplitude de la température de la face interne du mur durant l'année (a) et leur comparaison (b)**

Vu que l'amplitude de la température de la face externe du mur n'est pas la même pour les différents bétons (Figure III-43b), il est intéressant d'observer l'amortissement  $\Delta T_a$  de la température cyclique. Les valeurs de ce paramètre pour tous les mois sont présentées sur la Figure III-45a. Elles sont également différentes d'un béton à un autre dans l'ordre décroissant de leur diffusivité thermique. Cependant, tandis que l'atténuation  $\Delta T_a$  du mur de

béton O-550A est proche de celle du mur de béton O-680P (écart de 0,7% dans Figure III-45), ce n'est pas le cas pour les amplitudes  $\Delta T_i$  de ces deux bétons (écart de 9,5% dans Figure III-44). Ces deux bétons ont des valeurs de diffusivité thermique similaires de  $0,33 \text{ mm}^2/\text{s}$  mais la capacité thermique volumique du béton O-680P ( $1,44 \text{ MJ}/\text{m}^3\text{°C}$ ) est plus élevée que celle du béton O-550A ( $1,28 \text{ MJ}/\text{m}^3\text{°C}$ ). Plus d'énergie est nécessaire pour augmenter la température du mur en béton O-680P conduisant à son amplitude  $\Delta T_i$  plus faible. Il semble que l'amortissement  $\Delta T_a$  dépend principalement de la diffusivité thermique tandis que l'amplitude  $\Delta T_i$  dépend à la fois de la diffusivité thermique et de la chaleur massique. La comparaison de l'amortissement  $\Delta T_a$  des murs constitués des différents bétons est présentée sur la Figure III-45b. Les amortissements  $\Delta T_a$  des murs de bétons de granulats légers sont environ le double de celle du mur de béton de granulat ordinaire O-SC.

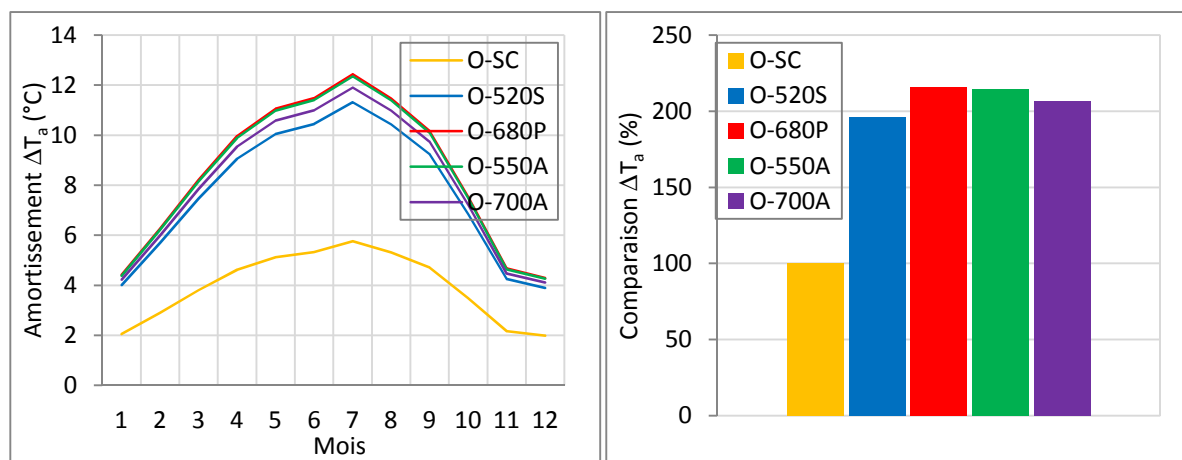


Figure III-45 : Amortissement de l'amplitude de la température cyclique durant l'année (a) et leur comparaison (b)

La Figure III-46 montre la comparaison des facteurs d'amortissement des murs de différents bétons légers et ordinaire. Plus ce facteur est faible, plus la température est amortie. Contrairement à l'amortissement  $\Delta T_a$ , le facteur d'amortissement  $Am$  (équation (III-43)) des murs de bétons de granulats légers est plus faible que celui du mur de béton de granulat ordinaire O-SC. Il se situe entre 38 et 47% de la valeur de ce dernier.

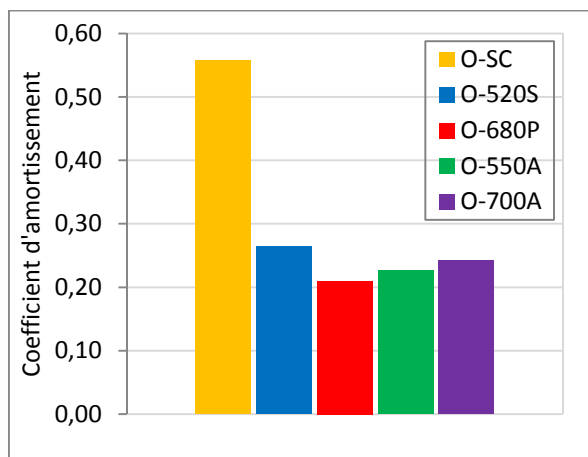
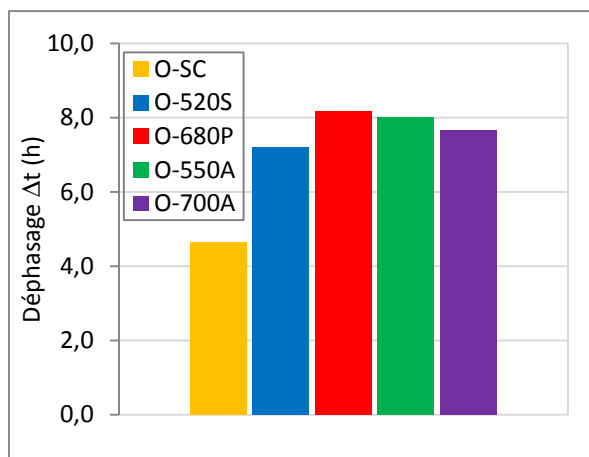


Figure III-46 : Coefficient d'amortissement  $Am$  des murs de différents bétons

Les courbes de la température  $T_i$  (Figure III-43b) montrent que l'instant où la température de la face interne est maximale n'est pas le même pour les différents bétons. La connaissance du déphasage  $\Delta t$  entre les faces externe et interne de l'enveloppe est importante pour l'évaluation du confort thermique dans le bâtiment. Les déphasages entre les instants où les faces externe et interne du mur atteignent chacune leur température maximale sont présentés dans la Figure III-47 pour les cinq bétons étudiés.



**Figure III-47 : Déphasage entre les pics de températures des faces externe et interne des murs de différents bétons**

Le déphasage est d'environ 4h40m pour le mur de béton ordinaire O-SC et de 7h10m à 8h10m pour les murs de bétons de granulats légers. Le déphasage  $\Delta t$  est lié au temps caractéristique de la diffusion thermique dans l'élément considéré qui est calculé par :

$$t_c = \frac{e^2}{a}$$

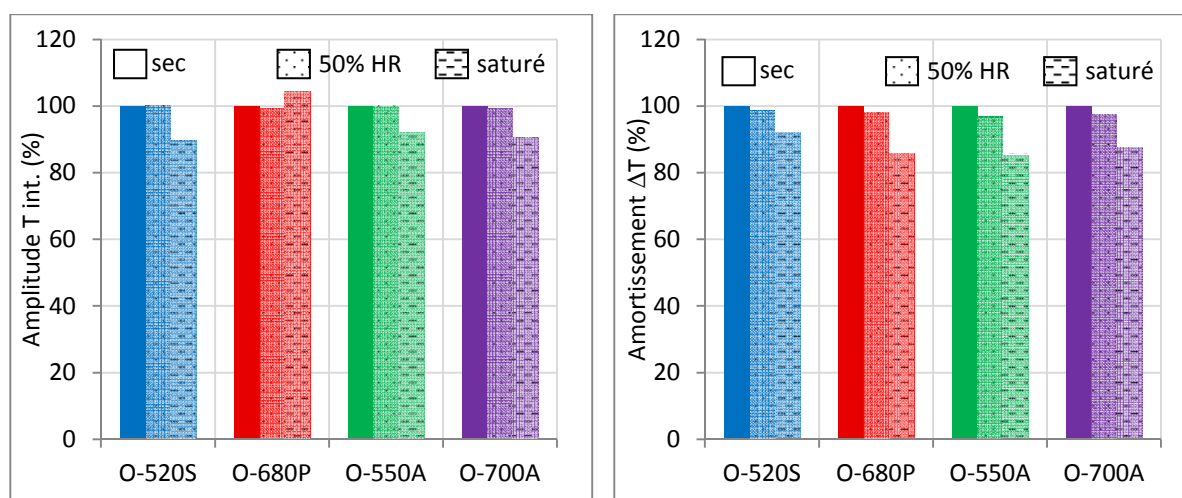
où l'épaisseur  $e$  du mur est fixée à 20 cm et  $a$  est la diffusivité thermique du matériau. Ces propriétés caractérisent l'inertie thermique du mur. Par rapport aux bétons de granulats ordinaires, les bétons de granulats légers freinent les évolutions de température. L'utilisation des bétons de granulats légers retarde le pic de température de la face interne vers le soir (~22h) alors que ce pic survient vers la fin de l'après-midi (~18h) pour le mur de béton de granulat ordinaire O-SC. Les murs de bétons de granulats légers absorbent la chaleur pendant la journée et la dégagent le soir.

### **Influence de la teneur en eau**

Afin d'évaluer l'influence de la teneur en eau (ou le degré de saturation) des bétons sur leur performance thermique, des modélisations du transfert thermique à travers des murs en bétons de granulats légers à l'état de saturation partielle sont menées. Les caractéristiques thermiques harmonisées (amplitude  $\Delta T_i$ , amortissement  $\Delta T_a$  et le déphasage  $\Delta t$ ) sont étudiées. Les caractéristiques thermiques des bétons à l'état sec sont mises en référence (valeur relative de 100%) pour une comparaison avec les caractéristiques thermiques des bétons à l'état de saturation intermédiaire (état humide à 50% d'HR) et à l'état saturé par immersion.

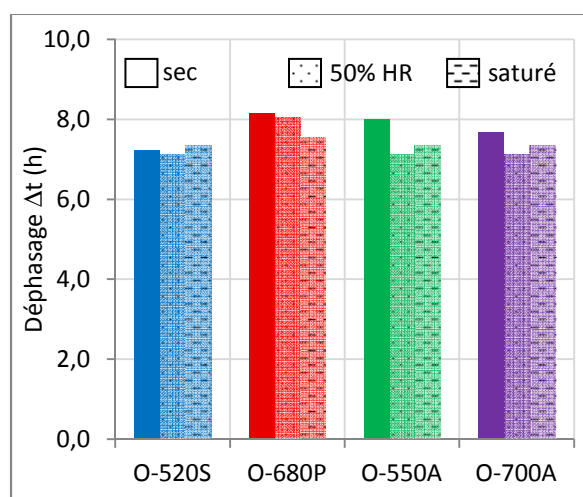
La Figure III-48a montre la comparaison des amplitudes de la température de la face interne du mur pour différents bétons à différents états hydriques. Lorsque le béton n'est pas

sec, l'amplitude de la température intérieure est diminuée pour la plupart des bétons sauf le O-680P 100 à l'état saturé. Pour les bétons d'autres natures, plus la teneur en eau est élevée, plus l'amplitude  $\Delta T_i$  est faible. On trouve le même phénomène lorsqu'on compare les amortissements  $\Delta T_a$  des murs de différents bétons (Figure III-48b). Cela signifie que les amplitudes  $\Delta T_e$  de la température de la face externe du mur diminuent aussi avec l'augmentation de la teneur en eau des bétons. Ce phénomène confirme les résultats des performances thermiques des bétons à l'état de saturation partielle du chapitre III. En effet, avec une conductivité thermique plus élevée, une chaleur massique et une masse volumique plus grandes, la diffusivité thermique des bétons est presque constante lorsque l'on augmente la teneur en eau (équation I-8). Par ailleurs, plus le béton contient de l'eau, plus sa capacité thermique est élevée. Une plus grande quantité d'énergie est nécessaire pour augmenter la température d'un tel béton par rapport au béton sec. Cela conduit à une amplitude de température plus faible à toute profondeur du mur pour les bétons à l'état de saturation partielle.



**Figure III-48 : Influence de la teneur en eau sur l'amplitude de la température de la face interne du mur (a) et sur l'amortissement de la température à travers le mur (b)**

L'effet de la teneur en eau sur le déphasage des murs de différents bétons est présenté sur la Figure III-49. Comme les deux caractéristiques présentées précédemment, le déphasage est légèrement influencé par l'état hydrique du béton. Pour la même épaisseur de mur, le déphasage est inversement proportionnel à la diffusivité thermique comme précédemment. De ce fait, les variations du déphasage en fonction de la teneur en eau sont en accord avec les variations de la diffusivité thermique (cf. §II-3.3.5) des bétons à différents teneurs en eau.



**Figure III-49 : Influence de la teneur en eau sur le déphasage des pics de température entre les deux faces du mur**

Cette section a illustré les performances thermiques des bétons de granulats légers à 100% de sable léger en comparaison avec celles du béton de granulat ordinaire O-SC, via la modélisation du transfert thermique à travers un mur. Selon les résultats du chapitre II, les conductivités thermiques et les diffusivités thermiques des bétons de granulats légers considérés (0,44-0,57 W/mK et 0,32-0,4 mm<sup>2</sup>/s) sont de l'ordre du tiers de celles du béton de granulat ordinaire (1,6 W/mK et 0,94 mm<sup>2</sup>/s respectivement). Ces propriétés régissent les phénomènes de transfert de chaleur dans le béton en régime transitoire. Les modélisations effectuées montrent que les performances thermiques des murs constitués des bétons de granulats légers sont significativement supérieures à celles d'un mur en béton ordinaire pour plusieurs aspects : la température de la face interne du mur, la capacité d'amortissement de la variation de température, le déphasage des pics de température entre les faces externe et interne, la quantité de chaleur transmise. Cela signifie un bon caractère isolant des bétons de granulats légers par rapport au béton ordinaire. Les performances thermiques des bétons dépendent de la nature des granulats. Parmi les bétons considérés, les bétons de granulats O-680P et O-550A à 100% de sable léger fournissent les meilleures performances thermiques. La simulation montre également que l'augmentation de la teneur en eau dans le béton n'a pas un effet défavorable sur son comportement thermique.

## 6. Conclusion

Ce chapitre a présenté nos études sur le comportement thermique des bétons de granulat léger. A partir des résultats expérimentaux, l'influence de différents paramètres de formulations sur la conductivité thermique, la chaleur massique et la diffusivité thermique a été analysée. Lors d'une substitution totale du sable alluvionnaire par du sable léger, la conductivité thermique des bétons diminue tandis que la chaleur massique augmente. Pour une substitution totale par du sable léger, la conductivité thermique diminue de 22 à 36% et la chaleur massique augmente de 4 à 7,5% selon la nature des sables légers. Les bétons avec 100% de sable léger ont une conductivité thermique variant entre 0,42 et 0,59 W/mK et une chaleur massique variant entre 920 et 1100 J/kgK. Comme l'augmentation de chaleur spécifique est compensée par la diminution de masse volumique l'évolution de la diffusivité suit celle de la conductivité. La diffusivité diminue avec l'augmentation de la fraction volumique des sables légers allant entre 0,32 et 0,42 mm<sup>2</sup>/s pour les bétons ayant une

substitution totale en sable léger. Nos résultats ont montré que la diminution de la conductivité thermique ne se corrèle pas directement avec la masse volumique des gravillons et sables légers. La taille des pores, leur répartition dans le granulat influe fortement sur le transfert de chaleur. La plus forte conductivité des bétons composés de granulats 520S s'explique en effet non pas par la porosité totale du gravillon 520S, qui est la plus élevée des granulats testés, mais par la microstructure du grain. La porosité du granulat 520S est bimodale avec une majorité de pores inférieurs à 0,1  $\mu\text{m}$ . Par ailleurs une coque dense épaisse entoure ce granulat pouvant établir une sorte de pont thermique. Le caractère amorphe ou cristallisé des phases minérales du granulat a aussi une influence importante comme l'ont montré les plus faibles valeurs de conductivité des bétons de granulats de ponce. Le recours à une matrice hautes-performances diminue la porosité de la pâte. Ceci entraîne une augmentation de conductivité et une diminution de chaleur spécifique. L'augmentation de diffusivité qui en découle est cependant moins importante que celle résultant d'une diminution de la fraction volumique de granulats légers. Cette constatation amènera à privilégier l'augmentation du dosage en ciment plutôt que l'utilisation de sable de densité normale pour améliorer les performances mécaniques tout en gardant une bonne capacité d'isolation.

L'influence de la teneur en eau des bétons sur les propriétés thermiques a été également considérée. Plus le degré de saturation (ou la teneur en eau) est élevé, plus la conductivité thermique et la chaleur massique augmentent à cause du remplacement de l'air par l'eau dans les pores. Par contre, la diffusivité thermique est quasiment constante en fonction du degré de saturation pour toutes les formulations étudiées. L'effet de l'hygrométrie sur les propriétés thermiques est influencé par la nature des granulats au travers notamment de leur valeur de porosité ouverte. Une pâte plus compacte est particulièrement intéressante pour limiter l'augmentation de conductivité thermique liée à l'hygrométrie ambiante lorsqu'un pourcentage élevé de sable léger est utilisé.

Dans la dernière partie expérimentale de l'étude thermique, l'influence de la température sur les propriétés thermique est observée. Entre 5 et 50°C, la conductivité thermique augmente avec la température. Elle se stabilise vers 35-50°C. La L'augmentation de conductivité thermique est de 13 à 31% selon le granulat et la composition du liant. La chaleur massique diminue entre 5°C et 20°C puis remonte jusqu'à 50°C. Selon le granulat et la composition du liant la chaleur massique varie de 5 à 20%. L'évolution de la diffusivité thermique en fonction de la température découle de celles de la conductivité thermique et de la chaleur massique. Elle augmente entre 5-20°C puis reste quasiment constante entre 20°C et 50°C.

Dans la partie numérique, nous avons dans un premier temps appliqué les modèles d'homogénéisation classiques à deux composants aux bétons de granulats légers afin d'identifier la conductivité thermiques des granulats. Une approche inverse est mise en œuvre pour l'identification. Dans le but de diminuer les erreurs éventuelles sur les valeurs identifiées, des analyses de sensibilité sont menées afin d'étudier l'influence de différents facteurs comme la précision des mesures de conductivité thermique des matrices et des bétons, ou le choix du modèle d'homogénéisation retenu. A partir de ces analyses, une valeur de la conductivité thermique est choisie pour chaque granulat (sable et gravillon légers) en se basant sur une procédure inverse reposant sur le modèle auto-cohérent. Ces valeurs sont ensuite utilisées avec les valeurs expérimentales des conductivités des pâtes de ciment pour la prédiction des conductivités thermiques des bétons testés expérimentalement. Au total, 20 formulations de

---

béton, non utilisées dans les phases d'identification, sont exploitées pour la prédiction des conductivités thermiques équivalentes à l'aide de modèles d'homogénéisation d'un matériau multi-phases polydispersé (Mori-Tanaka, auto-cohérent généralisé et différentiel). Ces prédictions sont comparées à celles obtenues par une procédure d'homogénéisation multi-étapes reposant sur des modèles multi-échelles à deux composants. Tous les résultats de prédiction sont comparés avec les valeurs expérimentales mesurées afin de valider les modèles utilisés. Les résultats montrent un bon accord entre les prédictions numériques et les valeurs mesurées expérimentalement avec un écart moyen de 1,5 à 2,5% suivant le modèle utilisé. La procédure d'homogénéisation multi-étapes semble donner des valeurs plus proches des mesures expérimentales que les modèles d'homogénéisation multi-phases. De plus, la procédure multi-étapes permet d'estimer explicitement les flux microscopiques locaux au sein des phases lorsque le béton est soumis à un chargement élémentaire (gradient macroscopique de température imposée). Son application permet d'observer les évolutions des flux locaux dans les granulats (gravillon et sable léger) du béton. L'étude de cas du béton HP-550A avec 100% de sable léger a été détaillée.

La dernière partie du chapitre III expose les simulations des transferts thermiques dans une enveloppe de bâtiment. L'enveloppe constituée d'une monocouche de béton de 20 cm est soumise à la convection mur – air extérieur et au rayonnement solaire. Les conditions aux limites de chargement thermique sont fournies par les données climatiques de la RT-2012. Deux configurations sont étudiées : le cas d'un chargement thermique réel et le cas d'un chargement harmonisé sinusoïdal. Cinq bétons dont quatre de granulats légers (sans granulats ordinaires) et un béton de granulats silico-calcaires sont utilisés. Les quantités de chaleur transférées à travers le mur et les caractéristiques thermiques harmonisées (amplitude de températures des faces externe et interne, amortissement de la température entre les deux faces du mur, déphasage des pics de température des faces externe et interne) sont examinées. Les simulations montrent que, pour un mur de 20 cm d'épaisseur, les paramètres étudiés des bétons de granulats légers sont améliorés deux fois environ par rapport à celles du béton de référence de granulats ordinaires. Comme les propriétés thermiques, les caractéristiques de transfert thermique dépendent de la conductivité thermique, de la capacité thermique et de la diffusivité thermique du béton. Une étude sur l'influence de la teneur en eau sur la performance thermique du béton est également effectuée. La modélisation montre que la teneur en eau libre du béton n'a pas un effet négatif sur la capacité d'isolation thermique des bétons de granulats légers. Enfin, la modélisation du transfert thermique à travers un mur constitué de ces bétons fournit des informations importantes et intéressantes que les propriétés thermiques de base n'exposent pas, enrichissant ainsi la connaissance de la capacité d'isolation thermique des bétons de granulats légers.





# Chapitre IV

## Comportements mécanique et thermoélastique des bétons de granulats légers

*La diminution de la masse volumique des bétons leur procure une meilleure performance thermique en termes d'isolation mais consécutivement de moins bonnes caractéristiques mécaniques. L'optimisation de la formulation vis-à-vis du couple pouvoir isolant-performance mécanique est réalisée dans cette étude au travers des taux de substitution du sable silico-calcaire par du sable léger, la nature des granulats légers et la composition du liant. Ce chapitre permet d'analyser l'influence de chacun de ces paramètres de formulation sur le comportement mécanique des bétons de granulats légers. La résistance en compression et le module d'élasticité des bétons de granulats légers sont donc étudiés, en fonction de trois pourcentages volumique de substitution du sable silico-calcaire par du sable léger, trois natures de sable léger, quatre types de gravillons légers et deux compositions de liant. Enfin, des relations entre les propriétés mécaniques et la conductivité thermique sont établies en se basant sur les résultats expérimentaux des bétons légers étudiés. Cette relation servira pour le choix du béton de granulats légers en fonction de la masse volumique, de la conductivité thermique, de la résistance en compression ou du module d'élasticité.*

*Ces résultats expérimentaux constituent aussi une base de données pour alimenter des modèles d'homogénéisation d'un matériau multi-composants polydispersés afin de prédire le comportement mécanique des bétons de granulats légers. Les modèles classiques à deux composants (Mori-Tanaka, auto-cohérent, auto-cohérent généralisé) sont utilisés pour identifier les propriétés mécaniques des granulats qui ne peuvent être mesurées expérimentalement. Les modèles d'homogénéisation multi-phases et la procédure multi-étapes sont ensuite implantés pour prédire les comportements mécaniques des bétons de granulats légers. La localisation des champs microscopiques locaux donne accès à l'identification de la résistance à la rupture des granulats par inversion puis à la prédiction de la résistance en compression des bétons de granulats légers.*

*Dans la dernière partie de ce chapitre, le comportement thermoélastique effectif des matériaux hétérogènes est étudié. Le coefficient de couplage thermoélastique des bétons n'a pas été mesuré. Une étude paramétrique sur ce coefficient de couplage thermoélastique est effectuée grâce au modèle d'homogénéisation thermoélastique. Ce modèle sert également à l'identification des capacités thermiques volumiques des granulats légers ainsi qu'aux prédictions de ces grandeurs pour les bétons de granulats légers.*

---

**Sommaire**

1. Résistance à la rupture des bétons légers .....	165
1.1. Influence de la proportion de sable léger.....	165
1.2. Influence de la nature des granulats .....	166
1.3. Influence de la composition du liant.....	169
2. Module d'élasticité dynamique des bétons légers .....	170
2.1. Influence de la proportion de sable léger.....	170
2.2. Influence de la nature des granulats .....	172
2.3. Influence de la composition du liant.....	174
3. Optimisation des comportements mécanique et thermique des bétons légers .....	175
4. Homogénéisation du comportement mécanique .....	178
4.1. Problème de l'inclusion d'Eshelby.....	178
4.2. Comportement équivalent d'un matériau multi-phases polydisperses .....	179
4.2.1. Modèle de Mori-Tanaka.....	181
4.2.2. Modèle auto-cohérent généralisé .....	182
4.2.3. Modèle différentiel .....	183
4.3. Contraintes microscopiques sous chargement de compression uniaxiale .....	185
4.4. Identification des propriétés mécaniques des granulats légers.....	186
4.4.1. Module d'élasticité.....	186
4.4.2. Résistance à la rupture.....	190
4.5. Prédiction des propriétés mécaniques des bétons de granulats légers.....	191
4.5.1. Module d'élasticité équivalent .....	191
4.5.2. Résistance en compression.....	194
5. Homogénéisation du comportement thermoélastique.....	196
5.1. Coefficient de dilatation thermique et capacité thermique équivalents.....	196
5.2. Sensibilité des propriétés équivalentes des bétons de granulats légers .....	197
5.2.1. Coefficient de dilatation thermique.....	197
5.2.2. Capacité thermique volumique.....	199
5.3. Identification des capacités thermiques des granulats.....	201
5.4. Prédiction des capacités thermiques des bétons légers .....	202
6. Conclusion .....	204



## 1. Résistance à la rupture des bétons légers

Le remplacement du sable alluvionnaire par du sable léger diminue la masse volumique du béton. Contrairement aux performances thermiques, les performances mécaniques diminuent avec la masse volumique du béton. L'influence du taux de substitution des sables, de la nature des granulats légers et de la composition des matrices de mortier sur la résistance en compression et le module d'élasticité des bétons légers sont étudiées dans ce paragraphe.

### 1.1. Influence de la proportion de sable léger

Les Figure IV-1 et Figure IV-2 présentent l'évolution de la résistance en compression des bétons avec leur masse volumique ou avec les taux de substitution du sable pour les bétons à matrice hautes performances et ceux à matrice ordinaire. Trois mesures sont effectuées pour chaque essai pour assurer la représentativité du résultat. Les trois points de chaque courbe correspondent aux taux de remplacement volumique de sable léger de 0, 50 et 100%. Seule la valeur moyenne est présentée dans les graphiques. Il y a une diminution quasi linéaire de la résistance en compression avec le pourcentage de sable léger. On observe une perte moyenne de résistance en compression de 5-18% et de 6-32% pour des taux de substitutions respectifs de 50 et 100%. Pour une substitution complète du sable alluvionnaire par du sable léger, les résistances en compression varient entre 22 et 42 MPa. A l'exception du béton d'argile HPA1-100, les résistances en compression des autres formulations restent supérieures à 30 MPa. Tous ces bétons, dont la résistance en compression est supérieure à celle de la classe C16/20 définie dans la norme EN 206-1, peuvent être utilisés comme bétons de structure.

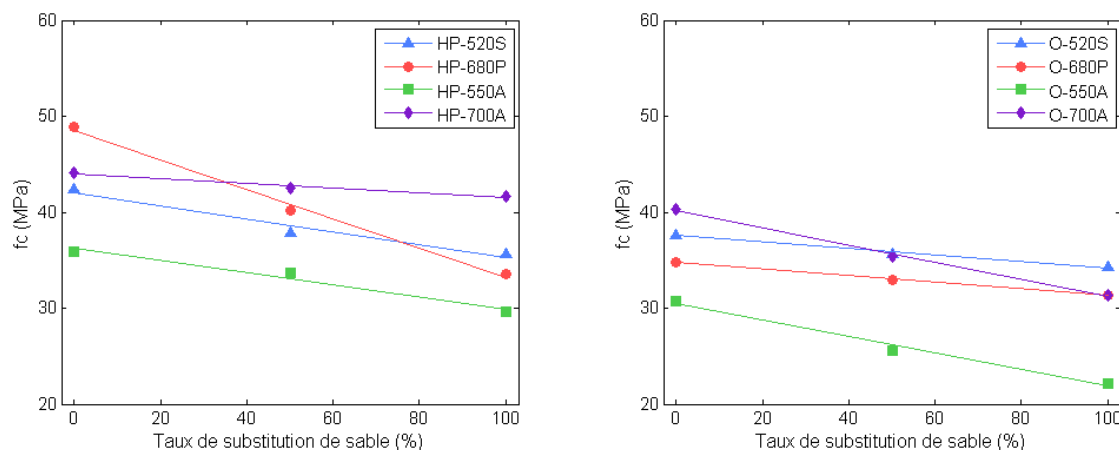
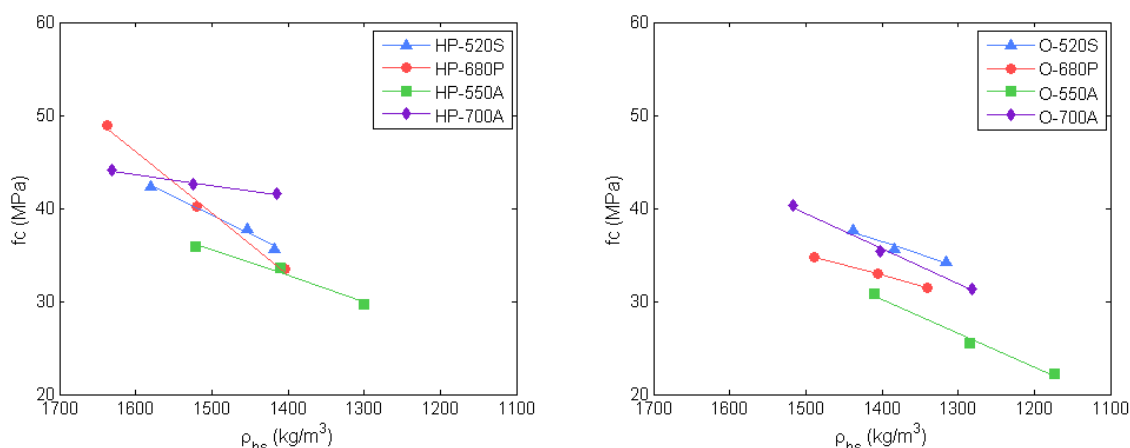


Figure IV-1 : Evolution de la résistance en compression des bétons de matrice hautes performances (a) et des bétons de matrice ordinaire (b) en fonction du taux de substitution en sable léger

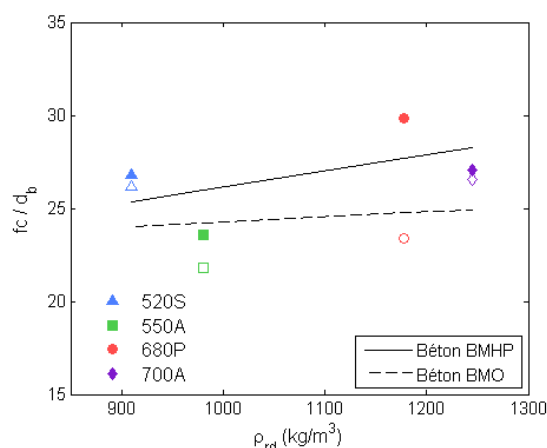


**Figure IV-2 : Evolution de la résistance en compression des bétons de matrice hautes performances (a) et des bétons de matrice ordinaire (b) en fonction de la masse volumique des bétons séchés en étuve**

La résistance en compression du béton dépend de la résistance de ses constituants et de la qualité de l'interface pâte-granulat. Le remplacement des éléments plus résistants (le sable alluvionnaire) par des éléments moins résistants (le sable léger) influence donc défavorablement la performance mécanique du béton. Plusieurs auteurs ont confirmé la diminution de la résistance en compression des bétons lors d'un remplacement des granulats classiques ou des granulats plus résistants par des granulats légers moins résistants [DEM01], [SAH03], [TOP08]. Le remplacement du sable alluvionnaire par du sable léger semble entraîner des pertes de résistance supérieures à celles induites par le remplacement des gravillons alluvionnaires de même provenance que le sable par des gravillons légers. En effet, le béton O-SC composé des mêmes proportions de constituants a une résistance en compression de 45,3 MPa. Les bétons composés de gravillons légers et de sable silico-calcaire présentent une diminution de résistance par rapport à celle du béton O-SC de 1 à 2,3 MPa par 100 kg/m<sup>3</sup> de diminution de masse volumique. Par rapport aux bétons BMO avec du sable alluvionnaire, les bétons à matrice ordinaire BMO constitués à la fois de gravillon et sable légers ont une perte de résistance comprise entre 2,3 et 3,8 MPa par 100 kg/m<sup>3</sup> de réduction de la masse volumique. L'allègement du béton par substitution des granulats silico-calcaires par des granulats légers semble donc entraîner des pertes de résistance plus importantes lorsqu'il s'agit de sable que de gravillons légers. Ceci pourrait s'expliquer par la moins bonne résistance du sable léger par rapport aux gravillons légers de masse volumique similaire. La différence est surtout sensible pour les granulats de schiste et d'argile. Ce sont des granulats à structure hétérogène avec une coque en périphérie du grain et une structure interne plus poreuse. Les sables légers dont une grande proportion est concassée ne possèdent plus cette enveloppe plus dense et ont de ce fait une moindre résistance.

## 1.2. Influence de la nature des granulats

La relation entre la densité des bétons et leurs propriétés mécaniques permet d'évaluer l'influence de la nature des granulats légers. La Figure IV-3 présente, pour les bétons composés de gravillon légers et de sable silico-calcaire, l'évolution du rapport résistance en compression / densité des bétons en fonction de la masse volumique des gravillons légers.



**Figure IV-3 : Evolution du rapport résistance en compression / densité des bétons de matrice ordinaire et de matrice hautes performances (0% sable léger) en fonction de la masse volumique réelle sèche des gravillons légers.**

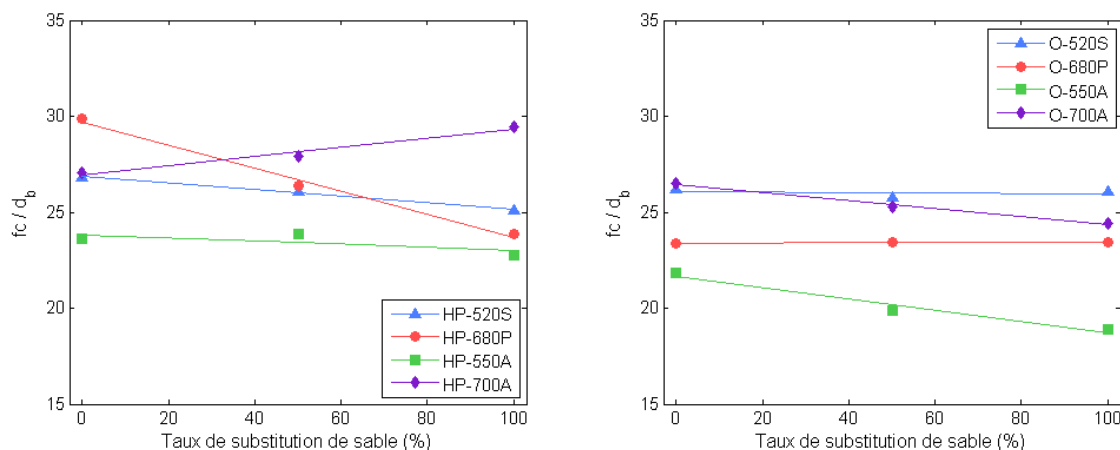
Les rapports résistance sur densité des bétons composés de gravillon léger et de sable silico-calcaire varient entre 20 et 30. A l'exception du gravillon 680 P, pour une même famille de gravillon, les rapports obtenus entre une formulation ordinaire ou hautes performances sont très proches. Au vu des valeurs de rapports obtenues pour les autres pourcentages de sable léger (Figure IV-4), il semble que la résistance du béton HP680P à 0% de sable léger ait été surestimée tandis que celle du béton O-680P 0% semble un peu faible. Ceci s'explique par l'hétérogénéité des granulats de ponce : les ponces utilisées pour la fabrication des bétons à matrice hautes performances et des bétons à matrice ordinaire sont en effet venues de deux lots différents.

Le rapport est d'environ 26,5 pour les BMO et BMHP de gravillons 520S et 700A. Le même rapport pour les bétons de gravillons 550A n'est que de 22,3 en moyenne. Les différences du rapport résistance sur densité du béton confirment qu'au-delà de la densité des grains et donc du volume total de pores, d'autres paramètres interviennent sur la résistance des grains comme la distribution et la taille des pores. Des études précédentes réalisées au L2MGC avaient déjà souligné les bonnes performances mécaniques des bétons 520S [KE08, KE09, NGU13]. L'étude de leur microstructure avait montré que leur coque externe dense était deux fois plus épaisse que celle des granulats 550A. Les mesures de porosimétrie au mercure ont ici mis en évidence, pour le 520S, une proportion importante de pores de diamètre compris entre  $10^{-2}$  et  $10^{-1}$   $\mu\text{m}$  (jusqu'à 60%). Tandis que le 550A possède les plus gros pores avec plus de 80% de pores de diamètre supérieur à 0,1  $\mu\text{m}$  (cf. §II-1.4.4).

La diminution de la résistance des bétons avec la substitution du sable silico-calcaire par du sable léger (Figure IV-1) est en grande partie liée à la masse volumique du sable léger. Les masses volumiques des sables de ponce et d'argile sont voisines, égales respectivement à 1340 et 1410  $\text{kg/m}^3$  tandis que le sable de schiste plus dense a une masse volumique de 1790  $\text{kg/m}^3$ . Les résistances des mortiers MHP réalisées avec ces sables légers (mêmes proportions que la matrice de mortier dans les bétons BMHP à 100% de substitution) montrent des valeurs en cohérence avec les masses volumiques des sables. Elles sont respectivement de 42, 53 et 65 MPa pour les mortiers de ponce, d'argile et de schiste. La résistance du mortier de sable de schiste est voisine de celle du mortier de sable silico-calcaire qui est de 67 MPa. On note toutefois un écart de résistance important de 11 MPa entre les



mortiers de MHP d'argile et de ponce qui ont des masses volumiques similaires (cf. Tableau II-11).



**Figure IV-4 : Evolution du rapport résistance en compression / densité des bétons de matrice hautes performances (a) et des bétons de matrice ordinaire (b) en fonction du taux de substitution du sable**

La Figure IV-4 présentant l'évolution du rapport résistance sur densité avec le taux de substitution du sable permet de mettre en évidence l'influence d'autres paramètres que la masse volumique du sable sur l'évolution de la résistance des bétons. On observe des différences sensibles de résistance en compression selon les combinaisons de granulats réalisées. Suite à une substitution totale du sable silico-calcaire, les rapports résistance/densité des bétons à matrice ordinaire diffèrent selon la nature du sable ; il diminue de 2 MPa pour les bétons composés de sable d'argile (O-550A et O-700A), diminue très peu avec le sable de schiste et reste constant avec le sable de ponce. Pour les bétons à matrice hautes performances, les rapports résistance sur densité diminuent plus rapidement avec la fraction volumique de sable léger, excepté pour le sable d'argile où l'on observe même une amélioration du rapport résistance sur densité quand le taux de substitution augmente.

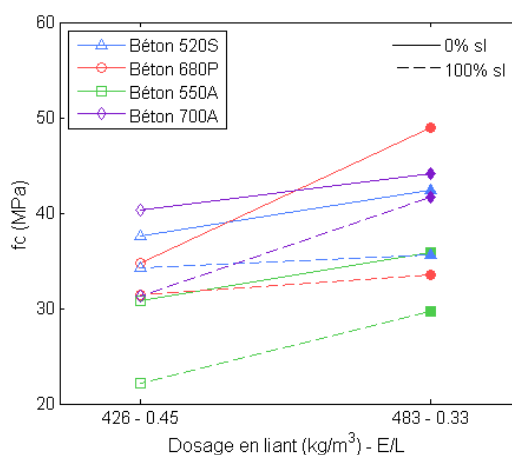
Le meilleur comportement mécanique du béton de sable d'argile 650A avec une matrice hautes performances contenant de la fumée de silice a également été observé par Ke [KE08]. Ceci pourrait être lié à une réaction chimique entre le sable d'argile et la fumée de silice. Les analyses DRX réalisées ont montré la présence dans ces sables d'oxyde de calcium ferrique ( $\text{Ca}_2\text{Fe}_2\text{O}_5$ ) ou de silicate de sulfate de calcium ( $\text{Ca}_5(\text{SiO}_4)_2\text{SO}_4$ ) que l'on ne retrouve pas dans les gravillons d'argile ou dans les autres sables légers. Une réaction chimique entre ces oxydes de calcium et la silice de la fumée de silice donnant lieu à des hydrates supplémentaires pourrait être une explication de la meilleure performance mécanique de ces sables légers dans les bétons BMHP. Le sable de ponce n'a pas le même impact sur la résistance mécanique des bétons ordinaires que sur celle des bétons hautes performances. La substitution totale du sable silico-calcaire par du sable léger entraîne une diminution de 10% de la résistance en compression du béton O-680P tandis que celle du béton HP-680P diminue de 32%. Les bétons O-680P ne contiennent pas de fumée de silice. Le sable de ponce composé majoritairement de silice amorphe « libre » développe une réaction pouzzolanique supplémentaire avec le ciment [HOS04, HOS05] ce qui pourrait compenser en partie la perte de résistance due à l'allègement du béton par l'ajout de sable de ponce. Dans les bétons HP-680P, le liant contient 10% de fumée de silice amorphe et très active qui développe de même une réaction pouzzolanique avec le ciment. L'ajout du sable de ponce produit moins ou

aucun effet pouzzolanique supplémentaire. La perte de résistance des bétons HP-680P est alors beaucoup plus prononcée que celle du béton O-680P.

Globalement, pour les deux séries de béton à matrice hautes performances et à matrice ordinaire, ce sont les bétons d'argile 700A et de schiste 520S qui ont les meilleurs rapports résistance / densité (Figure IV-4). Au delà d'une densité de 1,55, les bétons HP-680P ont une résistance en compression plus élevée que les autres bétons. Les bétons d'argile 550A et 700A sont composés de différents gravillons légers et du même sable d'argile 650A. Sans substitution du sable silico-calcaire par du sable léger, les bétons 700A présentent une meilleure résistance grâce aux gravillons plus denses que ceux des bétons 550A. La Figure IV-2, montre qu'à densité identique, la résistance du béton HP-700A-50% ou O-700A-50% sont beaucoup plus élevées que celle du béton HP-550A-0% ou O-550A-0% même si ces derniers ne contiennent pas de sable léger. Pour une même masse volumique de béton, c'est-à-dire à volume de vide identique, on peut obtenir des gammes de résistance différentes selon les combinaisons de granulats utilisés dans la composition des bétons.

### 1.3. Influence de la composition du liant

Deux pâtes de différents rapports eau / liant et de différentes compositions sont utilisées dans nos bétons de granulats légers. La pâte de ciment PO des bétons BMO ne contient que du ciment et a un rapport E/C de 0,45. Le liant des bétons BMHP possède un rapport E/L de 0,33 et comporte 10% de fumée de silice. La Figure IV-5 illustre la variation de la résistance des bétons légers lors d'un passage de la matrice MO à la matrice MHP.



**Figure IV-5 : Evolution de la résistance en compression des bétons en fonction du dosage en liant et du rapport eau / liant**

Logiquement, l'utilisation d'une matrice plus performante conduit à des bétons ayant une résistance en compression plus élevée. Une augmentation de 12% du dosage en ciment, équivalent à une diminution de 20% du rapport E/L, conduit à des gains très variables de 4-41% sur les résistances en compression. Bien que les granulats légers soient les composants de résistances les plus faibles des bétons de granulats légers où vont donc s'initier les premières fissures puis la rupture (cf. §I-6.1), la résistance de la pâte de ciment a une influence sur la résistance en compression des bétons légers. Les modifications de la composition de la pâte de ciment changent le mécanisme d'adhérence entre les granulats et la pâte au travers de la zone de transition. Une matrice plus performante assure donc une

meilleure résistance de l'interface. De plus, une fois la rupture des granulats entamée, la matrice plus résistante peut supporter une contrainte plus importante. La compacité plus élevée de la matrice HP entraîne une augmentation de masse volumique. Si l'on rapporte le gain de résistance à l'augmentation de masse volumique, il ressort un gain moyen de résistance de 1,3 à 9,5 MPa par  $100 \text{ kg/m}^3$  d'augmentation de masse volumique. Ces valeurs sont un peu plus dispersées que les gains de résistance obtenus suite au remplacement du sable léger par du sable silico-calcaire (de 1,2 à 6,6 MPa par  $100 \text{ kg/m}^3$ ).

Le béton de ponce 680P à 0% de sable léger montre un gain de performance étonnamment élevé. La dispersion des mesures et l'hétérogénéité des gravillons de ponce 680P pourraient en être l'origine (cf. §IV-1.2). Les autres bétons sans sable léger ont une augmentation comparable de résistance comprise entre 3,9 à 5,1 MPa. Pour les bétons à 100% de sable léger, on distingue deux groupes : les bétons de schiste 520S et de ponce 680P qui ne présentent qu'un gain léger de résistance en compression tandis que l'augmentation de résistance des bétons d'argile expansée est plus importante. L'augmentation plus significative de la résistance des bétons contenant du sable d'argile pourrait être liée à sa composition chimique. La fumée de silice dans le liant hautes performances entrainerait une réaction pouzzolanique avec l'un des composants présents dans les sables d'argile expansée créant des hydrates supplémentaires. L'éventualité d'une telle réaction a été discutée dans le paragraphe IV-1.2.

## 2. Module d'élasticité dynamique des bétons légers

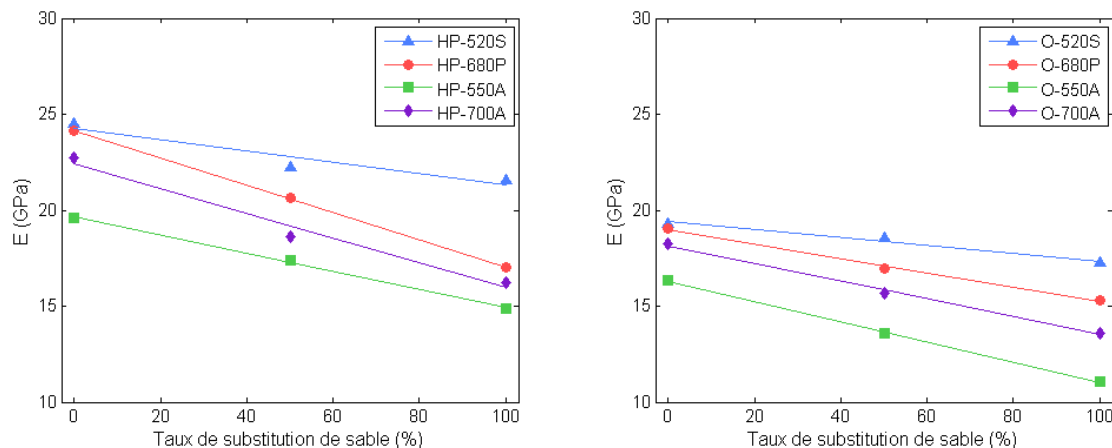
Le module d'élasticité est une des propriétés mécaniques les plus importantes du béton. Cette caractéristique est fortement liée à la masse volumique du béton. Les résultats dans ce paragraphe mettent en évidence l'influence de la substitution du sable alluvionnaire par du sable léger sur le module d'élasticité du béton. L'impact des autres facteurs comme le type de granulats et la composition de la pâte de ciment est aussi étudié.

### 2.1. Influence de la proportion de sable léger

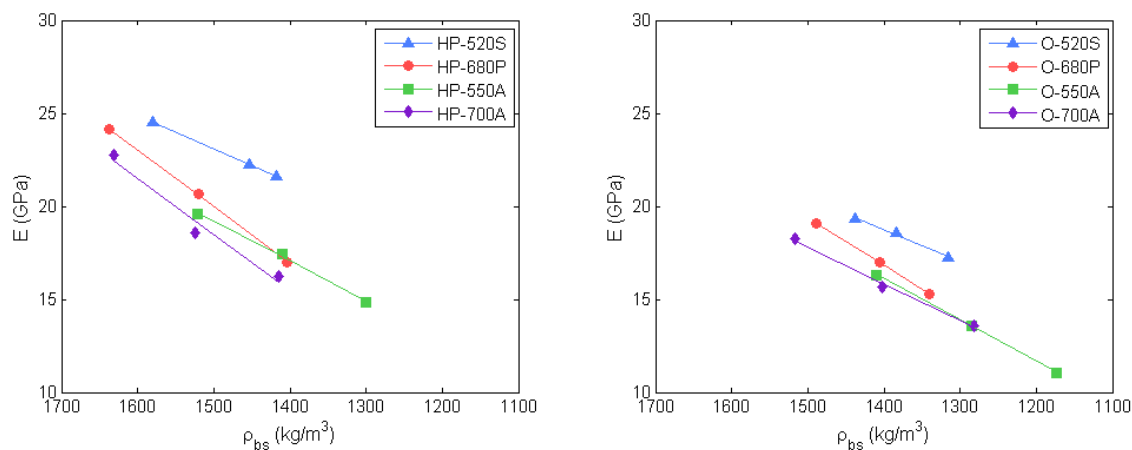
Les Figure IV-6 et Figure IV-7 présentent l'évolution du module d'élasticité dynamique des bétons avec leur masse volumique ou avec les taux de substitution du sable pour les bétons à matrice hautes performances et à matrice ordinaire. Trois mesures sont effectuées pour chaque essai pour assurer la représentativité du résultat. Les trois points de chaque courbe correspondent aux taux de remplacement de sable léger de 0, 50 et 100%. Seule la valeur moyenne est présentée dans les graphiques. Comme la résistance en compression, le module d'élasticité dynamique diminue quasi-linéairement avec l'augmentation du taux de substitution du sable et la masse volumique des bétons. Les granulats légers plus poreux possèdent par conséquent un module d'élasticité inférieur à celui des granulats normaux.

La Figure IV-6 montre une perte de module de 10-32% avec le remplacement total du sable normal par du sable léger. L'amplitude de cette diminution est similaire à celle précédemment notée pour la résistance en compression comprise entre 6 et 32%. Pour une substitution totale du sable silico-calcaire par du sable léger, les modules d'élasticité dynamiques varient respectivement de 15 à 22 GPa et de 11 à 19 GPa pour les bétons BMHP et BMO. Les modules statiques ayant aussi été mesurés sur les séries BMHP, on a pu relever un écart de 1,3 à 2,7 GPa (de 8 à 14%) des modules dynamiques par rapport aux modules

statiques en faveur de ces derniers. Les faibles modules d'élasticité des bétons de granulats légers ont été confirmés par d'autres auteurs ([KE09], [SAH03], [CAV03], [SIB12]).



**Figure IV-6 : Evolution du module d'élasticité dynamique des bétons de matrice hautes performances (a) et des bétons de matrice ordinaire (b) en fonction de la fraction volumique des sables légers**



**Figure IV-7 : Evolution du module d'élasticité dynamique des bétons de matrice hautes performances (a) et des bétons de matrice ordinaire (b) en fonction de la masse volumique des bétons séchés en étuve**

Le module d'un béton ordinaire composé de granulats silico-calcaires formulé en proportions identiques étant de 32,7 GPa, on peut estimer que les modules des bétons de granulats légers varient entre 1/3 et 2/3 du module d'un béton de granulat silico-calcaire. La diminution du module est de 2,3 à 2,8 GPa par 100 kg/m<sup>3</sup> de baisse de masse volumique lors d'un remplacement des gravillons classiques par des gravillons légers. Lors de la substitution du sable alluvionnaire par du sable léger, la diminution du module est légèrement inférieure variant entre 1,7 et 2,6 GPa par 100 kg/m<sup>3</sup> pour les bétons BMO et entre 1,8 et 3 GPa par 100 kg/m<sup>3</sup> pour les bétons BMHP. Contrairement à ce que l'on a observé pour la résistance en compression, la substitution du sable silico-calcaire par du sable léger n'induit pas de plus fortes diminutions de module que la substitution du gravillon ordinaire par des gravillons légers à gain de masse volumique comparable.

## 2.2. Influence de la nature des granulats

Nous nous intéressons tout d'abord à l'influence de la nature des gravillons sur le module d'Young des bétons en ne considérant que les formulations sans sable léger (Figure IV-8 et Figure IV-9). Dans un deuxième temps, les différences observées suite à la substitution du sable silico-calcaire par trois natures différentes de sable léger sont analysées (Figure IV-10). L'influence du type de gravillon est présentée par la relation entre le module d'élasticité et la masse volumique réelle des granulats (Figure IV-8). Les courbes de tendance tracées montrent une évolution similaire entre les différents granulats quelle que soit la matrice. La Figure IV-8 montre aussi que l'utilisation des granulats légers de masses volumiques similaires peut donner des bétons de modules d'élasticité variables. Les bétons de granulat d'argile 550A ont un module d'élasticité plus faible que les bétons de granulat de schiste 520S même si la masse volumique réelle du granulat 550A est supérieure à celle du granulat 520S. Le même phénomène est observé pour les granulats 700A et 680P. Ainsi, le granulat le plus léger 520S permet d'obtenir des bétons de meilleurs modules d'élasticité.

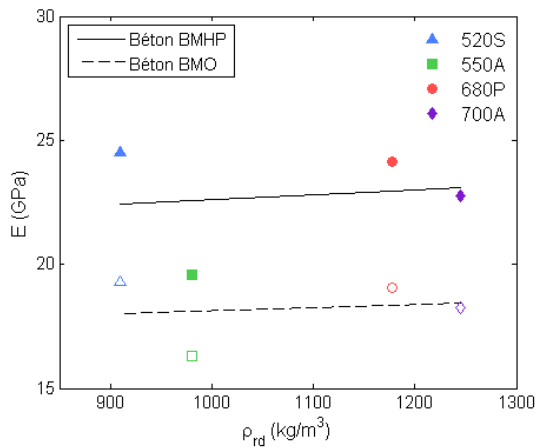


Figure IV-8 : Evolution du rapport du module d'élasticité sur la densité des bétons avec 100% de sable silico-calcaire en fonction de la masse volumique réelle des gravillons légers

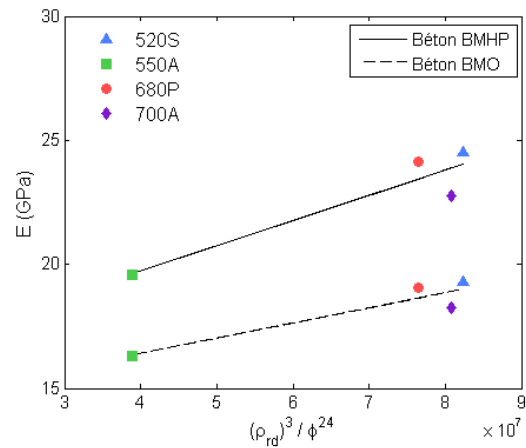


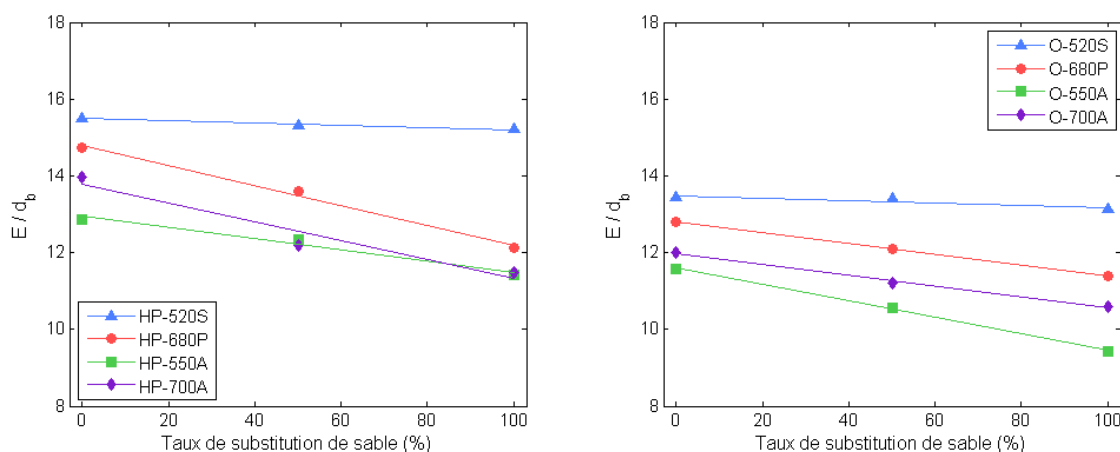
Figure IV-9 : Influence du rapport masse volumique sur porosité des granulats sur le module d'élasticité dynamique des bétons légers

Ces résultats confirment ce qui avait été mis en évidence par des études précédentes [KE08]. La plus petite dimension des pores des granulats de schiste et de ponce ainsi que la coque plus dense du granulat de schiste 520S pourraient expliquer leur plus forte rigidité pour un même volume global de vides (cf. §II-1.4.4). Dans une autre étude, [WEN04] avait montré une décroissance du module d'élasticité des mousses de magnésium avec l'augmentation de la taille des pores à porosité identique. Plusieurs auteurs ont en effet montré l'influence prépondérante de la porosité accessible à l'eau  $\phi^{24}$  à 24h d'immersion sur le module d'élasticité par rapport à la porosité totale [KE08], [DOR02]. L'influence de cette porosité des gravillons légers sur le module d'élasticité  $E$  des bétons s'exprime [KE08] :

$$E = f\left(\frac{\rho_{rd}^3}{\phi^{24}}\right) \quad (IV-1)$$

où  $E$  est supposée une fonction  $f$  de la masse volumique réelle  $\rho_{rd}$  et de la porosité accessible à l'eau à 24h d'immersion  $\phi^{24}$  des gravillons légers. En première approximation, l'impact de

la masse volumique sur la propriété mécanique du béton est pris en compte avec une puissance de 3. La Figure IV-9 montre la meilleure corrélation entre le module d'élasticité des bétons et la masse volumique des granulats légers lorsque l'influence de la porosité accessible à l'eau est prise en compte. La rigidité des bétons légers diminue avec l'augmentation de la porosité accessible à l'eau. A masse volumique de grain équivalente, le module d'élasticité des bétons est plus élevé avec un granulat peu absorbant. Le module d'élasticité dépend non seulement de la masse volumique des grains mais aussi de la taille des pores et de la distribution de sa porosité (coque périphérique). Ces paramètres sont implicitement compris dans la valeur de la porosité accessible à l'eau (cf. §II-1.4.4).



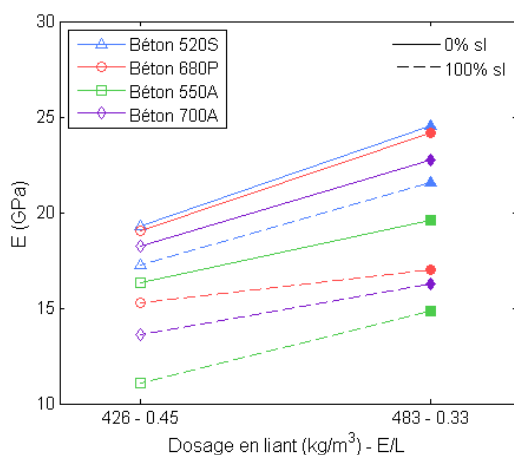
**Figure IV-10 : Evolution du rapport module d'élasticité / densité des bétons de matrice hautes performances (a) et des bétons de matrice ordinaire (b) en fonction du taux de substitution du sable**

L'influence de la nature des sables légers est présentée par l'évolution du rapport module d'élasticité / densité du béton en fonction du taux de substitution du sable (Figure IV-10). Pour une même masse volumique de béton, on peut obtenir des bétons de différents modules d'élasticité dépendant de la proportion des granulats et du type de granulat. Le rapport rigidité sur densité diminue lors de l'augmentation du taux de substitution de sable. Cela est dû au faible module d'élasticité (porosité élevée) des sables légers par rapport au sable silico-calcaire. La plus faible diminution du module avec le remplacement du sable est notée pour les bétons composés de granulats de schiste. Le sable de schiste a en effet une masse volumique plus élevée que les autres sables légers. Les mesures ont montré que le mortier de schiste MHP-S100 a un module d'élasticité proche de celui du mortier silico-calcaire MHP-SC. La substitution de sable silico-calcaire par ce sable léger a donc peu d'impact sur le module d'élasticité des bétons obtenus. Les pertes de module d'élasticité sont similaires pour les autres bétons de granulats d'argile et de ponce, ce qui est cohérent au vu des masses volumiques et porosités accessibles à l'eau voisines des sables de ponce 800P et d'argile 650A (cf. §II-1.4.3 et II-1.4.4).

Si l'on considère une même nature de granulat (argile), on observe qu'à masses volumiques voisines, les modules d'élasticité des bétons O-700A 50% et O-550A 0% sont quasiment identiques (Figure IV-7). Ceci diffère de ce qui avait été noté pour la résistance en compression (Figure IV-2). Le module d'élasticité du béton est autant influencé par les caractéristiques du gravillon que par celles du sable.

### 2.3. Influence de la composition du liant

L'influence du dosage en ciment et du rapport E/L sur le module d'élasticité des bétons légers est présentée sur la Figure IV-11. Comparativement à la résistance en compression, l'influence des propriétés de la matrice cimentaire sur le module d'élasticité est plus homogène entre les différentes formulations.



**Figure IV-11 : Evolution du module d'élasticité des bétons en fonction du dosage en liant et du rapport eau / liant dans la matrice de mortier**

Le passage de la matrice MO à la matrice MHP conduit à une augmentation du module des bétons de granulats légers de 2,7-5,2 GPa (correspondant à une augmentation relative de 20-34%) sauf pour le béton de granulat 680P à 100% de sable léger dont l'augmentation du module est plus faible, 1,7 GPa (11%). Une compacité plus élevée de la pâte et l'ajout de fumée de silice permet d'augmenter le module d'élasticité des bétons. La faible différence du module d'élasticité entre les bétons à matrices hautes performances et ordinaire composés de gravillons 680P-100% s'explique par la masse volumique élevée de ce béton. Sa masse volumique est supérieure de  $100 \text{ kg/m}^3$  à sa valeur théorique (cf. §II-3.1).

La modification de la pâte cimentaire contribue conjointement à l'augmentation de la masse volumique. En comparant les gains de module rapportés à l'augmentation de densité, il apparaît que le module élasticité augmente de 2 à 4,2 GPa par  $100 \text{ kg/m}^3$  d'augmentation de masse volumique. Ce taux d'augmentation est plus élevé que celui induit par la substitution du sable léger par du sable silico-calcaire. Celle-ci permet d'augmenter le module de 1,7 et 3 GPa par  $100 \text{ kg/m}^3$  de masse volumique de béton en plus. Rapporté à l'augmentation de masse volumique, les bétons de schiste 520S présentent la plus faible augmentation de rigidité (1,7 à 1,8 GPa par  $100 \text{ kg/m}^3$ ) suite à l'utilisation d'une matrice hautes performances. La plus forte augmentation de rigidité (2,6 à 3 GPa par  $100 \text{ kg/m}^3$ ) est notée pour les bétons de ponce 680P.

La substitution du sable alluvionnaire par du sable léger afin d'introduire un volume d'air supplémentaire et diminuer ainsi la conductivité entraîne une diminution des caractéristiques mécaniques. Les bétons obtenus restent toutefois utilisables comme bétons de structure. Ils ont une résistance en compression variant de 22 à 50 MPa avec un module d'élasticité compris entre 11 et 25 GPa. Les résultats de cette étude ont pu mettre en avant la part des différents paramètres de formulation sur les performances mécaniques des bétons

formulés. Une même masse volumique de béton peut conduire à des propriétés mécaniques très variables en fonction des combinaisons de granulats et du dosage en liant choisis. Outre le volume total des vides, la taille et la répartition spatiale de ceux-ci, des interactions physico-chimiques entre les granulats et la pâte influent en effet sur le comportement mécanique des bétons légers. L'optimisation des formulations de bétons vis-à-vis du meilleur couple performances thermiques-performances mécaniques s'appuie sur la compréhension des relations entre les différents paramètres de formulation, les caractéristiques physico-chimiques des granulats et les performances mécaniques des bétons obtenus. Des recommandations sur le choix des formulations en fonction de la conductivité ou la résistance souhaitée feront l'objet du paragraphe suivant.

### 3. Optimisation des comportements mécanique et thermique des bétons légers

Le remplacement du sable alluvionnaire par du sable léger diminue la masse volumique du béton (cf. §II-3.1). Les performances mécaniques diminuent également (cf. §IV-1.1 et §IV-2.1) tandis que les performances thermiques, elles, sont améliorées (cf. §III-1.1). Les résultats précédents nous ont également montré qu'en faisant varier la nature des granulats légers, le taux de substitution en sable léger et le dosage en ciment, on pouvait, à masse volumique de béton constante, obtenir des performances thermiques ou mécaniques plus ou moins intéressantes. Le seul critère de la masse volumique n'est donc pas suffisant pour pouvoir formuler des bétons avec les meilleurs rapports résistance / conductivité et rigidité / conductivité des bétons de granulats légers. En se basant sur les résultats expérimentaux obtenus, nous proposons quelques éléments de formulation permettant d'obtenir les meilleures caractéristiques mécaniques en fonction de la plage de conductivité souhaitée ou les meilleures caractéristiques thermiques en fonction de la classe de résistance imposée. Ces éléments concernent seulement les granulats testés dans cette étude. Les études présentées aux paragraphes III-1.2 et IV-1.2 sur l'influence des différentes caractéristiques des granulats légers (minéralogie, chimie, distribution et taille des pores) sur les propriétés thermiques et mécaniques des bétons peuvent permettre d'étendre ces conclusions à d'autres granulats.

La Figure IV-12 montre les relations entre la résistance en compression et la conductivité thermique des bétons de granulats légers. Les trois points de chacune des courbes correspondent aux trois pourcentages de substitution volumique en sable léger (0%, 50% et 100%). Lorsque la fraction volumique de sable léger augmente la conductivité et la résistance diminuent conjointement. Cette évolution semble linéaire ce qui peut permettre par interpolation de déterminer le pourcentage de sable léger en fonction de la résistance et la conductivité choisie. Pour une diminution de 0,1 W/mK de la conductivité thermique, on observe une perte de 1 à 6 MPa environ de la résistance en compression. L'utilisation d'une matrice HP (faible E/C et ajout de fumée de silice) n'augmente que très peu les conductivités thermiques (augmentation de 0 à 0,05 W/mK, soit de 0 à 8,5% par rapport à la valeur des bétons BMO) mais influence très favorablement les résistances des bétons (augmentation de 1,5 à 14 MPa, soit de 4 à 40% de la résistance en compression).

Malgré leur faible masse volumique, les bétons composés de granulats de schiste 520S ont une conductivité qui reste au dessus de 0,55 W/mK quelle que soit leur formulation. Ceci n'est pas lié au volume total des pores des grains qui est au moins aussi important que celui des autres types de granulats mais à la répartition spatiale de leur porosité et à la taille des pores (cf. §III-1.2).

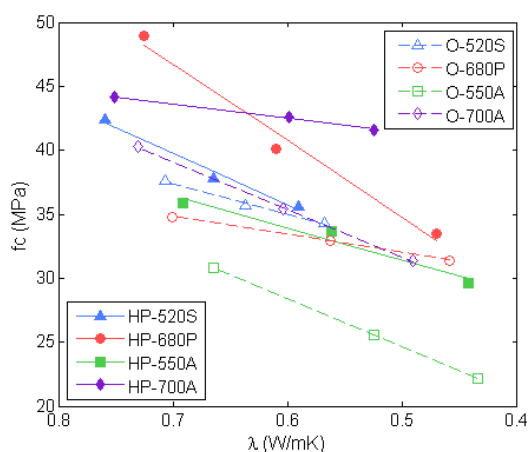


Les courbes présentées sur la Figure IV-12 permettent de déterminer les formulations optimales vis-à-vis de la résistance selon la plage de conductivité visée. *Entre 0,4 et 0,5 W/mK*, ce sont les bétons de granulats de ponce qui présentent la meilleure résistance. Les phases minérales amorphes qui composent la pierre ponce lui procurent une conductivité plus faible pour un même volume de pores. Seules les substitutions de sable silico-calcaire par du sable léger supérieures à 50 % permettent d'atteindre cette gamme de conductivité.

Pour une conductivité thermique du béton comprise *entre 0,5 et 0,6 W/mK* la formulation HP des bétons d'argile 700 A permet d'obtenir une très bonne résistance en compression, comprise entre 40 et 45 MPa. L'utilisation d'une matrice HP est particulièrement favorable aux formulations contenant du sable léger d'argile. Les hypothèses avancées sont exposées au paragraphe IV-1.2. La plupart des autres formulations permettant d'obtenir ces valeurs de conductivité ont une résistance d'environ 35 MPa. On relèvera cependant la plus faible résistance des bétons à matrice ordinaire des granulats d'argile 550A variant entre 25 et 30 MPa. Dans cette plage de conductivité, des pourcentages de substitution en sable léger de 50 à 100 % permettent de moduler les rapports  $f_c/\lambda$ .

*Entre 0,6 et 0,7 W/mK* les résistances varient beaucoup en fonction de la nature des granulats et des pourcentages de substitution de sable silico-calcaire par du sable léger. Seules les formulations HP de granulats de ponce 680P et d'argile 700A permettent d'obtenir des résistances supérieures à 40 MPa. Hormis les bétons 550A à matrice ordinaire, les autres formulations présentent une résistance comprise entre 30 et 35 MPa. Les taux de substitution diffèrent selon le granulat et la matrice cimentaire entre 0 et 100%.

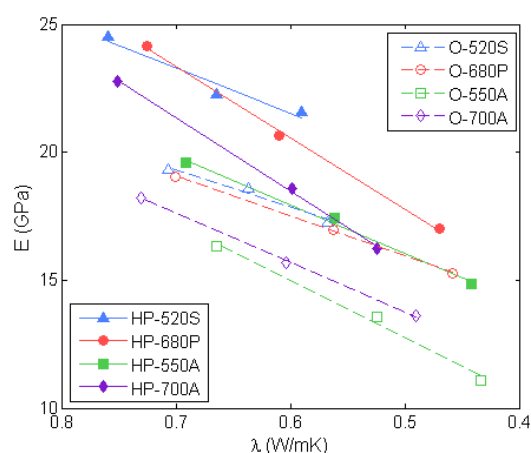
*Entre 0,7 et 0,8 W/mK*, pratiquement aucune substitution de sable silico-calcaire par du sable léger n'est nécessaire. Les résistances sont liées au rapport E/C et à la nature des gravillons légers.



**Figure IV-12 : Relation entre la résistance en compression et la conductivité thermique des bétons**

La Figure IV-13 montre également que le module d'élasticité et la conductivité thermique diminuent conjointement avec le taux de substitution de sable. Cette évolution est aussi quasiment linéaire. Le taux de diminution du module d'élasticité en fonction de la conductivité thermique varie moins d'une formulation à l'autre que pour les résistances en compression. Pour une diminution de 0,1 W/mK de la conductivité thermique, on observe une perte de 1,5 à 2,8 GPa environ du module d'élasticité. Pour des conductivités thermiques

comprises entre 0,4 et 0,6 W/mK les formulations de granulats de ponce 680P permettent d'obtenir les meilleures rigidités, 15 à 17 GPa en matrice ordinaire et 17 à 20 GPa en matrice hautes performances. Au-delà de 0,6 W/mK, les formulations avec les granulats de schiste 520S et de granulats de ponce 680P aboutissent à des bétons de rigidités comparables, avec des dosages en sable léger différents. Les performances à la rupture et le comportement élastique observés sur les bétons de granulats 520S et 700A ne se corrèlent pas. Les bétons d'argile 700A possèdent un module d'Young faible comparativement à leur bonne résistance en compression. C'est l'inverse pour les bétons de granulats 520S. Le remplacement de la matrice hautes performances par la matrice ordinaire diminue légèrement la conductivité thermique (diminution de 0 à 0,05 W/mK, soit de 0 à 8% par rapport à la valeur des bétons BMHP) mais diminue significativement la rigidité des bétons de granulats légers (diminution de 1,7 à 5,2 GPa, soit de 10 à 28% du module d'élasticité). Pour une valeur donnée de la conductivité thermique, les bétons de schiste et de ponce ont des modules d'élasticité similaires qui sont plus élevés que ceux des bétons d'argile quelle que soit la plage de conductivité thermique considérée.



**Figure IV-13 : Relation entre le module d'élasticité et la conductivité thermique des bétons**

Les données expérimentales ont permis d'améliorer la compréhension des comportements mécaniques et thermiques des bétons de granulats légers en fonction de leurs formulations. Les performances mécaniques et thermiques des bétons de granulats légers dépendent considérablement de la nature des granulats, de leur fraction volumique dans le béton et de leur composition minéralogique. La résistance en compression et le module d'élasticité des bétons de granulats légers sont plus faibles que ceux du béton de granulat normal, mais encore largement suffisants pour un usage structurel. Le remplacement de la matrice ordinaire par une matrice hautes performances ne conduit pas à une augmentation importante de la conductivité thermique (0,05 W/m°K au maximum) mais augmente significativement les performances mécaniques et les rapports résistance / conductivité et rigidité / conductivité.

Dans la suite de ce chapitre, les résultats expérimentaux des propriétés mécaniques fournissent une base de données pour la modélisation du comportement mécanique des bétons de granulats légers par les techniques d'homogénéisations.

## 4. Homogénéisation du comportement mécanique

Le processus d'homogénéisation en mécanique est basé sur la méthode multi-échelles comme le cas du comportement thermique. L'échelle macroscopique est celle de la structure tandis que l'échelle microscopique correspond à celle des constituants. Les modèles classiques utilisés dans ce travail sont basés sur le schéma du VER constitué d'une inclusion finie noyée dans une matrice infinie. L'interaction entre les deux domaines est calculée à l'échelle microscopique. Les conditions aux limites sont appliquées à l'échelle macroscopique. Ce schéma de VER correspond au problème d'inclusion d'Eshelby [ESH57] qui fournit le concept de base des tenseurs de localisation, conduisant à la détermination du comportement équivalent.

### 4.1. Problème de l'inclusion d'Eshelby

Le détail de la méthode de l'inclusion équivalente d'Eshelby peut être consulté dans [MUR87], [ABO91] et [BOR01]. Considérons une matrice homogène infinie de tenseur élastique  $\mathbb{C}_0$  contenant un domaine  $\Omega$  soumis à une déformation propre  $\boldsymbol{\varepsilon}^*$ . La matrice entourant le domaine  $\Omega$  empêche sa déformation libre et entraîne une contrainte interne  $\boldsymbol{\sigma}$  dans  $\Omega$ . La déformation finale du domaine  $\Omega$  devient  $\boldsymbol{\varepsilon}$ . Si la déformation propre  $\boldsymbol{\varepsilon}^*$  est uniforme, Eshelby a montré que la déformation  $\boldsymbol{\varepsilon}$  est également homogène et liée à la déformation propre  $\boldsymbol{\varepsilon}^*$  par la relation :

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbb{S}_E : \boldsymbol{\varepsilon}^* \quad (\text{IV-2})$$

où  $\mathbb{S}_E$  est un tenseur du quatrième ordre associé à la phase matricielle, appelé le tenseur d'Eshelby. La contrainte interne est liée à la déformation élastique par la loi de Hooke :

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbb{C}_0 : (\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^*) \quad (\text{IV-3})$$

Si le matériau est soumis à un déplacement macroscopique  $u = \bar{E}x$  imposé à l'infini, l'inclusion est alors soumise à deux déformations : l'une  $\bar{E}$  à cause du déplacement imposé et l'autre  $\boldsymbol{\varepsilon}$  liée à la présence la matrice. La contrainte dans  $\Omega$  devient :

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbb{C}_0 : (\bar{E} + \boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^*) \quad (\text{IV-4})$$

Supposons maintenant que le domaine  $\Omega$  soit remplacé par une inclusion ellipsoïdale, sans déformation propre et de tenseur d'élasticité  $\mathbb{C}_1$ . Suivant le principe de l'inclusion équivalente d'Eshelby [ESH57], la contrainte dans l'inclusion équivalente est égale à celle du domaine  $\Omega$  dans le matériau initial, soit :

$$\mathbb{C}_1 : (\bar{E} + \boldsymbol{\varepsilon}) = \mathbb{C}_0 : (\bar{E} + \boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^*) \quad (\text{IV-5})$$

Comme le déplacement imposé  $\bar{E}$  et la déformation finale de  $\boldsymbol{\varepsilon}$  sont homogènes, la moyenne volumique des déformations dans l'inclusion est calculée par :

$$\langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_1 = \bar{E} + \boldsymbol{\varepsilon} = \bar{E} + \mathbb{S}_E : \boldsymbol{\varepsilon}^* \quad (\text{IV-6})$$

Le tenseur de localisation, noté  $A_j$ , qui permet de relier la déformation moyenne locale  $\langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_j$  de chaque phase  $j$  à la déformation macroscopique imposée  $\bar{E}$  :

$$\langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_j = \mathbb{A}_j \bar{\mathbf{E}} \quad (\text{IV-7})$$

En utilisant (IV-6) dans (IV-5), on peut déterminer l'expression du tenseur de localisation  $\mathbb{A}_1$  dans l'inclusion équivalente. Il est fonction des tenseurs d'élasticité des constituants et du tenseur d'Eshelby :

$$\mathbb{A}_1 = [\mathbb{I} + \mathbb{S}_E : (\mathbb{C}_0)^{-1} : (\mathbb{C}_1 - \mathbb{C}_0)]^{-1} \quad (\text{IV-8})$$

Dans le cas d'une inclusion sphérique et de phases isotropes, la matrice de rigidité et le tenseur d'Eshelby de la phase  $j$  (inclusion ou matrice) peuvent être décomposés en deux parties sphérique et déviatorique [Hill 65] :

$$(a) \quad \mathbb{C}_j = 3\kappa_j \mathbb{J} + 2\mu_j \mathbb{K} \quad (\text{IV-9})$$

$$(b) \quad \mathbb{S}_E = a_E \mathbb{J} + b_E \mathbb{K}$$

avec

$$a_E = \frac{1+\nu_0}{3(1-\nu_0)} = \frac{3\kappa_0}{3\kappa_0+4\mu_0} \quad b_E = \frac{2(4-5\nu_0)}{15(1-\nu_0)} = \frac{6(\kappa_0+2\mu_0)}{5(3\kappa_0+4\mu_0)}$$

$$\mathbb{J}_{pqrs} = \frac{1}{3} \delta_{pq} \delta_{rs} \quad \mathbb{K}_{pqrs} = \frac{1}{2} \delta_{pr} \delta_{qs} + \frac{1}{2} \delta_{ps} \delta_{qr} - \frac{1}{3} \delta_{pq} \delta_{rs}$$

où  $\kappa_j$  et  $\mu_j$  sont les modules de compressibilité et de cisaillement de la phase  $j$ ,  $\nu_0$  est le coefficient de Poisson de la phase matricielle.  $\mathbb{J}$  et  $\mathbb{K}$ , exprimés en fonction des symboles de Kronecker ( $\delta_{pq}$ ), sont les tenseurs permettant d'extraire la partie sphérique et la partie déviatorique d'un tenseur symétrique de 4<sup>e</sup> ordre.

## 4.2. Comportement équivalent d'un matériau multi-phases polydisperses

Le comportement équivalent est recherché à travers un tenseur reliant les moyennes des contraintes et des déformations sur le VER :

$$\langle \boldsymbol{\sigma} \rangle = \mathbb{C}^* : \langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle \quad \text{ou} \quad \langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle = \mathbb{S}^* : \langle \boldsymbol{\sigma} \rangle \quad (\text{IV-10})$$

où  $\mathbb{C}^*$  présente le tenseur des rigidités équivalentes et  $\mathbb{S}^*$  le tenseur des souplesses équivalentes.

Dans une approche en déformation, le matériau hétérogène est supposé soumis à une déformation macroscopique uniforme  $\bar{\mathbf{E}}$  imposée à l'infini au bord du VER. Le comportement effectif est défini comme la relation entre la moyenne des contraintes microscopiques et la moyenne des déformations microscopiques (IV-10). Cette dernière est, selon la théorie de la moyenne volumique, égale au tenseur des déformations macroscopiques imposées  $\bar{\mathbf{E}}$ , ce qui conduit à :

$$\langle \boldsymbol{\sigma} \rangle = \mathbb{C}^* : \bar{\mathbf{E}} \quad (\text{IV-11})$$

Pour un matériau de  $n + 1$  phases homogènes et isotropes de proportion volumique représentative  $c_j$ , la moyenne volumique des contraintes et des déformations est exprimée par :

$$(a) \quad \langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle = \frac{1}{|V|} \int_V \boldsymbol{\varepsilon} dV = \sum_{j=0}^n c_j \langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_j \quad (IV-12)$$

$$(b) \quad \langle \boldsymbol{\sigma} \rangle = \frac{1}{|V|} \int_V \boldsymbol{\sigma} dV = \sum_{j=0}^n c_j \langle \boldsymbol{\sigma} \rangle_j$$

où  $\langle . \rangle_j$  désigne la moyenne sur le volume occupé par la phase  $j$ . Les moyennes des contraintes et des déformations de chaque phase  $j$  sont aussi reliées par le tenseur de rigidité de la phase :

$$\langle \boldsymbol{\sigma} \rangle_j = \mathbb{C}_j : \langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_j \quad (IV-13)$$

La relation (IV-12) peut s'écrire :

$$\langle \boldsymbol{\sigma} \rangle = \sum_{j=0}^n c_j \mathbb{C}_j : \langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_j \quad (IV-14)$$

où la moyenne des déformations dans chaque phase  $j$  peut être exprimée en fonction du tenseur de déformation macroscopique imposée en utilisant les tenseurs de localisation  $\mathbb{A}_j$  :

$$\langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_j = \mathbb{A}_j : \langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle = \mathbb{A}_j : \bar{\mathbf{E}} \quad (IV-15)$$

Les équations (IV-11), (IV-14) et (IV-15) conduisent à l'expression recherchée du tenseur  $\mathbb{C}^*$  des rigidités équivalentes :

$$\mathbb{C}^* = \sum_{j=0}^n c_j \mathbb{C}_j : \mathbb{A}_j \quad (IV-16)$$

Exploitant la relation entre les tenseurs de localisation à partir de (IV-12) et (IV-15), nous avons :

$$\sum_{j=0}^n c_j \mathbb{A}_j = \mathbb{I} \quad (IV-17)$$

Ce qui donne une autre expression de comportement effectif :

$$\mathbb{C}^* = \mathbb{C}_0 + \sum_{j=1}^n c_j (\mathbb{C}_j - \mathbb{C}_0) : \mathbb{A}_j \quad (IV-18)$$

Pour un matériau multi-phases de constituants isotropes avec des inclusions sphériques, le comportement du matériau (IV-18) peut être divisé en une partie sphérique et une partie déviatorique faisant apparaître les grandeurs élastiques de (IV-9). Ce cas particulier permet d'explicitier les modules effectifs de compressibilité et de cisaillement :

$$(a) \quad \kappa^* = \kappa_0 + \sum_{j=1}^n c_j (\kappa_j - \kappa_0) A_j^\kappa \quad (IV-19)$$

$$(b) \quad \mu^* = \mu_0 + \sum_{j=1}^n c_j (\mu_j - \mu_0) A_j^\mu$$

où  $A_j^\kappa$  et  $A_j^\mu$  deux coefficients issus des tenseurs de localisation  $A_j$  dans le cas des chargements macroscopiques sphérique et déviatorique.

La connaissance des coefficients de localisation permet l'estimation du comportement élastique effectif du matériau composite. Les comportements homogénéisés calculés par les différents modèles se distinguent par le choix du VER et la façon d'imposer le chargement macroscopique. Dans l'approche la plus simple, ils sont déterminés par la méthode de l'inclusion équivalente d'Eshelby, ce qui conduit au modèle de la distribution diluée en deux composants. Les autres modèles consistent à modifier le schéma du VER (auto-cohérent, auto-cohérent généralisé ou sphères composites), changer le chargement macroscopique (Mori-Tanaka) ou utiliser une procédure itérative (différentiel). Les modèles d'homogénéisation classiques à deux phases sont présentés dans l'annexe D. Ces modèles seront utilisés pour l'identification des propriétés mécaniques des granulats (module d'Young, résistance à rupture) par approche inverse. Dans la suite, la synthèse des modèles d'homogénéisation multi-phases est présentée. Ces modèles multi-phases seront implémentés pour modéliser les comportements mécaniques (élastique, à rupture) des bétons de granulats légers. Les simulations des propriétés élastiques seront aussi comparées aux prédictions issues d'une procédure d'homogénéisation en multi-étapes avec des modèles classiques biphasés.

#### 4.2.1. Modèle de Mori-Tanaka

Le travail de Mori et Tanaka [MOR73] consiste à calculer la moyenne des contraintes dans un matériau hétérogène contenant des inclusions soumises à une déformation propre. L'estimation des propriétés élastiques effectives par l'approche de Mori-Tanaka a été reformulée dans le travail de Benveniste [BEN87]. Le concept de la contrainte moyenne de Mori-Tanaka [MOR73] et le principe d'équivalence d'Eshelby [ESH57] sont appliqués afin d'établir un problème auxiliaire dans lequel une matrice, contenant une inclusion ellipsoïdale, est soumise à une déformation imposée égale à la moyenne des déformations  $\langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_0$  dans la phase matricielle du VER. Les moyennes des déformations dans l'inclusion et dans la matrice sont reliées par le tenseur de localisation du modèle de la distribution diluée :

$$\langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_j = \mathbb{T}_j : \langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_0 \quad (IV-20)$$

$$\text{où} \quad \mathbb{T}_j = [\mathbb{I} + \mathbb{S}_E : \mathbb{C}_0^{-1} : (\mathbb{C}_j - \mathbb{C}_0)]^{-1}$$

En développant (IV-14) avec (IV-12), on obtient :

$$\langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_j = A_j : \sum_{k=0}^n c_k \langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_k \quad (IV-21)$$

Compte tenu de l'approximation de Mori-Tanaka (IV-20), cette moyenne peut s'écrire :

$$\langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_j = \mathbb{A}_j : \left[ c_0 \mathbb{T}_0 + \sum_{k=1}^n c_k \mathbb{T}_k \right] : \langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_0 \quad (\text{IV-22})$$

La comparaison des deux expressions (IV-20) et (IV-22) permet d'obtenir l'expression du tenseur de localisation du modèle de Mori-Tanaka :

$$\mathbb{A}_j = \mathbb{T}_j : \left[ c_0 \mathbb{I} + \sum_{k=1}^n c_k \mathbb{T}_k \right]^{-1} \quad (\text{IV-23})$$

Dans le cas où les phases sont isotropes et les inclusions de forme sphérique, les coefficients de localisation sont donnés par :

$$(a) \quad A_j^\kappa = \frac{1}{1 - a_E + a_E \frac{\kappa_j}{\kappa_0}} \left[ c_0 + \sum_{k=1}^n c_k \frac{1}{1 - a_E + a_E \frac{\kappa_k}{\kappa_0}} \right]^{-1} \quad (\text{IV-24})$$

$$(b) \quad A_j^\mu = \frac{1}{1 - b_E + b_E \frac{\mu_j}{\mu_0}} \left[ c_0 + \sum_{k=1}^n c_k \frac{1}{1 - b_E + b_E \frac{\mu_k}{\mu_0}} \right]^{-1}$$

où  $a_E$  et  $b_E$  vérifient l'équation (IV-9).

#### 4.2.2. Modèle auto-cohérent généralisé

Le modèle auto-cohérent généralisé de Christensen et Lo [CHR79], appelé aussi modèle des milieux de trois phases, a été développé pour donner la résolution exacte du module de cisaillement effectif dans une cellule de trois phases concentriques sphériques, solution non disponible dans le modèle des sphères composites [HAS62-2]. Ce modèle a ensuite été repris par Siboni et Benveniste [SIB91], [BEN08] pour l'estimation des propriétés thermoélastiques de matériaux multi-phasiques. Schmitt et *al.* [SCH02] ont appliqué le modèle auto-cohérent généralisé initial mais avec une approche en multi-étapes pour le comportement de céramiques réfractaires sous choc thermique.

Le principe du modèle consiste à immerger une sphère composite constituée d'une inclusion entourée par une matrice dans le milieu équivalent recherché, supposé infini. La fraction volumique de l'inclusion  $j$  dans la sphère composite  $c_j'$  est déterminée en attribuant à la phase d'inclusion  $j$  une partie du volume de la matrice proportionnellement à la fraction volumique relative de la phase  $j$  vis-à-vis de la fraction volumique totale des phases inclusionnaires. Par définition, ce paramètre s'écrit :

$$c_j' = \frac{r_j^3}{r_{0j}^3} = \frac{V_j}{V_j + V_0 \frac{V_j}{V - V_0}} = \frac{V - V_0}{V} = c_T \quad (\text{IV-25})$$

où  $r_j$  et  $r_{0j}$  sont respectivement les rayons de l'inclusion et de la matrice dans la sphère composite,  $c_T$  est la fraction volumique totale des phases d'inclusion.

Pour chaque inclusion  $j$ , les deux coefficients de localisation  $A_j^{\kappa}$  et  $A_j^{\mu}$  sont déterminés par la solution des problèmes auxiliaires correspondant aux deux configurations de chargement élémentaire [SIB91], [BEN08] : un chargement de dilatation uniforme pour le calcul de  $A_j^{\kappa}$  et un chargement de glissement pour l'estimation de  $A_j^{\mu}$ . Les solutions des problèmes auxiliaires donnent les formules des coefficients  $A_j^{\kappa}$ ,  $A_j^{\mu}$  en fonction de  $\kappa^*$  et  $\mu^*$ . L'introduction des expressions de  $A_j^{\kappa}$  et  $A_j^{\mu}$  dans les lois de comportement (IV-19) fournit deux équations algébriques non linéaires couplées pour la détermination des modules équivalents  $\kappa^*$  et  $\mu^*$ . Dans le contexte multi-phases, la détermination de  $\kappa^*$  et  $\mu^*$  ne sont pas indépendantes l'une de l'autre comme dans le cas d'un système binaire : pour un matériau composite contenant  $n$  phases d'inclusions,  $n$  problèmes auxiliaires doivent être résolus pour chaque configuration de chargement élémentaire. Nous renvoyons à [SIB91] et [BEN08] pour le détail des problèmes auxiliaires et de leurs solutions.

### 4.2.3. Modèle différentiel

Pour la prédiction du comportement élastique, le modèle différentiel classique dans le cas d'un matériau de deux composants peut être consulté dans [MCL77], [NOR85], [GAR01] et [BER02]. Le schéma différentiel pour le comportement mécanique équivalent d'un matériau multi-phases disperses est présenté dans le travail de Phan-Thien et Pham [PHA97].

Considérons un matériau de  $n + 1$  phases contenant une matrice infinie et  $n$  phases distinctes d'inclusions. Dans cette approche incrémentale, à une itération intermédiaire, le tenseur de rigidité du matériau homogénéisé, de volume  $V$ , est noté  $\mathbb{C}^*$ . La fraction volumique cumulée de chaque phase d'inclusion  $j$  est notée  $f_j$  et la fraction volumique cumulée totale  $f$  des phases d'inclusions est définie par :

$$f = \sum_{j=1}^n f_j \quad (\text{IV-26})$$

A l'itération suivante, on ajoute dans le matériau homogénéisé un incrément volumique  $dV$  (de fraction volumique  $c = \frac{dV}{V+dV}$ ) contenant les  $n$  phases d'inclusion (de fraction volumique  $c_j$ ). La relation entre la fraction volumique ajoutée  $c_j$  (ou cumulée  $f_j$ ) pour la phase  $j$  et la fraction volumique ajoutée  $c$  (ou celle cumulée totale  $f$ ) pour toutes les phases est expliquée dans III-4.2.3. La fraction volumique incrémentale de chaque phase d'inclusion  $j$  ajoutée s'écrit :

$$c_j = \frac{f_j}{f} c \quad (\text{IV-27})$$

Le changement  $df$  dû à la fraction volumique cumulée totale des phases d'inclusions est donné par :

$$df = (1 - f)c \quad (\text{IV-28})$$



D'après la loi de comportement effectif (IV-18), le tenseur de rigidité du matériau homogénéisé à cette nouvelle étape peut s'écrire :

$$\mathbb{C}^* + d\mathbb{C}^* = \mathbb{C}^* + \sum_{j=1}^n c_j (\mathbb{C}_j - \mathbb{C}^*) \mathbb{A}_j \quad (\text{IV-29})$$

Si on suppose que chaque phase  $j$  d'inclusion ajoutée est isolée et voit le milieu homogénéisé à l'infini, l'analogie avec le schéma de la distribution diluée permet de déduire le tenseur de localisation de l'inclusion  $j$  :

$$\mathbb{A}_j = [\mathbb{I} + \mathbb{S}_E^* : (\mathbb{C}^*)^{-1} : (\mathbb{C}_j - \mathbb{C}^*)]^{-1} \quad (\text{IV-30})$$

où  $\mathbb{S}_E^*$  est le tenseur d'Eshelby associé au milieu équivalent. Pour des composants isotropes et des inclusions de forme sphérique, les tenseurs de rigidité  $\mathbb{C}_0$ ,  $\mathbb{C}_1$  et  $\mathbb{C}^*$  peuvent être exprimés en parties sphérique et déviatorique (IV-9). Le tenseur d'Eshelby  $\mathbb{S}_E^*$  est défini comme (IV-9) en remplaçant les termes de la matrice (indice 0) par les termes du milieu équivalent (indice \*). Les coefficients de localisation deviennent :

$$A_j^\kappa = \frac{1}{1 - a_E^* + a_E^* \frac{\kappa_j}{\kappa^*}} \quad (\text{IV-31})$$

$$A_j^\mu = \frac{1}{1 - b_E^* + b_E^* \frac{\mu_j}{\mu^*}}$$

avec 
$$a_E^* = \frac{1+\nu^*}{3(1-\nu^*)} = \frac{3\kappa^*}{3\kappa^*+4\mu^*} \quad b_E^* = \frac{2(4-5\nu^*)}{15(1-\nu^*)} = \frac{6(\kappa^*+2\mu^*)}{5(3\kappa^*+4\mu^*)}$$

D'après (IV-19), les modules équivalents vérifient :

$$\kappa^* + d\kappa^* = \kappa^* + \sum_{j=1}^n c_j (\kappa_j - \kappa^*) A_j^\kappa \quad (\text{IV-32})$$

$$\mu^* + d\mu^* = \mu^* + \sum_{j=1}^n c_j (\mu_j - \mu^*) A_j^\mu$$

Le remplacement des équations (IV-27), (IV-28) dans (IV-32) conduit aux expressions différentielles du module de compressibilité et du module de cisaillement qui peuvent être résolues numériquement avec la méthode d'Euler :

$$\frac{d\kappa^*}{df} = \sum_{j=1}^n \frac{f_j}{f(1-f)} (\kappa_j - \kappa^*) A_j^\kappa \quad (\text{IV-33})$$

$$\frac{d\mu^*}{df} = \sum_{j=1}^n \frac{f_j}{f(1-f)} (\mu_j - \mu^*) A_j^\mu$$

### 4.3. Contraintes microscopiques sous chargement de compression uniaxiale

Les modèles d'homogénéisation classiques à deux phases (annexes D) fournissent, outre une prédiction du comportement mécanique équivalent du matériau composite, une estimation des champs de contraintes et de déformations locales au sein de la microstructure. Les intensités des micro-contraintes permettent d'étudier des phénomènes de rupture dans chaque constituant ainsi que pour le matériau composite. La résistance en compression des éprouvettes cylindriques de bétons est mesurée expérimentalement sous le chargement macroscopique imposé de compression uniaxiale orienté suivant les génératrices des éprouvettes. Dans le repère cartésien, le tenseur des contraintes correspondant prend la forme :

$$\bar{\Sigma} = \beta \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{IV-34})$$

où  $\beta$  représente l'intensité du chargement macroscopique imposé. Le tenseur de déformation macroscopique associé est donné par la loi de Hooke :

$$\bar{\mathbf{E}} = \frac{\beta}{E} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & -\nu & 0 \\ 0 & 0 & -\nu \end{bmatrix} \quad (\text{IV-35})$$

Pour déterminer les contraintes microscopiques engendrées dans le béton, ce chargement est décomposé en trois chargements macroscopiques élémentaires : une dilatation et deux glissement dans les plans  $(\vec{e}_x, \vec{e}_y)$  et  $(\vec{e}_x, \vec{e}_z)$ .

$$\bar{\mathbf{E}} = \frac{\beta(1-2\nu)}{3E} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} + \frac{\beta(1+\nu)}{3E} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} + \frac{\beta(1+\nu)}{3E} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 \end{bmatrix} \quad (\text{IV-36})$$

Une approximation des micro-contraintes sous ces trois chargements élémentaires est proposée par l'approche de Mori-Tanaka (annexe E). Les champs locaux sont calculés dans les coordonnées sphériques locales. Les contraintes locales associées, résultant des comportements locaux de chaque phase, sont combinées dans le système global des coordonnées cartésiennes. Le détail du changement de bases est présenté dans [KE08], [KE14]. Les micro-contraintes sous chargement uniaxial sont représentées par six composantes indépendantes qui permettent de déduire, dans la matrice de mortier et dans le gravillon léger, le critère de Rankine adapté pour décrire les phénomènes de rupture d'un matériau fragile. Dans le cas d'un chargement de compression uniaxiale [KE08], parmi les

trois contraintes principales, deux valeurs sont infiniment petites par rapport à l'autre de telle sorte que le critère de Tresca et la contrainte équivalente de Von-Mises sont quasiment égales, dans les deux constituants, à la contrainte principale maximale qui peut être considérée comme le critère représentatif.

#### 4.4. Identification des propriétés mécaniques des granulats légers

La prédiction du comportement mécanique ( $E$  et  $f_c$  équivalents) des bétons de granulats légers nécessite de connaître les propriétés de leurs composants ainsi que leurs fractions volumiques respectives. Le module d'Young de la phase matricielle est mesuré sur le mortier (pour les bétons légers) et la pâte de ciment (pour les mortiers). Le module d'Young et la résistance à la rupture des inclusions (gravillon et sable), difficiles à mesurer en raison de la forme polyèdre et de la petite taille des granulats, sont identifiés par procédure inverse. Les paragraphes suivants exposent les méthodologies implémentées et les grandeurs physiques déterminées pour les granulats.

##### 4.4.1. Module d'élasticité

Dans certains travaux précédents [ACI03], [ARN86], [KE08], les auteurs ont utilisé une relation empirique, initialement proposée par la FIP (Fédération Internationale de la Précontrainte), le CEB (Comité Européen du Béton) et l'ACI (American Concrete Institute), pour estimer le module d'Young des granulats à partir de leur masse volumique :

$$E_g = 8000\rho_g^2 \quad (\text{IV-37})$$

L'analyse de Ke [KE08] a relevé des restrictions à cette méthode. La formule donne une valeur qui ne dépend que de la masse volumique du granulat et ne permet pas de distinguer la nature des granulats légers, leur taille et leurs différentes structures poreuses. Ke [KE08] a proposé de déterminer les modules d'élasticité des granulats légers avec une méthode inverse basée sur la distribution diluée itérée. Dans ses travaux, Schmitt [SCH02] a employé un schéma auto-cohérent généralisé pour remonter aux modules des constituants (alumine, mortier) de céramiques.

Dans la suite de ce travail, nous utilisons la procédure d'inversion présentée dans le paragraphe III-4.3.1 pour identifier les propriétés mécaniques des gravillons et des sables légers. Dans plusieurs études précédentes [MIL05, BAR07, KE08, KE10] sur le comportement équivalent des bétons, le coefficient de Poisson est fixé égal à 0,2 pour la matrice cimentaire, le granulat ainsi que le béton. L'étude de Ke [KE08] a montré que les coefficients de Poisson des constituants n'ont qu'une influence négligeable sur le module d'Young équivalent des matériaux hétérogènes. Les modules élastiques sont reliés au module d'Young et le coefficient de Poisson par :

$$\kappa = \frac{E}{3(1-2\nu)} \quad (\text{IV-38})$$

$$\mu = \frac{E}{2(1+\nu)}$$

Du fait de la relation linéaire entre  $\kappa$ ,  $\mu$  et  $E$  pour une valeur de  $\nu$  de 0,2, la procédure portera sur le module de compressibilité seul. Un algorithme d'inversion similaire à celui

présenté pour le problème thermique (Figure III-23) est implémenté à partir des techniques d'homogénéisation en deux composants. La procédure consiste à minimiser la variable  $X$  :

$$X = |\kappa^* - (\kappa_0 + c_1(\kappa_1 - \kappa_0)A_1^k)| < \varepsilon \quad (\text{IV-39})$$

où le coefficient de localisation  $A_1^k$ , calculé suivant (IV-8) ou (D-2), est la réduction en sphérique du tenseur de localisation  $\mathbb{A}_1$ . Le critère de convergence  $\varepsilon$  est fixé à  $10^{-6}$ . L'étude de sensibilité présentée au paragraphe III-4.3 a montré l'efficacité du modèle auto-cohérent pour l'identification des conductivités thermiques des granulats légers par procédure inverse. C'est également ce schéma qui est utilisé pour l'identification des propriétés mécaniques des granulats. Les modèles de Mori-Tanaka et auto-cohérent généralisé (de formule identique pour le module de compressibilité) sont également implémentés par souci de comparaison afin de vérifier la plage des valeurs identifiées. Les modules d'Young  $E_{gl}^{\text{id}}$  identifiés par le modèle auto-cohérent seront utilisés dans la prédiction du comportement mécanique des bétons de granulats légers.

### **Module d'élasticité des gravillons légers**

Les modules d'Young  $E_{gl}^{\text{id}}$  des gravillons sont identifiés à partir des mesures expérimentales des modules d'Young  $E_b^{\text{exp}}$  des bétons hautes performances BMHP et  $E_m^{\text{exp}}$  des matrices hautes performances MHP. Conformément au travail du III-4.3, quatre formulations de bétons et quatre mortiers avec 100% du sable léger sont utilisés pour l'identification des propriétés mécaniques des gravillons légers. La fraction volumique des gravillons dans le béton est de 45%. Les propriétés des bétons et des mortiers sont regroupées dans le Tableau IV-1.

Béton	Composants		Fraction SL (%)	$E_b^{\text{exp}}$ (GPa)	$E_m^{\text{exp}}$ (GPa)
	Gravillon	Mortier			
HP-520S	520S	MHP-S100	100	21,59	23,55
HP-680P	680P	MHP-P100	100	17,02	18,28
HP-550A	550A	MHP-A100	100	15,37	17,26
HP-700A	700A	MHP-A100	100	16,78	17,26

**Tableau IV-1 : Données d'entrée pour l'identification des modules mécaniques des gravillons**

Les modules d'Young  $E_{gl}^{\text{id}}$  identifiés pour les gravillons légers sont présentés dans le Tableau IV-2. Ils varient entre 13 GPa et 20 GPa. Les écarts entre les modules identifiés par les différents modèles (MT, ACG et AC) sont inférieurs à 0,1%. Contrairement à la relation entre le module d'Young et la masse volumique (IV-37), le gravillon de schiste 520S de masse volumique la plus faible a un module d'Young le plus élevé. Cela est expliqué par sa coque externe épaisse. Le gravillon d'argile 550A de masse volumique similaire au 520S possède le module d'Young le plus faible. La ponce 680P, gravillon sans coque extérieure, ayant une masse volumique un peu plus faible que le 700A, gravillon avec une coque

extérieure mince, a un module d'élasticité légèrement plus faible que celui-ci. La représentativité des valeurs identifiées sera validée par confrontations aux mesures expérimentales obtenues sur les bétons.

Composants		Modèle	$E_{gl}^{id}$ (GPa)	ET (%)	$E_{gl}^{emp}$ (GPa)
Gravillon	Mortier				
520S	MHP-S100	AC	19,15	0,01	6,48
		MT-ACG	19,15		
680P	MHP-P100	AC	15,42	0,01	11,14
		MT-ACG	15,43		
550A	MHP-A100	AC	13,11	0,13	7,68
		MT-ACG	13,08		
700A	MHP-A100	AC	16,14	0,03	12,5
		MT-ACG	16,15		

**Tableau IV-2 : Module d'élasticité des gravillons identifié par la méthode inverse**

La comparaison entre les modules d'Young  $E_{gl}^{id}$  identifiés des granulats et les modules  $E_{gl}^{emp}$  calculés par la formule empirique (IV-37) présente des écarts relatifs de 20 à 66%. L'estimation par la formule empirique est largement inférieure à celle donnée par la méthode inverse, surtout pour le granulat 520S. Cette différence peut s'expliquer par la différence des structures internes des granulats. En effet, la présence de la coque en surface des granulats n'est pas prise en compte dans la formule empirique. Les écarts sont moins importants pour les granulats possédant une coque externe moins épaisse (550A et 700A) ou sans coque extérieure (680P).

### **Module d'élasticité des sables**

Les modules d'Young des sables  $E_s^{id}$  sont identifiés à partir des modules  $E_m^{exp}$  des matrices de mortiers MHP et  $E_p^{exp}$  de la pâte de ciment PHP. La fraction volumique des sables dans les quatre mortiers est égale à 42%. Les propriétés mesurées expérimentalement pour les pâtes de ciment et les mortiers sont regroupées dans le Tableau IV-3.

Mortier	Composants		Fraction SL (%)	$E_m^{\text{exp}}$ (GPa)	$E_p^{\text{exp}}$ (GPa)
	Sable	Pâte de ciment			
MHP-SC	SC		0	29,07	
MHP-S100	855S	PHP	100	23,55	22,89
MHP-P100	800P		100	18,28	
MHP-A100	650A		100	17,26	

**Tableau IV-3 : Données d'entrée pour l'identification des modules mécaniques des gravillons**

Le Tableau IV-4 présente les valeurs des modules d'Young  $E_s^{\text{id}}$  identifiés pour les quatre sables utilisés/testés dans ce travail. Pour le cas des sables, la présence de coque externe n'est pas observée. Les sables de schiste 855S et de ponce 800P sont des granulats concassés tandis que le sable d'argile 650A contient beaucoup de fines sans coque. Les modules d'Young  $E_s^{\text{id}}$  identifiés sont en accord avec les masses volumiques des granulats. La valeur du module d'élasticité du 855S est deux fois plus grande que celle des autres sables légers grâce à sa masse volumique plus élevée ( $\rho_{rd}$  de 1610 kg/m<sup>3</sup> en comparant avec 1410 kg/m<sup>3</sup> pour le 650A et 1340 kg/m<sup>3</sup> pour le 800P, cf. Tableau II-3). De plus, la masse volumique du mortier de schiste semble plus élevée que la valeur théorique ( $\rho_{sec}$  de 1620 kg/m<sup>3</sup> au lieu de 1585 kg/m<sup>3</sup>) tandis que la masse volumique des autres mortiers est plus faible que la valeur théorique (cf. Tableau A-5). Cela pourrait signifier que le mortier de schiste est plus compact que les autres mortiers à cause de la forme pointue des grains. Le module identifié du sable de ponce 800P est plus élevé que celui du sable d'argile 650A même si le sable de ponce est plus léger que le sable d'argile. En effet, le mortier de ponce MHP-P100 de même masse volumique que le mortier MHP-A2 a un module d'élasticité un peu plus élevé que le MHP-A2. Les valeurs données par le modèle auto-cohérent seront utilisés dans la suite du travail.

Contrairement à ce qui a été observé pour les gravillons légers, la formule empirique (IV-37) surestime les modules d'élasticité  $E_s^{\text{emp}}$  des sables par rapport aux valeurs  $E_s^{\text{id}}$  obtenues par méthode inverse. Les écarts varient entre 5 et 40%. Les écarts entre les deux méthodes sont moins importants pour les modules des sables que pour les modules des gravillons légers.

Composants		Modèle	$E_s^{id}$ (GPa)	ET (%)	$E_s^{emp}$ (GPa)
Sable	Pâte				
SC	PHP	AC	40,44	48,41	0,84
		MT-ACG	40,92		
855S	PHP	AC	24,49	25,63	0,02
		MT-ACG	24,49		
800P	PHP	AC	13,40	14,36	0,72
		MT-ACG	13,27		
650A	PHP	AC	11,68	15,90	1,39
		MT-ACG	11,45		

Tableau IV-4 : Module d'élasticité des sables identifié par la méthode inverse

#### 4.4.2. Résistance à la rupture

Le calcul des contraintes locales présentées dans le paragraphe IV-3.4 pour l'essai de compression uniaxiale permet d'estimer la résistance à la rupture de chaque constituant du béton. Comme pour le cas de la prédiction du comportement élastique, les résistances en compression des granulats sont nécessaires à la prévision des résistances des bétons mais elles sont difficiles à mesurer expérimentalement. Elles sont ici identifiées au préalable par la méthode inverse.

Le principe mis en œuvre pour l'identification des résistances à la rupture des granulats est analogue à celui présenté dans [KE08], [KE14]. La rupture d'une phase du béton est testée par le critère suivant :

$$\sigma_j^R \leq f_j \quad (\text{IV-40})$$

où  $f_j$  désigne la résistance à la rupture du constituant  $j$ . La grandeur  $\sigma_j^R$  est la contrainte normale principale de la phase  $j$  correspondant au critère de Rankine. On considère dans la suite que si la contrainte  $\sigma_j^R$  reste inférieure au seuil  $f_j$ , il n'y aura pas de phénomène de rupture dans l'éprouvette. Lorsque  $\sigma_j^R$  atteint la valeur de la résistance à la rupture  $f_j$ , la phase  $j$  est en ruine et l'intensité du chargement macroscopique correspondante  $\beta$  fournit la résistance en compression  $f_c$  de l'éprouvette de béton. Selon la synthèse bibliographique du chapitre I, les granulats légers sont souvent les constituants les moins résistants dans les bétons de granulats légers. La rupture du béton est supposée gouvernée par la résistance à la rupture des granulats légers. C'est pourquoi la résistance à la rupture  $f_j$  des granulats fait l'objectif du critère (IV-40). La résistance en compression du béton est atteinte  $f_c = \beta$  lorsque la condition  $\sigma_j^R = f_j$  est satisfaite.

Les grandeurs nécessaires pour l'identification des résistances à la rupture  $f_{gl}$  des granulats sont la résistance en compression  $f_c^{\text{exp}}$  mesurées expérimentalement sur les bétons ainsi que les modules d'Young  $E_b^{\text{exp}}$  des bétons,  $E_m^{\text{exp}}$  des matrices de mortier et  $E_{gl}$  des granulats légers :

$$f_{gl} = F(E_b^{\text{exp}}, E_{gl}, E_m^{\text{exp}}, f_c^{\text{exp}}) \quad (\text{IV-41})$$

Les champs locaux sont estimés en suivant l'approche de Mori-Tanaka en deux constituants (annexe E). Les valeurs de la résistance à la rupture  $f_{gl}$  des granulats légers identifiées par approche inverse sont présentées dans le Tableau IV-5. Les valeurs sont identifiées pour chaque gravillon à des formulations de béton à 100% du sable léger.

Gravillon	Béton	$f_c^{\text{exp}}$ (MPa)	$E_b^{\text{exp}}$ (GPa)	$E_m^{\text{exp}}$ (GPa)	$E_{gl}$ (GPa)	$f_{gl}$ (MPa)
520S	HP-520S 100	35,6	21,59	23,55	19,15	33,29
680P	HP-680P 100	33,5	17,02	18,28	15,42	31,72
550A	HP-550A 100	29,6	15,37	17,26	13,11	27,04
700A	HP-700A 100	41,6	16,87	17,26	16,14	40,52

Tableau IV-5 : Résistance à la rupture identifiée pour les gravillons légers

#### 4.5. Prédiction des propriétés mécaniques des bétons de granulats légers

La connaissance des propriétés des pâtes de ciment (par mesure expérimentale) et de celles des granulats (par identification) permet de prédire le comportement mécanique des bétons légers avec les modèles d'homogénéisation. Ce paragraphe confronte les prédictions des modules d'élasticité et des résistances en compression des bétons de granulats légers avec les valeurs mesurées pendant nos campagnes expérimentales. Vingt formulations de béton qui n'ont pas été utilisées pour l'identification permettent la comparaison modélisation / expérimentation. Le bilan des formulations utilisées pour les identifications et les confrontations prédictions / mesures est présenté dans le Tableau III-6.

##### 4.5.1. Module d'élasticité équivalent

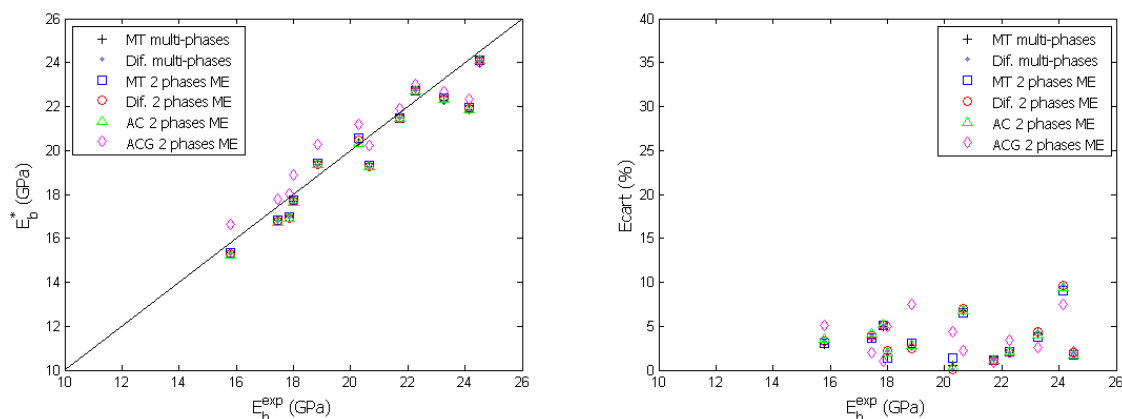
Les prédictions des propriétés élastiques des bétons reposent sur les schémas d'homogénéisation d'un matériau de quatre composants : pâte de ciment, sable alluvionnaire, sable léger et gravillon léger. Deux modèles multi-phases (Mori-Tanaka et différentiel) d'un matériau polydisperse sont mis en œuvre. Pour comparaison, les procédures d'homogénéisation multi-étapes sont testées à partir des quatre modèles classiques en deux constituants (MT, AC, ACG et différentiel). Le sable alluvionnaire, le sable léger et le gravillon léger sont des inclusions noyées dans la pâte de ciment, jouant le rôle de la phase matricielle. Les propriétés de celle-ci résultent des mesures expérimentales tandis que celles des phases d'inclusions correspondent aux valeurs identifiées précédemment sur les matériaux cimentaires à hautes performances par procédure inverse. Les proportions des composants



dans les modélisations sont conformes aux formulations des bétons : la fraction volumique des gravillons est de 45%, celle des sables de 23,2% pour les bétons BMHP et de 22,5% pour les bétons BMO. Les écarts entre les différents modèles prédictifs et les expériences, illustrés dans les Figure IV-14b & Figure IV-16b, sont évalués suivant l'expression ci-dessous :

$$\text{écart} = \left| \frac{E_b^* - E_b^{exp}}{E_b^{exp}} \right| \times 100\% \quad (\text{IV-42})$$

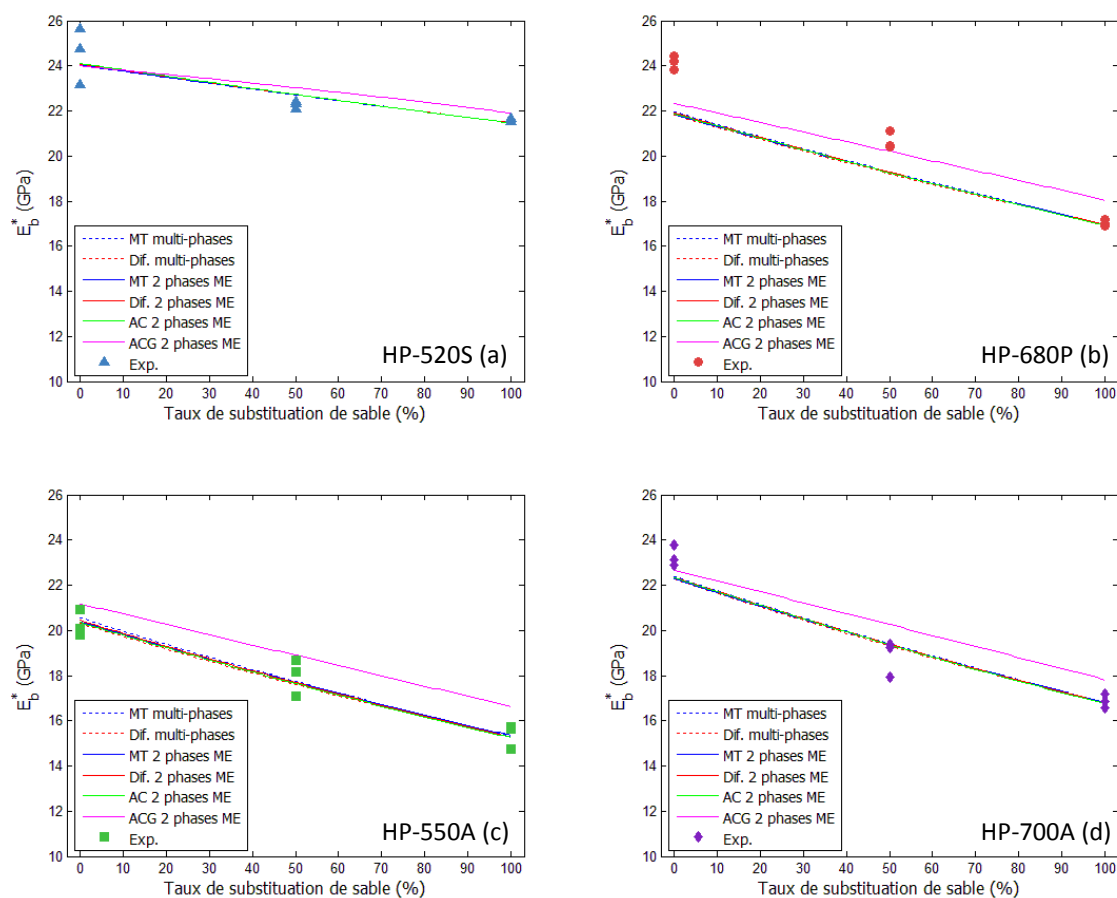
Pour les bétons à matrice hautes performances BMHP, les modules d'Young obtenus par homogénéisation sont confrontés aux résultats expérimentaux sur la Figure IV-14.



**Figure IV-14 : Confrontations des modules d'Young aux données expérimentales (a) et écarts simulation – expérience (b) pour les bétons BHMP**

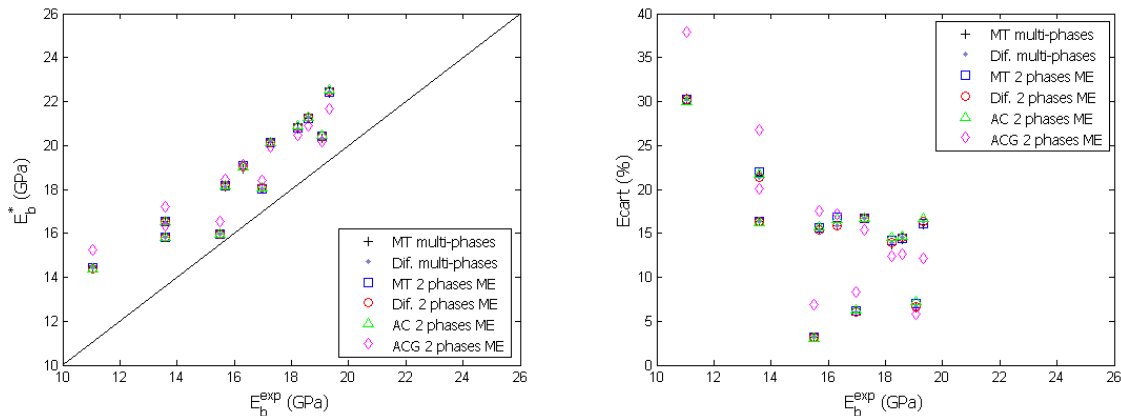
La Figure IV-14 montre que les modèles d'homogénéisation utilisés sont en bon accord avec les expériences pour les douze formulations de bétons de granulats légers à matrice hautes performances. La différence entre les valeurs calculées et les valeurs expérimentales est inférieure à 2 GPa (avec des écarts relatifs inférieurs à 10%) pour toutes les catégories de béton et pour tous les modèles utilisés. L'écart moyen est de 3,5%. Seul le modèle auto-cohérent généralisé multi-étapes se distingue des autres modèles d'homogénéisation en fournissant les modules d'Young plus élevés.

La Figure IV-15 présente les prédictions des modules d'élasticité des bétons en fonction du taux de substitution du sable alluvionnaire par du sable léger (avec les comparaisons simulation / expérience). Les mesures utilisées pour l'identification se trouvent au taux de substitution maximal à 100%. Comme attendu, les modèles montrent une diminution du module d'élasticité avec l'augmentation du taux de substitution de sable. Les courbes de prédiction ont des allures linéaires à cause de la faible fraction volumique (23,2 %) des sables dans le béton ainsi que du même ordre de grandeur des propriétés élastiques des phases (cf. §IV-4.4.1). Les courbes prédictives représentent bien les mesures expérimentales pour les bétons de schiste 520S et d'argiles 550A et 700A. Les courbes des bétons de ponce 680P (Figure IV-15b) montrent que les simulations des modules d'élasticité sous-estiment le comportement mécanique de ces bétons. Cette constatation est corrélée à l'hétérogénéité des granulats de ponce utilisés pour la confection des bétons (cf. II-3.1).



**Figure IV-15 : Confrontations simulation / expérience des modules d'élasticité en fonction de la fraction volumique du sable léger de la série BMHP : 520S (a), 680P (b), 550A (c) et 700A (d)**

Pour les bétons à matrice ordinaire BMO, la confrontation des prédictions des modules d'Young aux valeurs mesurées sur les échantillons est illustrée dans la Figure IV-16a ; les écarts sont représentés dans la Figure IV-16b. Pour tous les modèles d'homogénéisation utilisés, les modules d'élasticité prédits pour les bétons BMO sont surestimés, quel que soit le type de granulats légers. Les écarts relatifs sont d'autant plus marqués que la proportion de sable léger est importante (béton de faible module d'Young). L'écart moyen des confrontations est de 15%. L'écart maximal entre les prédictions et les mesures est de 40% (équivalent d'une différence de 4 GPa environ).



**Figure IV-16 : Confrontation des modules d'élasticité aux données expérimentales (a) et écart simulation – expérience (b) pour les bétons BMO**

Les travaux de plusieurs auteurs ([LO99], [LO04-1], [ZHA90-1] et [KE08]) ont montré qu'il peut exister une zone de transition entre la pâte de ciment et certains granulats légers. Pour le béton confectionné avec des granulats saturés, la présence de l'eau dans les granulats prévient l'absorption d'eau de gâchage. La zone de transition est formée à cause de la concentration en eau à la surface des granulats. C'est une auréole de faible épaisseur et de porosité plus élevée. Il s'agit donc d'une phase supplémentaire autour des granulats dont l'épaisseur et les propriétés sont inconnues. L'étude de Bentz ([BEN92], [BEN99]) a montré que plus le rapport E/C est élevé, plus la porosité de la région de la pâte de ciment autour des granulats pré-saturés est élevée. Ke [KE08] a observé que la zone de transition disparaît même pour les cas des bétons à matrice hautes performances. Dans [KE08], l'auteur a proposé d'utiliser un modèle prédictif à trois phases concentriques avec la troisième phase représentant l'interphase entre la matrice et les inclusions. Cette application demande l'épaisseur de la zone de transition qu'on doit observer au MEB. Le module d'élasticité inconnu de cette zone est estimé au cours de la procédure d'homogénéisation, ce qui met en question sa régularité. De plus, l'introduction de la phase d'interphase amène aux modèles à sept composants (une phase de la pâte de ciment et deux phases concentriques pour chaque composant particulière). Avec le manque des données des phases, l'utilisation d'un tel modèle n'est pas évidente pour l'implantation numérique.

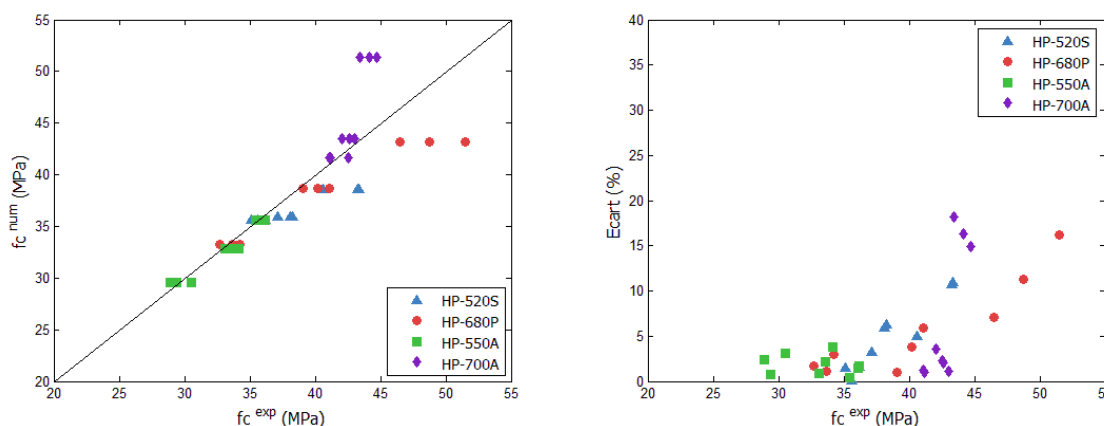
Vu les observations ci-dessus, les zones de transition sont supposées minimales pour les bétons à matrice hautes performances BMHP. Les propriétés identifiées pour les granulats légers à partir des matériaux cimentaires à hautes performances (PHP, MHP et BMHP) sont proches de leurs modules d'élasticité « authentiques ». Cependant, dans les bétons BMO, les zones de transition plus poreuses (et plus faible mécaniquement) peuvent apparaître autour des granulats légers. C'est la raison pour laquelle les valeurs mesurées des modules d'Young des bétons BMO sont plus faibles que celles prédites par les modèles d'homogénéisation (Figure IV-16a).

#### 4.5.2. Résistance en compression

Les résistances en compression des bétons légers sont estimées à partir des modules d'Young mesurés des bétons et des matrices de mortiers ( $E_b^{exp}$ ,  $E_m^{exp}$ ) ainsi que des caractéristiques identifiées pour les quatre gravillons légers ( $E_{gl}$ ,  $f_{gl}$ ). Leur confrontation aux

mesures expérimentales est présentée sur les Figure IV-17 et Figure IV-18. Les écarts entre les prédictions et les mesures sont évalués suivant l'expression ci-dessous :

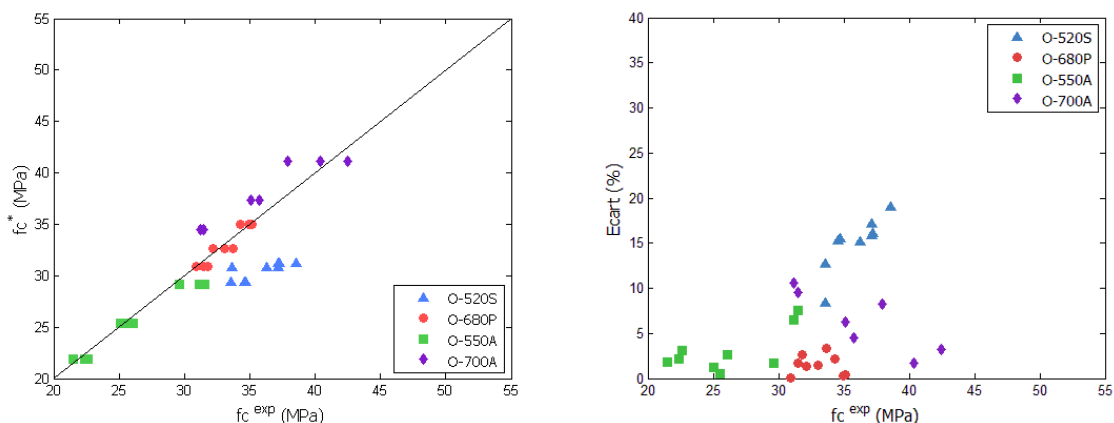
$$\text{écart} = \left| \frac{f_c^* - f_c^{exp}}{f_c^{exp}} \right| \times 100\% \quad (\text{IV-43})$$



**Figure IV-17 : Confrontation des résistances en compression aux données expérimentales (a) et écart simulation – expérience (b) pour les bétons BMHP**

Pour les bétons BMHP (Figure IV-17), l'approximation des micro-contraintes par l'approche de Mori-Tanaka permet de bien prédire les résistances en compression des bétons légers, excepté les bétons HP-680P-100 et HP-700A-100. L'écart moyen entre les valeurs calculées numériquement et celles mesurées expérimentalement est de 4,4%. L'écart maximal est de 18%. La différence simulation – expérience s'accroît avec l'augmentation de la performance mécanique (éloignée des points utilisés pour l'identification). En effet, dans les quatre données ( $E_b^{exp}$ ,  $E_m^{exp}$ ,  $E_{gl}$ ,  $f_{gl}$ ) du modèle prédictif, les deux premiers pourraient contenir des fluctuations de mesure tandis que les deux derniers pourraient contenir, à part les fluctuations, des fluctuations d'identification. Toutes ces fluctuations peuvent s'accumuler à l'augmentation ou à la diminution des écarts entre les valeurs calculées et mesurées. Pour le béton HP-700A, les réactions chimiques complémentaires entre la fumée de silice et le sable d'argile augmentent leurs résistances en compression lors d'une augmentation de fraction volumique de sable d'argile. Ces phénomènes ne sont pas pris en compte dans le modèle d'approximation proposé. Une telle augmentation de la performance mécanique entraîne une valeur identifiée plus élevée pour le granulat léger. Par conséquent, le modèle prédictif surestime la résistance en compression du béton HP-700A sans sable léger.

Pour les bétons BMO (Figure IV-18), il y a un bon accord entre les valeurs mesurées et celles calculées par l'approximation de Mori-Tanaka, excepté les bétons de schiste. Les écarts simulation – expérience varient de 0 à 19% avec un écart moyen de 6,1%. Les écarts sont un peu plus élevés que ceux trouvés sur les bétons BMHP. Les différences entre les prédictions et les mesures sont aussi dues au cumul des fluctuations de mesure et d'identification tel qu'expliqué précédemment. De plus, la présence d'une zone de transition dans les bétons BMO n'est pas prise en compte dans les propriétés  $E_{gl}$  et  $f_{gl}$  identifiées pour les granulats. Cela ajoute une source de fluctuations à la prédiction des résistances en compression. Cela peut expliquer la légère augmentation des écarts simulation – expérience pour les bétons BMO par rapport aux bétons BMHP.



**Figure IV-18 : Confrontations des résistances en compression aux données expérimentales (a) et écarts simulation – expérience (b) pour les bétons BMO**

Dans la suite du travail, l'étude numérique est étendue au comportement thermoélastique des bétons de granulats légers. Les coefficients de couplage thermoélastique des bétons n'ayant pas été mesurés expérimentalement. Des techniques d'homogénéisation sont mises en œuvre dans la section suivante afin d'étudier le coefficient de couplage équivalent ainsi que la capacité thermique volumique équivalente des bétons de granulats légers.

## 5. Homogénéisation du comportement thermoélastique

La première partie de ce paragraphe résume les modèles d'homogénéisation du coefficient de couplage thermoélastique et de la capacité thermique volumique. Les données des fournisseurs de granulats légers et de la littérature seront exploitées pour analyser la sensibilité du coefficient thermoélastique au choix du modèle d'homogénéisation, à la fraction volumique des granulats et aux propriétés des composants du béton. La seconde partie présente la modélisation de la capacité thermique équivalente des bétons de granulats légers. Les valeurs de capacité thermique des granulats seront identifiées par procédure inverse. La validation du modèle d'homogénéisation sera effectuée par les confrontations modélisation / expérience.

### 5.1. Coefficient de dilatation thermique et capacité thermique équivalents

Le premier modèle du coefficient de dilatation thermique équivalent  $\alpha^*$  d'un matériau de deux phases a été introduit par Levin [LEV67]. L'auteur a établi le coefficient effectif par approche directe en considérant deux cas de conditions aux limites en chargement mécanique et en chargement thermique pur. Le travail est basé sur la condition de Hill [HIL63] des champs microscopiques de contrainte et de déformation. Plus tard, le problème d'un matériau à plusieurs phases a été résolu par Schapery [SCH68] en appliquant la méthode énergétique. Cette méthode est aussi utilisée par Rosen et Hashin [ROS70] pour rétablir les bornes de coefficients effectifs de dilatation thermique et la solution exacte pour un matériau à plusieurs phases. Récemment, Nadeau et Ferrari [NAD04] ont étendu l'approche directe pour la détermination du coefficient de dilatation thermique effectif d'un matériau multi-phase.

Les travaux précédents aboutissent à une même expression du coefficient de dilatation thermique effectif d'un matériau à deux composants isotropes :

$$\alpha^* = \alpha_0 + (\alpha_1 - \alpha_0) \frac{\frac{1}{\kappa^*} - \frac{1}{\kappa_0}}{\frac{1}{\kappa_1} - \frac{1}{\kappa_0}} \quad (\text{IV-44})$$

La méthode énergétique permet également d'établir la capacité thermique volumique effective d'un matériau à deux phases [ROS70] :

$$\rho C_p^* = \overline{\rho C_p} + 9T_0 \left[ \frac{\alpha_1 - \alpha_0}{\frac{1}{\kappa_1} - \frac{1}{\kappa_0}} \right]^2 \left( \frac{c_0}{\kappa_0} + \frac{c_1}{\kappa_1} - \frac{1}{\kappa^*} \right) \quad (\text{IV-45})$$

où  $\overline{\rho C_p}$  est la moyenne pondérée des capacités thermiques volumiques des deux composants et  $T_0$  la température du matériau.

## 5.2. Sensibilité des propriétés équivalentes des bétons de granulats légers

L'étude de sensibilité des coefficients de dilatation thermique effectifs et des capacités thermiques effectives est présentée dans cette section. Elle a pour but d'évaluer l'influence des paramètres indisponibles expérimentalement (coefficients de dilatation thermique des granulats et des mortiers) et du choix du modèle d'homogénéisation sur le comportement thermoélastique des bétons de granulats légers.

### 5.2.1. Coefficient de dilatation thermique

Selon l'équation (IV-44), le coefficient de dilatation effectif  $\alpha^*$  du béton dépend des coefficients de dilatation  $\alpha_m$  et  $\alpha_{gl}$ , des modules de compressibilité  $\kappa_m$  et  $\kappa_{gl}$  des constituants et du module de compressibilité équivalent  $\kappa^*$ . Ce dernier est influencé par le choix du modèle d'homogénéisation mécanique, les propriétés mécaniques des composants et leur fraction volumique. Dans la suite du travail, vu que les valeurs  $\kappa_m$  et  $\kappa_{gl}$  ont été caractérisées précédemment, nous nous intéressons à l'impact de la variation des coefficients de dilatation des constituants  $\alpha_m$  et  $\alpha_{gl}$ , de leurs fractions volumiques et des modèles d'homogénéisation mécaniques (MT, AC, ACG et différentiel) sur le coefficient de dilatation thermique effectif  $\alpha^*$  d'un béton de granulats légers.

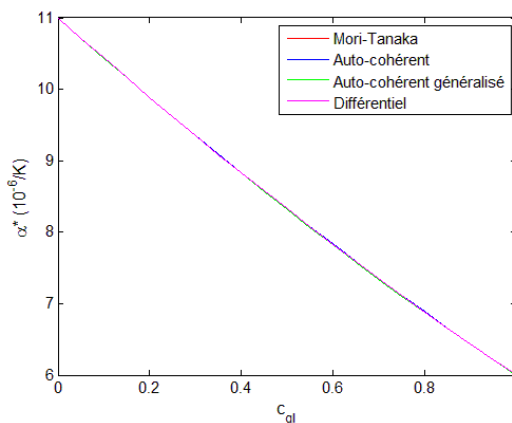
D'après l'Eurocode 2 [EUR92], le coefficient de dilatation thermique du béton de granulats légers dépend essentiellement du type de granulat utilisé, et varie très largement entre  $4 \times 10^{-6}$  et  $14 \times 10^{-6}$  /K. Une récente étude [BYA10] a concerné les propriétés thermoélastiques d'un béton d'argile expansée dont les caractéristiques se rapprochent du béton 0-700A avec un rapport E/C de 0,42. Le coefficient de dilatation thermique est de  $5,1 \times 10^{-6}$  /K pour le béton composé de gravillon léger et de sable normal et de  $4 \times 10^{-6}$  /K pour le béton composé exclusivement de granulats légers d'argile expansée. Le fabricant d'argile expansée a indiqué une plage de  $6 \times 10^{-6}$  à  $9 \times 10^{-6}$  /K pour les bétons et de  $4 \times 10^{-6}$  à  $8 \times 10^{-6}$  /K pour le granulat léger d'argile expansée.

Le béton HP-550A à 100% de sable léger est choisi pour l'étude de cas car les valeurs des coefficients de dilatation thermique pour les granulats sont fournies par l'industriel. Le HP-550A-100 est considéré comme un matériau composite à deux constituants : la matrice cimentaire et les gravillons légers. Les modules de compressibilité de la matrice et du gravillon sont calculés à partir de leurs modules d'élasticité (cf. §IV-4.4.1) et d'un coefficient de Poisson de 0,2. Les propriétés thermoélastiques des matériaux utilisées pour l'étude de sensibilité sont présentées dans le Tableau IV-6. Les coefficients de dilatation thermique des granulats varient entre  $4 \times 10^{-6}$  et  $8 \times 10^{-6}$  /K selon les fiches techniques des produits. Les valeurs des coefficients de dilatation thermique de la matrice de mortier sont choisies variant entre  $4 \times 10^{-6}$  et  $19 \times 10^{-6}$  /K afin d'assurer des coefficients de dilatation thermique des bétons conformes à l'Eurocode 2 (de  $4 \times 10^{-6}$  et  $14 \times 10^{-6}$  /K).

Matériau	Composants		$\kappa_m$	$\kappa_{gl}$	$\alpha_m$	$\alpha_m^{moy}$	$\alpha_{gl}$	$\alpha_{gl}^{moy}$
	Granulat	Mortier						
HP-550A 100	550A	MHP-A100	9,59	7,28	4 - 19	11	4 - 8	6

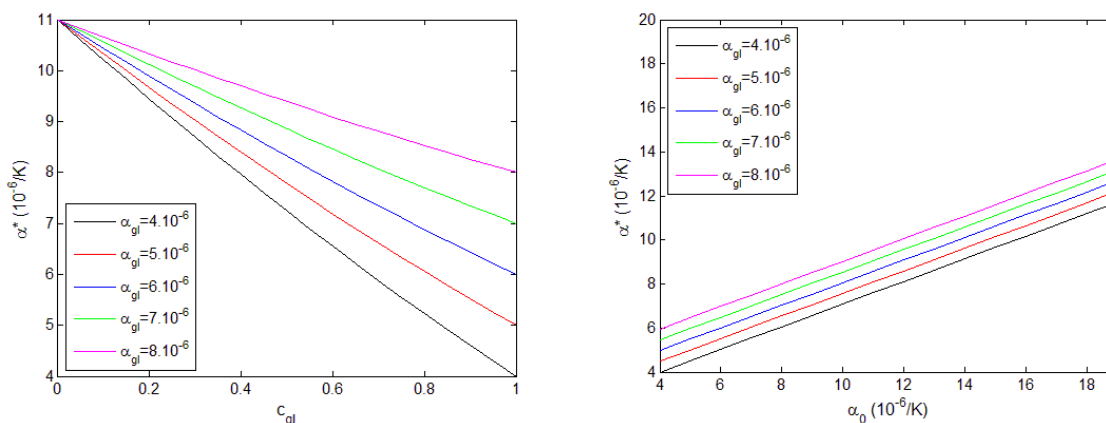
**Tableau IV-6 : Propriétés thermoélastiques des composants du béton de granulats légers HP-550A à 100% du sable léger**

La première application porte sur l'influence du choix de modèle d'homogénéisation (pour le calcul du  $\kappa^*$ ) sur le coefficient de dilatation thermique effectif. Dans cette modélisation, les modules de compressibilité sont calculés à partir de différents modèles d'homogénéisation. Les coefficients de dilatation sont choisis, pour la matrice cimentaire et le gravillon léger, égaux aux valeurs moyennes des intervalles cités dans le Tableau IV-6 soit  $11 \times 10^{-6}$  /K et  $6 \times 10^{-6}$  /K. Le résultat de la prédiction des coefficients de dilatation thermique montre que, pour le béton de granulat léger, les coefficients de couplage effectifs diminuent presque linéairement avec la fraction volumique des gravillons légers (Figure IV-19). Les différents modèles d'homogénéisation mécaniques fournissent les mêmes évolutions des valeurs de  $\alpha^*$ . En effet, les coefficients de dilatation thermique  $\alpha_m$  et  $\alpha_{gl}$  voisins et les modules de compressibilité  $\kappa_m$  et  $\kappa_{gl}$  similaires des composants traduisent la linéarité des courbes et la ressemblance des valeurs prédites.



**Figure IV-19 : Coefficients de dilatation thermique effectifs donnés par différents modèles (a)**

On étudie ensuite l'influence des coefficients de couplage des composants sur le coefficient de dilatation thermique équivalent. La Figure IV-20a montre les évolutions des coefficients de dilatation thermique effectifs du béton HP-550A pour une valeur de  $\alpha_m$  fixée à  $11 \times 10^{-6} / \text{K}$  et pour les valeurs de  $\alpha_{gl}$  variant dans la plage de données citée dans le Tableau IV-6. Les différents modèles d'homogénéisation aboutissant aux mêmes valeurs de  $\alpha^*$ , seul le résultat issu du modèle de Mori-Tanaka est présenté. Pour toutes les valeurs des coefficients de dilatation thermique, les coefficients effectifs évoluent linéairement avec la fraction volumique des gravillons. Le faible écart entre  $\alpha_m$  et  $\alpha_{gl}$  ainsi que la similitude de  $\kappa_m$  et  $\kappa_{gl}$  explique cette linéarité. L'évolution du coefficient de dilatation thermique équivalent en fonction des coefficients de dilatation thermique de la matrice et des gravillons légers est présentée dans la Figure IV-20b. La fraction volumique des gravillons est fixée à 0,45. Une dépendance linéaire des coefficients effectifs de dilatation thermique du béton à ceux de la matrice et des gravillons légers est observée. Là encore, la raison du faible écart entre  $\alpha_m$  et  $\alpha_{gl}$  ainsi que la similitude de  $\kappa_m$  et  $\kappa_{gl}$  peut être avancée.



**Figure IV-20 : Coefficients effectifs de dilatation thermique du béton de granulats légers en fonction de la fraction volumique des gravillons légers (a) et des coefficients  $\alpha_m$  et  $\alpha_{gl}$  (b)**

### 5.2.2. Capacité thermique volumique

Selon l'équation (IV-45), la capacité thermique effective du béton ne dépend pas seulement de celles des composants mais aussi des propriétés thermoélastiques des composants et du module de compressibilité équivalent. Nous étudions par la suite l'influence des coefficients de dilatation thermique des composants sur la capacité thermique équivalente du béton.

Les capacités thermiques volumiques  $\rho C_{p,m}$  des mortiers sont issues des mesures expérimentales présentées au chapitre II. Les capacités thermiques  $\rho C_{p,gl}$  des gravillons légers sont déterminées préalablement à partir des propriétés  $\rho C_{p,b}$  des bétons et  $\rho C_{p,m}$  des mortiers par inversion de la moyenne pondérée. La température  $T_0$  correspondante de ces propriétés est de  $20^\circ\text{C}$ . En raison de la similarité des résultats obtenus pour les différents bétons, seul celui du béton HP-550A à 100% du sable léger est présenté. Comme précédemment, l'influence des différents modules de compressibilité donnés par différents modèles d'homogénéisation est négligeable. Seul le module  $\kappa^*$  calculé par le modèle de Mori-Tanaka est retenu. Basée sur l'analyse des coefficients de couplage des bétons de granulats

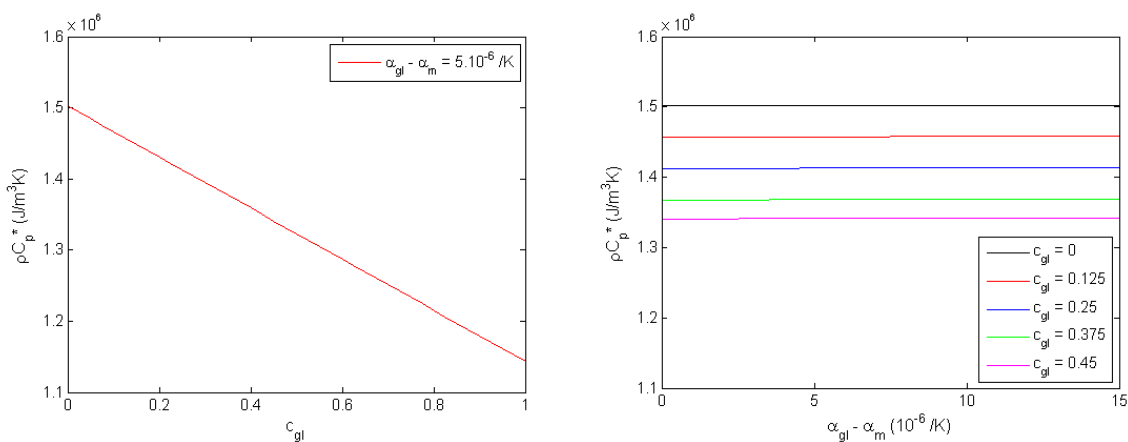


légers proposée dans le paragraphe IV-5.2.1, la différence entre  $\alpha_{gl}$  et  $\alpha_m$  varie entre 0 et  $15 \times 10^{-6} / K$ . Le Tableau IV-7 résume les propriétés des composants du béton HP-550A utilisées pour l'étude de sensibilité.

Matériau	Composants		$\kappa_m$	$\kappa_{gl}$	$\rho C_{p,m}$	$\rho C_{p,gl}$	$\alpha_{gl} - \alpha_m$
	Granulat	Mortier					
HP-550A 100	550A	MHP-A100	9,59	7,28	1,5	1,14	0 - 15

**Tableau IV-7 : Propriétés thermoélastiques des composants du béton de granulats légers HP-550A à 100% du sable léger**

L'influence du paramètre  $\alpha_{gl} - \alpha_m$  sur la capacité thermique du béton HP-550A à 100% du sable léger est présentée sur la Figure IV-21. La dépendance linéaire de la capacité thermique à la fraction volumique des gravillons (Figure IV-21a) suggère l'absence d'influence des coefficients de dilatation thermique des composants sur la capacité thermique équivalente pour nos bétons de granulats légers. L'évolution des capacités thermiques en fonction du paramètre  $\alpha_{gl} - \alpha_m$  (Figure IV-21b) confirme cette observation. Les capacités thermiques effectives sont quasiment constantes lors de la variation de  $\alpha_{gl} - \alpha_m$ . La contribution des coefficients de dilatation thermique dans la capacité thermique effective est négligeable dans le cas des bétons de granulats légers.



**Figure IV-21 : Capacité thermique effective du béton HP-520S 100 en fonction de la fraction volumique des gravillons (a) et du paramètre  $\alpha_{gl} - \alpha_m$  (b)**

A l'issue de ces modélisations, il apparaît que la connaissance des coefficients de dilatation thermiques des composants est indispensable pour la prédiction du coefficient de couplage thermoélastique du béton léger par homogénéisation. Suite aux observations du V-2.2.2, les capacités thermiques effectives des bétons de granulats légers peuvent être évaluées d'après la seule moyenne pondérée des capacités thermiques des deux constituants : matrice de mortier et gravillon léger.

### 5.3. Identification des capacités thermiques des granulats

La simulation des capacités thermiques équivalentes du béton nécessite de connaître les propriétés de ses composants. Les capacités thermiques des bétons, des matrices de mortier MHP et des pâtes de ciment ont été identifiées expérimentalement. Les capacités thermiques des granulats (sables et gravillons) sont identifiées par méthode inverse avec la formule de la moyenne pondérée. Les capacités thermiques des gravillons légers sont déterminées à partir de quatre formulations de béton BMHP à 100% de sable léger et de trois formulations de mortier MHP (Tableau IV-8). Les capacités thermiques des sables sont déterminées à partir de quatre formulations de mortier MHP et de la pâte de ciment PHP (Tableau IV-9).

Composants		Béton	$\rho C_{p,b}$	$\rho C_{p,m}$	$\rho C_{p,gl}$
Granulat	Mortier				
			(MJ/m <sup>3</sup> K)		
520S	MHP-S100	HP-520S 100	1,42	1,62	1,17
680P	MHP-P100	HP-680P 100	1,46	1,59	1,30
550A	MHP-A100	HP-550A 100	1,34	1,50	1,14
700A	MHP-A100	HP-700A 100	1,36	1,50	1,18

**Tableau IV-8 : Capacité thermique volumique des gravillons légers (g1) identifiée à partir de celles des bétons (b) et des matrices de mortier (m)**

Comme attendu, les capacités thermiques  $\rho C_{p,gl}$  et  $\rho C_{p,s}$  des gravillons légers et des sables légers sont inférieures à celles des bétons et des matrices. Les capacités thermiques des granulats sont ensuite utilisées pour prédire les capacités thermiques équivalentes des bétons de granulats légers.

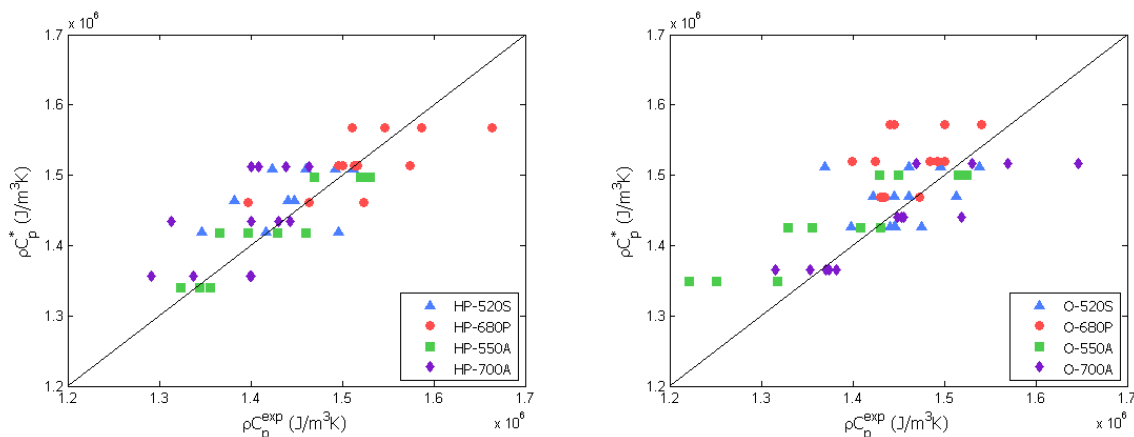
Composants		Mortier	$\rho C_{p,m}$	$\rho C_{p,p}$	$\rho C_{p,s}$
Sable	Pâte de ciment				
			(MJ/m <sup>3</sup> K)		
855S	PHP	MHP-S100	1,62	1,84	1,32
800P	PHP	MHP-P100	1,59	1,84	1,25
650A	PHP	MHP-A100	1,50	1,84	1,04
SC	PHP	MHP-SC	1,79	1,84	1,71

**Tableau IV-9 : Capacité thermique volumique des sables (s) identifiée à partir de celles des mortiers (m) et de la pâte de ciment PHP (p)**

#### 5.4. Prédictions des capacités thermiques des bétons légers

La simulation des capacités thermiques volumiques  $\rho C_p^*$  des bétons de granulats légers est réalisée par homogénéisation multi-étapes avec l'équation (IV-45) où la moyenne pondérée représente la grandeur prépondérante. Les comportements des huit autres formulations de béton BMHP et des douze formulations de béton BMO sont évalués. Le matériau hétérogène est composé de la pâte de ciment, du sable alluvionnaire, du sable léger et du gravillon léger. Les capacités thermiques des pâtes de ciment résultent des mesures expérimentales (Tableau II-20). Les capacités thermiques des granulats sont issues des identifications données dans les Tableau IV-8 et Tableau IV-9. La fraction volumique des gravillons est de 45%. La fraction volumique des sables (sable alluvionnaire et sable léger) est de 22,5% pour les bétons BMO et de 23,2% pour les bétons BMHP, conformément à la formulation des bétons.

La confrontation des capacités thermiques volumiques issues de la simulation aux résultats expérimentaux est présentée dans la Figure IV-22. Les points de confrontation sont répartis des deux côtés de la diagonale, bien que la prédiction par la moyenne pondérée donne la même estimation que la borne supérieure. Il semble que les capacités thermiques calculées des bétons BMO soient plus surestimées que celles des bétons BMHP.



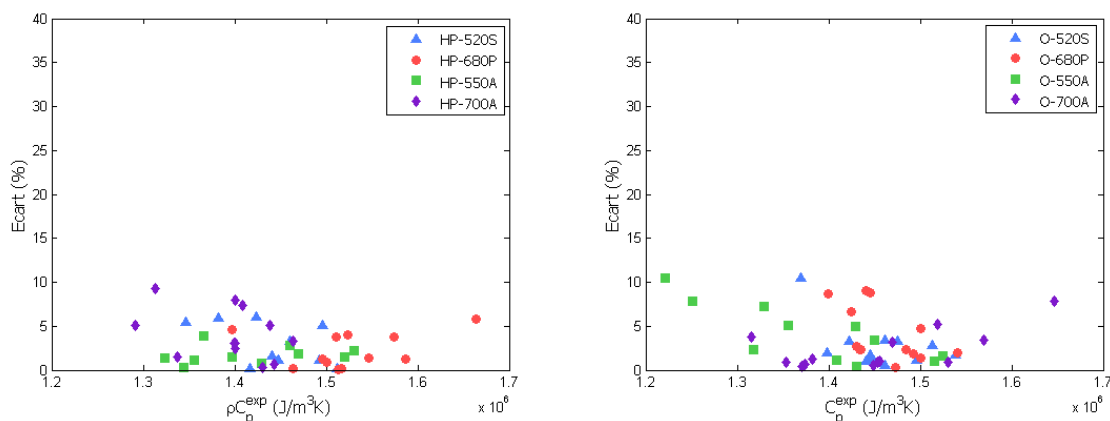
**Figure IV-22 : Confrontation des capacités thermiques volumiques effectives aux valeurs expérimentales pour les bétons BMHP (a) et les bétons BMO (b)**

Les écarts entre les valeurs numériques des capacités thermiques volumiques et les valeurs expérimentales des bétons correspondants sont montrés dans la Figure IV-23. Comme pour la conductivité thermique effective et le module d'élasticité effectif, l'écart est déterminé de la façon suivante :

$$\text{écart} = \left| \frac{\rho C_p^* - \rho C_p^{exp}}{\rho C_p^{exp}} \right| \times 100\% \quad (\text{IV-46})$$

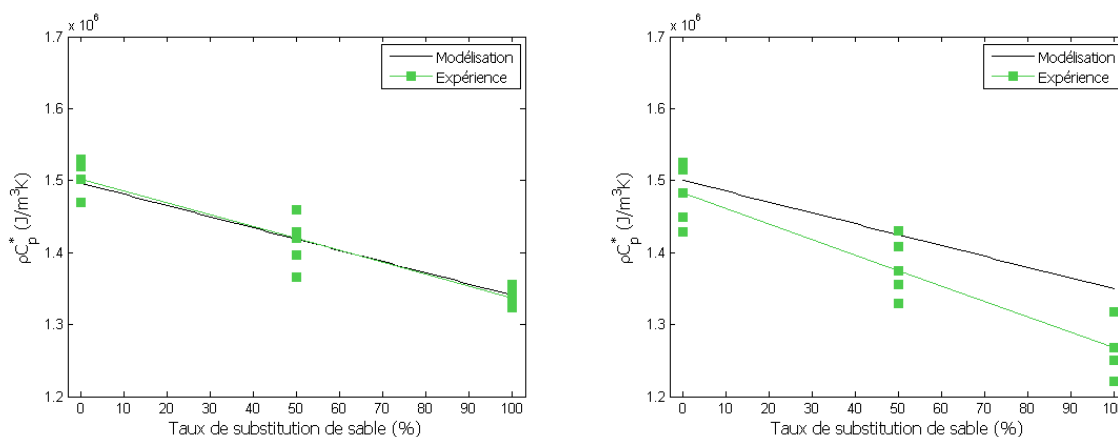
Les résultats de la simulation sont acceptables, avec des écarts entre les valeurs numériques et expérimentales de moins de 11% (Figure IV-23). La moyenne des écarts expérience / simulation est de 1,3% pour les bétons à matrice hautes performances BMHP et de 2,5% pour les bétons à matrice ordinaire BMO. Les erreurs simulation – expérience sont attribuées aux fluctuations des mesures expérimentales qui ont un écart type moyen de 3% (cf.

Tableaux II-18 et II-19). Le bon accord entre les valeurs numériques et expérimentales des capacités thermiques prouve une bonne approximation de la simulation avec la moyenne pondérée en procédure d'homogénéisation multi-étape. Il semble que l'influence des zones de transition à l'interface pâte – granulat est négligeable pour la prédiction des capacités thermiques volumiques effectives des bétons BMO.



**Figure IV-23 : Ecart entre les capacités thermiques volumiques effectives calculées et les valeurs expérimentales pour les bétons BMHP (a) et les bétons BMO (b)**

L'influence de la fraction volumique du sable léger sur la capacité thermique effective du béton est présentée dans la Figure IV-24 permettant d'affiner la comparaison simulation / expérience. Par souci de lisibilité, seules les courbes des bétons d'argile 550A sont présentées. Les simulations des autres bétons donnent des résultats semblables. Pour le béton HP-550A, la courbe de la simulation est quasiment identique à la tendance expérimentale (rappelons que seule la formulation HP-550A à 100% du sable léger a été utilisée pour l'étape d'identification). La surestimation des capacités thermiques effectives est bien observée sur le béton O-550A (Figure IV-24b) avec un écart simulation / expérience de 0,2 à 0,9 MJ/m<sup>3</sup>K. La simulation et la tendance expérimentale montrent l'influence importante du taux de substitution du sable silico-calcaire par du sable léger sur de la capacité thermique des bétons O-550A.



**Figure IV-24 : Capacité thermique volumique effective du béton HP-550A (a) et du béton O-550A (b) en fonction de la fraction volumique du sable léger**

Ce travail a fourni des renseignements intéressants sur la simulation par homogénéisation du coefficient de dilatation thermique et de la capacité thermique des bétons de granulats légers. L'influence des modules de compressibilité des composants sur le coefficient de dilatation thermique équivalent est négligeable dans le cas des bétons de granulats légers. Le coefficient de dilatation thermique équivalent des bétons de granulats légers dépend linéairement du coefficient de couplage et de la fraction volumique de chaque composant. Ces remarques soulignent la nécessité de connaître les coefficients de dilatation thermique des granulats et des matrices de mortier pour la prédiction du coefficient de couplage thermoélastique des bétons. L'étude sur la chaleur massique équivalente a montré que, pour les bétons des granulats légers, elle est quasiment égale à la moyenne pondérée des chaleurs massiques des composants. La contribution des propriétés thermoélastiques (coefficient de dilatation thermique, module de compressibilité) est négligeable pour les bétons de granulats légers. La modélisation de la chaleur massique effective par la moyenne pondérée s'accorde bien avec les résultats expérimentaux.

## 6. Conclusion

Le comportement mécanique des bétons de granulats légers est analysé dans ce chapitre. Les résultats des mesures expérimentales ont montré une diminution de la résistance en compression et du module d'élasticité lorsque le sable silico-calcaire est remplacé par un granulat léger fin. Cette diminution est moins importante avec le sable dense de schiste qu'avec les sables d'argile et de pierre ponce. Le module d'Young diminue d'environ 10% après substitution totale du sable silico-calcaire par du sable de schiste et d'environ 20 à 30% avec les sables de ponce et d'argile. La résistance à la compression diminue d'environ 6 à 30%.

Les performances mécaniques des bétons de granulats légers dépendent fortement de la nature des granulats et de l'hétérogénéité des grains. Les propriétés mécaniques apparaissent plus influencées par la qualité des gravillons légers que par celle des sables légers. Le module d'élasticité et la résistance en compression sont évidemment liés à la masse volumique du granulat, mais également à leurs structures internes (présence ou absence de la coque extérieure). La diminution du rapport E/C augmente la performance mécanique de la matrice cimentaire et améliore aussi l'adhérence entre la pâte de ciment et les granulats. Cela conduit à une augmentation de la résistance en compression et de la rigidité des bétons. La fumée de silice présente dans la matrice hautes performances semble donner lieu à une réaction pouzzolanique supplémentaire avec les sables d'argile ce qui limite les pertes de résistance liées à l'ajout de sable léger. A l'inverse, l'ajout de sable de ponce semble plus favorable lorsque le rapport E/C est plus élevé et en l'absence de fumée de silice.

La dernière partie de l'étude expérimentale présente la relation entre les performances mécaniques et thermiques des bétons de granulats légers. Elle confirme la possibilité de produire des bétons de structure avec une capacité d'isolation thermique améliorée. Les résultats présentés aident à la formulation de bétons avec le meilleur rapport résistance (module) sur conductivité en fonction des performances mécaniques ou thermiques souhaitées. Les bétons fabriqués exclusivement avec des granulats légers présentent une masse volumique allant de 1170 à 1470 kg/m<sup>3</sup>, une résistance en compression comprise entre 22 et 42 MPa, un module d'élasticité compris entre 11 et 22 GPa et une conductivité thermique comprise entre 0,43 et 0,6 W/m<sup>°K</sup>. Le remplacement de la matrice ordinaire par une matrice hautes performances ne conduit pas à une augmentation importante de la

---

conductivité thermique (0,05 W/m°K au maximum) mais augmente significativement les performances mécaniques et les rapports résistance / conductivité et rigidité / conductivité.

Les approches multi-échelles sur le comportement mécanique des matériaux hétérogènes sont étudiées. Ces approches permettent d'obtenir le comportement mécanique équivalent d'un matériau composite ainsi que de déterminer les micro-contraintes locales dans chaque composant du matériau. Une approximation des micro-contraintes basée sur l'approche de Mori-Tanaka est proposée. Elle est utilisée dans un premier temps pour identifier les caractéristiques des granulats légers comme le module d'élasticité ou la résistance à la rupture qui sont difficiles à mesurer expérimentalement. Suite à des analyses dans le chapitre III, une procédure inverse basée sur le modèle auto-cohérent classique est mise en œuvre pour identifier le module d'élasticité des granulats. Les modules de granulats légers (gravillons légers, sables légers et sable silico-calcaire) sont identifiés à partir de quatre formulations de béton BMHP à 100% de sable léger, quatre formulations de mortier MHP et une formulation de pâte de ciment PHP. Ils sont ensuite utilisés pour la prédiction des comportements mécaniques des bétons légers à partir des modèles multi-phases et des procédures multi-étapes. Les confrontations simulation – expérience montrent un bon accord (écart moyen de 3,5%) entre les prédictions et les valeurs mesurées pour les modules d'Young pour les huit formulations de béton BMHP restants. Les résultats montrent également un bon accord entre les modèles multi-phases et les modèles à deux phases en multi-étape. Cependant, la prédiction par l'approche multi-échelles surestime (écart moyen de 15%) la rigidité des douze formulations de béton BMO à matrice cimentaire ordinaire (moins performante). Cette différence des valeurs prédites et mesurées est expliquée par l'apparition éventuelle des zones de transition plus poreuses entre les granulats et la matrice cimentaire dans les bétons BMO.

Les résistances en compression des granulats légers sont identifiées (sur quatre formulations de béton BMHP à 100% de sable léger) grâce à la localisation des contraintes microscopiques données par l'approche multi-échelles. Ces valeurs sont ensuite introduites dans le modèle prédictif pour estimer les résistances à la rupture des vingt formulations de béton restantes. Les résultats montrent que l'approximation des micro-contraintes à partir de l'approche de Mori-Tanaka permet de donner les valeurs prédictives similaires à celles mesurées. Les confrontations simulation – expérience présentent respectivement des écarts moyens de 4,4% et 6,1% pour les bétons BMHP et BMO. Les différences entre les prédictions et les mesures sont attribuées aux fluctuations de mesure et d'identification des résistances à la rupture des bétons et leurs composants.

La fin de ce chapitre présente la modélisation des comportements thermoélastiques des bétons de granulats légers par la méthode d'homogénéisation. La dépendance du coefficient de dilatation thermique équivalent des bétons aux dilatations thermiques des composants et à leur fraction volumique met en évidence la nécessité de la caractérisation expérimentale de ces composants pour la prédiction du coefficient de couplage thermoélastique. L'homogénéisation de la capacité thermique volumique équivalente montre que, pour les bétons de granulats légers, les propriétés thermoélastiques (coefficient de dilatation thermique, module de compressibilité) des composants ont très peu d'impact sur celle-ci. Seule la moyenne pondérée est suffisante pour une prédiction de la chaleur massique effective. Selon les confrontations expérience – simulation, la moyenne pondérée permet de bien prédire les capacités thermiques volumiques des bétons de granulats légers.



## Conclusions et perspectives

Le présent travail de thèse porte sur les comportements thermiques et mécaniques des bétons de granulats légers. L'objectif est d'optimiser le couple performance mécanique / capacité isolante. Cette étude s'appuie sur une double démarche expérimentale et numérique.

Les granulats représentent environ 70 % du volume du béton et ont donc par conséquent une forte influence sur les propriétés thermiques de celui-ci. Etant moins résistants que la pâte de ciment, contrairement aux granulats ordinaires, les granulats légers ont également un rôle déterminant sur les propriétés mécaniques des bétons. Une meilleure compréhension du comportement thermique et mécanique des bétons de granulats légers nécessite une caractérisation physique, minéralogique et microstructurale des granulats légers étudiés. Sept granulats légers dont quatre gros granulats (gravillons légers) et trois granulats fins (sables légers) font l'objet de l'étude. Ils sont de trois natures différentes : schiste expansé, argile expansée et pierre ponce. Des analyses par DRX ont montré des proportions différentes de phases cristallines et amorphes entre les granulats de ponce, d'argile et de schiste expansés. Les masses volumiques (en vrac, réelle et absolue), la cinétique d'absorption, les porosités (sous vide à l'eau et par intrusion de mercure) des granulats légers sont étudiées. Les granulats ont une masse volumique réelle de 900 à 1610 kg/m<sup>3</sup> et un coefficient d'absorption à 24h variant entre 10 et 25%. Les granulats légers fins sont généralement plus denses que les gros granulats. Comme attendu, les granulats plus légers (520S et 550A) ont des porosités totales sous pression de mercure plus grandes. Cependant, la capacité d'absorption des granulats dépend fortement de la taille des pores et de la structure du grain. Les granulats de densités comparables (520S et 550A ; 800P et 650A ; 700A et 680P) ont des valeurs de coefficients d'absorption distinctes. Le granulat 520S ayant une coque externe peu perméable et épaisse ainsi que des pores de plus petites dimensions présente la plus faible capacité d'absorption d'eau par immersion. La connaissance de ces capacités d'absorption est primordiale pour la confection des bétons de granulats légers. Au total, 24 formulations de bétons à deux matrices de mortiers différentes (ordinaire et hautes



performances) sont confectionnées. La matrice hautes performances contient 10% de fumée de silice. Pour chaque type de gravillon léger et pour chaque type de matrice, 3 formulations de béton sont fabriquées en variant le taux de substitution de sable silico-calcaire par du sable léger. Le taux de substitution est de 0, 50 et 100%. Pour chaque formulation, le sable léger est de même nature que le gravillon léger. Les granulats légers sont pré-saturés à 48 h avant la fabrication afin d'éviter toute variation du rapport E/L lors du malaxage. L'eau de surface des granulats après la pré-saturation est mesurée et déduite de l'eau de gâchage. Les masses volumiques, les résistances en compression et les modules d'Young des bétons sont mesurés à 28 jours. Les propriétés thermiques des bétons sont mesurées à 90 jours à 4 températures différentes (5°C, 20°C, 35°C et 50°C) et à trois états hygrométriques différents (état sec, état de saturation intermédiaire à 50% HR et état saturé). Les résultats ont permis d'évaluer le rôle des différents paramètres de formulation (taux de substitution de sable, nature des granulats, composition de la matrice cimentaire) et l'influence des conditions climatiques ambiantes (température et hygrométrie) sur les propriétés mécaniques et thermiques des bétons légers. Cette analyse permet d'optimiser les performances mécaniques et thermiques des bétons de granulats légers afin de proposer des bétons légers ayant une bonne capacité isolante et une performance mécanique adéquate.

La masse volumique des bétons de granulats légers constitués de gravillons légers et de sable silico-calcaire varie entre 1410 et 1640 kg/m<sup>3</sup>. Le remplacement total du sable silico-calcaire par du sable léger diminue la masse volumique des bétons jusqu'à 1170-1410 kg/m<sup>3</sup>. Les mesures expérimentales ont montré, comme attendu, une diminution des performances mécaniques et une augmentation des performances thermiques avec la substitution du sable silico-calcaire par un sable léger. La substitution totale du sable silico-calcaire entraîne une diminution de la résistance en compression de 6 à 32% (de 1,2 à 6,6 MPa par 100 kg/m<sup>3</sup> de diminution de la masse volumique du béton) et une diminution du module d'Young de 10 à 32% (1,7 à 1,8 GPa par 100 kg/m<sup>3</sup>). Pour un même pourcentage de substitution, la conductivité thermique et la diffusivité thermique diminuent respectivement de 22 à 36% et de 18 à 35%, la chaleur massique augmente de 4 à 7,5%. Lorsque la masse volumique diminue de 100 kg/m<sup>3</sup>, la conductivité et la diffusivité diminuent respectivement de 0,1 à 0,16 W/m.K et 0,015 mm<sup>2</sup>/s tandis que la chaleur massique augmente de 17 à 60 J/kg.K. Toutes ces évolutions des propriétés thermiques conduisent à une amélioration de la capacité isolante du béton. Les bétons confectionnés avec du gravillon léger et 100% de sable léger ont une conductivité thermique entre 0,42 et 0,59 W/m.K, une chaleur massique entre 920 et 1100 J/kg.K et une diffusivité thermique entre 0,32 et 0,42 mm<sup>2</sup>/s. La caractérisation mécanique de ces bétons a montré des résistances en compression très satisfaisantes entre 22 et 42 MPa mais un faible module d'Young compris entre 11 et 22 GPa.

L'analyse des résultats expérimentaux a montré que les propriétés mécaniques et thermiques des bétons de granulats légers dépendent de la masse volumique des granulats légers mais également de leur nature et de leur microstructure. La structure poreuse de chaque type de gravillon influence fortement la résistance en compression. Le gravillon de schiste 520S, possédant une coque externe épaisse, permet de confectionner des bétons plus résistants que d'autres granulats légers de plus faible porosité totale. La porosité accessible à

l'eau semble être un meilleur indicateur de la « qualité mécanique » d'un granulat que la porosité totale car sa valeur traduit implicitement l'influence de la taille des pores, la présence d'une coque peu perméable, etc. Comme dans les travaux de Ke [KE08], pour une même matrice cimentaire et un même volume de granulat léger, une relation quasi linéaire peut être établie entre le module d'élasticité des bétons et le rapport de la masse volumique réelle du granulat sur sa porosité par immersion.

La structure poreuse pourrait aussi influencer la capacité de conduction thermique du béton. Rapportée à la masse volumique du béton, la conductivité des bétons de schiste 520S est plus élevée que celle des bétons d'argile 550A et 700A. Les granulats 520S sont les seuls à présenter une structure poreuse bi-modale avec 60% de pores inférieurs à 0,1 $\mu$ m. La présence d'une coque externe dense plus épaisse que celle des granulats d'argile peut aussi favoriser le transfert de chaleur. La nature amorphe des granulats de ponce 680P et 800P explique la plus faible conductivité thermique des bétons de ponce par rapport aux bétons d'argile et de schiste. La composition minéralogique des sables joue aussi un rôle important sur les performances mécaniques des bétons à travers les interactions physico-chimiques entre les « fines » du sable et le liant. La silice amorphe de la ponce réagit avec la portlandite formée pendant l'hydratation des C<sub>2</sub>S et C<sub>3</sub>S pour former des CSH. Cette réaction consomme de l'eau, ce qui est d'autant plus favorable lorsque le rapport E/C est élevé. Lorsque le sable silico-calcaire est substitué par du sable léger de ponce 800P, la résistance en compression diminue moins rapidement qu'avec les autres sables légers. Ce phénomène n'est pas observé sur les bétons à matrice hautes performances, peut-être en raison de la compétition avec la fumée de silice qui réagit elle aussi avec la portlandite ou le faible rapport E/C. Pour les bétons à matrice hautes performances, la substitution avec du sable d'argile 650A conduit, comparativement à la masse volumique du béton, à des pertes de résistance moins élevées qu'avec les sables de ponce et de schiste. Il semble qu'il y ait une réaction pouzzolanique entre la fumée de silice de la matrice hautes performances et de l'hydroxyde de calcium provenant du sable 650A. Les analyses par diffraction X de ce sable ont montré la présence d'oxyde de chaux que l'on ne retrouve dans aucun autre granulat et qui pourrait confirmer cette hypothèse.

Une solution en vue d'optimiser le rapport du pouvoir isolant sur les performances mécaniques des bétons est l'utilisation d'une matrice hautes performances qui compenserait la plus faible résistance des granulats. Le recours à une matrice hautes performances améliore les performances mécaniques des bétons mais augmente également leurs masses volumiques. Ceci est la conséquence de la plus faible porosité de la matrice. Sur l'ensemble des formulations, la résistance en compression et le module d'élasticité augmentent respectivement de 1,3 à 9,5 MPa et de 2 à 4,2 GPa par 100 kg/m<sup>3</sup> de masse volumique supplémentaire. Pour cette même augmentation de masse volumique du béton, la conductivité thermique et la diffusivité thermique augmentent de 0,015 W/mK et 0,015 mm<sup>2</sup>/s. Il est intéressant de noter que la diminution de la porosité liée à la diminution du rapport E/L, à l'augmentation de la quantité de ciment et à la présence de fumée de silice, a un plus faible impact sur l'augmentation des valeurs de conductivité thermique que la diminution du pourcentage de granulats légers dans le béton. Ceci confirme le rôle important joué par la

taille et la répartition des pores sur le transfert de chaleur par rapport à la seule valeur de la porosité totale.

La température a une influence légèrement défavorable sur le comportement thermique des bétons de granulats légers étudiés. La conductivité thermique et la diffusivité thermique augmentent avec l'élévation de température entre 5°C et 35°C avant d'atteindre un palier entre 35°C et 50°C (pour la conductivité) ou de redescendre vers 35°C (pour la diffusivité). L'augmentation moyenne de la conductivité thermique et de la diffusivité thermique sont respectivement de 13 à 25% et de 11 à 38%. L'augmentation de l'humidité du béton conduit à une forte augmentation de la conductivité thermique mais à une faible variation (augmentation et diminution) de la diffusivité thermique. La porosité accessible à l'eau des granulats légers est le paramètre prépondérant qui influence l'augmentation de la conductivité thermique lors d'une augmentation de l'hygrométrie ambiante. Généralement, plus la porosité accessible à l'eau des granulats est faible, moins le comportement thermique du béton est sensible au changement de l'état hygrométrique. L'utilisation d'une matrice plus dense avec un rapport E/C plus faible limite nettement l'augmentation de conductivité du béton à l'état saturé. A la teneur en eau maximale, la conductivité thermique augmente en moyenne de 50-65% tandis que la diffusivité thermique varie en moyenne de 4%. Cela pénalise la capacité isolante du béton en régime permanent mais l'influence peu en régime transitoire.

Ces résultats ont permis une meilleure compréhension des relations entre les différents paramètres de formulation, les caractéristiques physico-chimiques des granulats légers et les performances mécaniques et thermiques des bétons obtenus. Une même masse volumique de béton peut conduire à des propriétés mécaniques et thermiques très variables en fonction des combinaisons de granulats et du dosage en liant choisis. Sur la base de ces résultats, nous proposons des éléments de recommandations qui visent à l'optimisation du couple performances thermiques – performances mécaniques des bétons de granulats légers. D'une façon générale, un béton à matrice hautes performances confectionné avec un gravillon léger et 100% de sable léger présente un meilleur couple performance mécanique / capacité d'isolation qu'un béton à matrice ordinaire fabriqué avec le même gravillon et 100% de sable silico-calcaire. La première formulation a des propriétés mécaniques (module d'Young et résistance en compression) plus élevées et des valeurs de conductivité et diffusivité thermiques plus faibles que la seconde formulation. Selon la plage de conductivité ou de résistance souhaitée, nous pouvons recommander des combinaisons optimales de granulats (nature, pourcentage de sable).

Dans la partie numérique de la thèse, des procédures d'homogénéisation sont implémentées pour prédire les comportements thermique, mécanique et thermomécanique des bétons de granulats légers. Les modèles d'homogénéisation permettent non seulement de réduire les délais et coûts liés aux campagnes expérimentales mais aussi d'identifier des propriétés mécaniques et thermiques des granulats légers difficilement accessibles par l'expérience.

Les procédures d'identification ont été menées par procédure inverse à partir des modèles classiques d'homogénéisation à deux composants : Mori-Tanaka, auto-cohérent et différentiel. Les mesures expérimentales en formulations hautes performances sont utilisées comme données : trois matrices de mortier MHP et quatre des bétons BMHP étudiés ont été nécessaires pour l'identification des propriétés des gravillons. Pour les propriétés des sables, les résultats expérimentaux sur la pâte de ciment PHP et les quatre mortiers MHP ont été exploités. En effet, les études précédentes (BEN92), [BEN99], [KE08]) ont montré que, avec la diminution du rapport E/C et la présence de fumée de silice, les zones éventuelles de transition plus poreuses entre les granulats et la pâte de ciment s'amointrissent, voire disparaissent. Le choix des formulations hautes performances pour identifier les propriétés thermique et élastique des granulats se justifient donc par la microstructure.

Les conductivités thermiques identifiées pour les gravillons légers varient entre 0,29 et 0,46 W/mK ; celles des sables légers entre 0,47 et 0,87 W/mK. Une analyse de sensibilité est réalisée afin d'étudier les fluctuations possibles de la conductivité thermique identifiée du granulat en fonction des différents modèles utilisés, de la composition du béton et des incertitudes éventuelles sur les valeurs expérimentales mesurées. L'utilisation des bétons à 100% de sable léger ainsi que du modèle auto-cohérent pour l'identification des propriétés thermiques permet de diminuer l'influence de ces paramètres potentiellement influençant. Les capacités thermiques volumiques varient entre 1,14 et 1,3 MJ/m<sup>3</sup>K pour les gravillons légers et entre 1,04 et 1,32 MJ/m<sup>3</sup>K pour les sables légers. Une étude paramétrique sur le modèle d'homogénéisation de la chaleur massique a montré que seule la moyenne pondérée est suffisante pour modéliser la chaleur massique effective des bétons de granulats légers.

Les modules d'Young identifiés varient de 13 à 19 GPa pour les gravillons légers et de 11 à 25 GPa pour les sables légers. Les modélisations multi-échelles permettent également d'étudier les intensités des micro-contraintes développées dans les constituants du béton. Considérant le béton de granulats légers comme un matériau fragile, ces localisations permettent d'identifier, selon le critère de Rankine, les résistances à la rupture des granulats légers correspondant à la rupture des éprouvettes des bétons en compression. La plage des résistances à la rupture identifiées pour les gravillons légers est de 27 à 41 MPa. Suite à l'étude de sensibilité menée pour l'identification des propriétés thermiques, ces valeurs (module d'Young et résistance à la rupture) résultent également d'une procédure menée avec le modèle auto-cohérent sur les bétons hautes performances à 100% de sable léger.

Pour la simulation des comportements thermique et élastique des bétons de granulats légers, nous avons implémenté des modèles d'homogénéisation multi-composants (Mori-Tanaka, auto-cohérent généralisé et différentiel) pour un matériau polydisperse. Les bétons étudiés sont considérés comme des matériaux composés de quatre constituants : trois types de granulats (sable silico-calcaire, sable léger, gravillon léger) immergés dans une pâte de ciment (ordinaire ou hautes performances). Les prédictions des propriétés thermique et élastique sont comparées à celles obtenues par des procédures multi-étapes reposant sur les modèles classiques à deux composants (Mori-Tanaka, auto-cohérent, auto-cohérent généralisé et différentiel). Une procédure multi-étapes est également utilisée pour la prédiction de la capacité thermique équivalente. L'ensemble des prédictions pour les

propriétés thermiques (conductivité thermique, capacité thermique) et mécaniques (module d'élasticité, résistance en compression) sont confrontées aux valeurs expérimentales mesurées sur 24 formulations de bétons à matrice hautes performances et ordinaire.

Les résultats montrent un bon accord entre les simulations numériques et les mesures expérimentales pour les propriétés thermiques. L'écart moyen entre les valeurs calculées et mesurées est de 2% pour la conductivité thermique et de 1,9% pour la capacité thermique volumique. Les procédures d'homogénéisation multi-étapes donnent des valeurs de conductivité thermique plus proches des valeurs expérimentales que les modèles d'homogénéisation multi-phases. La procédure multi-étapes est également utilisée pour estimer les flux thermiques locaux au sein des composants lorsque le béton est soumis à un chargement élémentaire. A travers ces modélisations, on observe que les flux thermiques sont constants dans le granulats quel que soit le modèle implémenté. Dans la matrice cimentaire autour du granulats, les flux thermiques varient en intensité et en orientation en fonction de la position du point considéré. Les flux thermiques deviennent enfin uniformes et unidirectionnels lorsque la distance au centre du granulats augmente.

Pour le comportement mécanique, les modèles d'homogénéisation prédisent bien le module d'Young des bétons à matrice hautes performances mais surestiment le module d'Young des bétons à matrice ordinaire. L'écart moyen entre les valeurs prédites et les valeurs expérimentales est de 3,5% pour les bétons à matrice hautes performances et de 15% pour les bétons à matrice ordinaire. Les localisations des micro-contraintes fournies par l'approche de Mori-Tanaka sont proposées dans ce travail. Cette approximation permet de prédire les résistances en compression des bétons de granulats légers en comparant les contraintes locales développées dans la matrice de mortier et dans les granulats légers à leur seuil élastique respectif. Les modélisations des résistances en compression présentent un écart moyen entre les prédictions et les mesures de 4,4% pour les bétons BMHP et de 6,1% pour les bétons BMO. Le grand écart simulation – expérience des modules d'Young des bétons BMO peut s'expliquer par l'effet de la zone de transition plus poreuse qui se crée à l'interface pâte – granulats dans les bétons à matrice ordinaire. Notre étude numérique montre que cette zone semble influencer fortement les prédictions du module d'Young des bétons BMO mais peu les prédictions de leurs résistances en compression de leurs conductivités thermiques et de leurs capacités thermiques volumiques.

Enfin, une dernière partie de l'étude numérique consiste à simuler le transfert thermique à travers une enveloppe de bâtiment constituée, soit de béton de granulats légers, soit de béton de granulats ordinaire. Deux configurations, mur avec ou sans isolation interne, sont comparées. Les simulations permettent de quantifier l'amélioration des performances thermiques pour une épaisseur totale de 20 cm. La quantité de chaleur transférée ainsi que les caractéristiques thermiques harmonisées (amplitude, amortissement et déphasage de la température) sont évaluées. Les propriétés thermiques des bétons de granulats légers mesurées expérimentalement sont utilisées pour les simulations. Le comportement thermique de chacune des quatre enveloppes (constituées chacune d'une formulation de béton de granulats légers) est comparé à celui d'une enveloppe de béton de granulats ordinaire. Enfin, les transferts thermiques au travers des bétons de granulats légers à différents états hydriques

---

sont modélisés et comparés aux transferts calculés dans les bétons à l'état sec afin de mettre en évidence l'influence de la teneur en eau sur leurs performances thermiques.

*Plusieurs perspectives peuvent être proposées :*

Nous nous sommes intéressés aux propriétés thermiques et mécaniques des bétons de granulats légers. La porosité élevée de tels bétons par rapport au béton de granulat ordinaire peut entraîner une perméabilité plus élevée et donc une plus faible durabilité. L'étude de la résistance aux agents chimiques agressifs (ions chlore, sulfates, eau de mer, acides ...) de tels bétons comparativement à celle du béton de granulat ordinaire serait utile. De même, il serait intéressant de savoir si le comportement à haute température (cas d'incendie) des bétons de granulats légers s'écarte beaucoup de celui du béton de granulat ordinaire. Cela passerait par une étude expérimentale et numérique du comportement thermomécanique incluant les déformations d'origine thermohydrrique (retrait, expansion).

Enfin, les modèles d'homogénéisation ont permis de bien décrire les comportements thermiques des bétons de granulats légers à l'état sec. Une poursuite de ce travail serait de simuler les propriétés thermiques des bétons légers à différents états hygrométriques. Une étude expérimentale permettrait de déterminer les coefficients de diffusion et les coefficients de couplage hygrothermique des bétons légers. Les coefficients de diffusion des granulats et des bétons seraient calculés à partir d'essais de sorptions à la vapeur d'eau. La caractérisation expérimentale du comportement hygrothermique des bétons serait réalisée grâce à une enceinte bi-climatique permettant de maîtriser les ambiances en température et en hygrométrie. Les cinétiques de température et d'hygrométrie obtenues permettraient de déterminer les coefficients d'expansion hygrothermique.



## **Annexes A**

### **Composition des bétons**



<b>BETONS DE GRANULAT DE SCHISTE 520S</b>						
<b>Propriétés des composants</b>						
<b>Libellé</b>	<b>Symbole</b>	<b>Masse volumique (kg/m<sup>3</sup>)</b>			<b>Absorption d'eau (%)</b>	
Ciment I 52,5	C	3150				
Sable 0/2	S	2461,83			4,31	
520S 4/10	GL	1175			10,76	
855S 0/4	SL	1897,8			13,00	
Eau	E	1000				
Fumée de silice	FS	2240				
Superplastifiant	SP	1055				
<b>Caractéristiques de la matrice</b>						
<b>Relation</b>	<b>Unité</b>	<b>HP-520S</b>			<b>O-520S</b>	
S/C	m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup>	1,66			1,66	
G/S	m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup>	1,94			2,00	
E/L	m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup>	0,33			0,45	
SP/C	kg/kg	0,024			-	
FS/C	kg/kg	0,1			-	
<b>Composition du béton pour 1m<sup>3</sup></b>						
<b>Catégorie de béton</b>	<b>HP-520S</b>			<b>O-520S</b>		
c <sub>sl</sub>	0%	50%	100%	0%	50%	100%
C (kg)	438,89	438,89	438,89	425,85	425,85	425,85
S (kg)	570,56	285,28	0,00	553,61	276,81	0,00
SL (kg)	0,00	219,92	439,84	0,00	213,39	426,77
GL (kg)	528,75	528,75	528,75	528,75	528,75	528,75
E (kg)	159,32	159,32	159,32	189,93	189,93	189,93
FS (kg)	43,89	43,89	43,89	-	-	-
SP (kg)	10,53	10,53	10,53	-	-	-
<b>Teneur en eau des granulats <i>in situ</i> (%)</b>						
Sable 0/2	2,98	5,50		9,15	2,57	
520S 4/10	29,05	27,38	29,00	18,53	26,63	26,36
855S 0/4		26,76	29,02		30,85	30,21
<b>Quantité pour une gâchée</b>						
Nombre Ø16 x 32	5	5	5	5	5	5
Aéromètre 8L	1	1	1	1	1	1
Volume réel (L)	40,17	40,17	40,17	40,17	40,17	40,17
Volume corrigé (L)	46,20	46,20	46,20	46,20	46,20	46,20
C (kg)	20,27	20,27	20,27	19,67	19,67	19,67
S (kg)	26,36	13,18	0,00	25,57	12,79	0,00
S corrigé (kg)	27,14	13,90	0,00	27,91	13,12	0,00
GL (kg)	24,43	24,43	24,43	24,43	24,43	24,43
GL corrigé (kg)	28,89	28,49	28,88	26,32	28,30	28,24
SL (kg)	0,00	10,16	20,32	0,00	9,86	19,72
SL corrigé (kg)	0,00	11,56	23,57	0,00	11,62	23,11
E (kg)	7,36	7,36	7,36	8,77	8,77	8,77
E corrigé (kg)	3,24	1,88	-0,02	5,91	3,86	2,23
FS (kg)	2,03	2,03	2,03	-	-	-
SP (kg)	0,49	0,49	0,49	-	-	-
MV théorique (kg/m <sup>3</sup> )	1752	1687	1621	1698	1635	1571

Tableau A-1 : Composition des bétons à base de schiste 520S

<b>BETONS DE GRANULAT DE PIERRE PONCE 680P</b>						
<b>Propriétés des composants</b>						
Libellé	Symbole	Masse volumique (kg/m <sup>3</sup> )			Absorption d'eau (%)	
Ciment I 52,5	C	3150				
Sable 0/2	S	2461,83			4,31	
680P 5/8	GL	1391,77			21,05	
800P 0/5	SL	1622,01			20,83	
Eau	E	1000				
Fumée de silice	FS	2240				
Superplastifiant	SP	1055				
<b>Caractéristiques de la matrice</b>						
Libellé	Unité	HP-680P			O-680P	
S/C	m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup>	1,66			1,66	
G/S	m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup>	1,94			2,00	
E/L	m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup>	0,33			0,45	
SP/C	kg/kg	0,022			-	
FS/C	kg/kg	0,1			-	
<b>Composition du béton pour 1m<sup>3</sup></b>						
Catégorie de béton	HP-680P			O-680P		
c <sub>sl</sub>	0%	50%	100%	0%	50%	100%
C (kg)	438,89	438,89	438,89	425,85	425,85	425,85
S (kg)	570,56	285,28	0,00	553,61	276,81	0,00
SL (kg)	0,00	187,96	375,92	0,00	182,38	364,75
GL (kg)	626,30	626,30	626,30	626,30	626,30	626,30
E (kg)	159,32	159,32	159,32	189,93	189,93	189,93
FS (kg)	43,89	43,89	43,89	-	-	-
SP (kg)	9,66	9,66	9,66	-	-	-
<b>Teneur en eau des granulats <i>in situ</i> (%)</b>						
Sable 0/2	5,76	3,50		3,23	3,21	
680P 5/8	30,17	28,23	30,39	30,36	31,56	30,56
800P 0/5		42,38	46,45		44,55	48,71
<b>Quantité pour une gâchée</b>						
Nombre Ø16 x 32	5	5	5	5	5	5
Aéromètre 8L	1	1	1	1	1	1
Volume réel (L)	40,17	40,17	40,17	40,17	40,17	40,17
Volume corrigé (L)	46,20	46,20	46,20	46,20	46,20	46,20
C (kg)	20,27	20,27	20,27	19,67	19,67	19,67
S (kg)	26,36	13,18	0,00	25,57	12,79	0,00
S corrigé (kg)	27,88	13,64	0,00	26,40	13,20	0,00
GL (kg)	28,93	28,93	28,93	28,93	28,93	28,93
GL corrigé (kg)	31,57	31,01	31,63	31,63	31,97	31,68
SL (kg)	0,00	8,68	17,37	0,00	8,42	16,85
SL corrigé (kg)	0,00	10,55	21,81	0,00	10,42	21,55
E (kg)	7,36	7,36	7,36	8,77	8,77	8,77
E corrigé (kg)	4,45	3,79	0,94	6,78	4,65	2,43
FS (kg)	2,03	2,03	2,03	-	-	-
SP (kg)	0,45	0,45	0,45	-	-	-
MV théorique (kg/m <sup>3</sup> )	1849	1751	1654	1796	1701	1607

Tableau A-2 : Composition des bétons à base de pierre ponce 680P

<b>BETONS DE GRANULAT D'ARGILE 550A</b>						
<b>Propriétés des composants</b>						
<b>Libellé</b>	<b>Symbole</b>	<b>Masse volumique (kg/m<sup>3</sup>)</b>			<b>Absorption d'eau (%)</b>	
Ciment I 52,5	C	3150				
Sable 0/2	S	2461,83			4,31	
550A 4/10	GL	1239,58			26,42	
650A 0/4	SL	1684,32			19,22	
Eau	E	1000				
Fumée de silice	FS	2240				
Superplastifiant	SP	1055				
<b>Caractéristiques de la matrice</b>						
<b>Libellé</b>	<b>Unité</b>	<b>HP-550A</b>			<b>O-550A</b>	
S/C	m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup>	1,66			1,66	
G/S	m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup>	1,94			2,00	
E/L	m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup>	0,33			0,45	
SP/C	kg/kg	0,023			-	
FS/C	kg/kg	0,1			-	
<b>Composition du béton pour 1m<sup>3</sup></b>						
<b>Catégorie de béton</b>	<b>HP-550A</b>			<b>O-550A</b>		
c <sub>sl</sub>	0%	50%	100%	0%	50%	100%
C (kg)	438,89	438,89	438,89	425,85	425,85	425,85
S (kg)	570,56	285,28	0,00	553,61	276,81	0,00
SL (kg)	0,00	195,18	390,36	0,00	189,38	378,77
GL (kg)	557,81	557,81	557,81	557,81	557,81	557,81
E (kg)	159,32	159,32	159,32	189,93	189,93	189,93
FS (kg)	43,89	43,89	43,89	-	-	-
SP (kg)	10,09	10,09	10,09	-	-	-
<b>Teneur en eau des granulats <i>in situ</i> (%)</b>						
Sable 0/2	4,83	2,64		7,77	3,33	
550A 4/10	32,01	31,62	29,51	31,71	29,41	28,97
650A 0/4		35,79	30,72		27,27	25,00
<b>Quantité pour une gâchée</b>						
Nombre Ø16 x 32	5	5	5	5	5	5
Aéromètre 8L	1	1	1	1	1	1
Volume réel (L)	40,17	40,17	40,17	40,17	40,17	40,17
Volume corrigé (L)	46,20	46,20	46,20	46,20	46,20	46,20
C (kg)	20,27	20,27	20,27	19,67	19,67	19,67
S (kg)	26,36	13,18	0,00	25,57	12,79	0,00
S corrigé (kg)	27,63	13,53	0,00	27,56	13,21	0,00
GL (kg)	25,77	25,77	25,77	25,77	25,77	25,77
GL corrigé (kg)	27,21	27,11	26,56	27,13	26,54	26,43
SL (kg)	0,00	9,02	18,03	0,00	8,75	17,50
SL corrigé (kg)	0,00	10,51	20,11	0,00	9,45	18,51
E (kg)	7,36	7,36	7,36	8,77	8,77	8,77
E corrigé (kg)	5,73	4,87	4,61	6,86	7,68	7,40
FS (kg)	2,03	2,03	2,03	-	-	-
SP (kg)	0,47	0,47	0,47	-	-	-
MV théorique (kg/m <sup>3</sup> )	1781	1690	1600	1727	1640	1552

Tableau A-3 : Composition des bétons à base d'argile 550A

<b>BETONS DE GRANULAT D'ARGILE 700A</b>						
<b>Propriétés des composants</b>						
Libellé	Symbole	Masse volumique (kg/m <sup>3</sup> )			Absorption d'eau (%)	
Ciment I 52,5	C	3150				
Sable 0/2	S	2461,83			4,31	
700A 4/8	GL	1496,22			20,41	
650A 0/4	SL	1684,32			19,22	
Eau	E	1000				
Fumée de silice	FS	2240				
Superplastifiant	SP	1055				
<b>Caractéristiques de la matrice</b>						
Libellé	Unité	HP-700A			O-700A	
S/C	m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup>	1,66			1,66	
G/S	m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup>	1,94			2,00	
E/L	m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup>	0,33			0,45	
SP/C	kg/kg	0,019			-	
FS/C	kg/kg	0,1			-	
<b>Composition du béton pour 1m<sup>3</sup></b>						
Catégorie de béton	HP-700A			O-700A		
c <sub>sl</sub>	0%	50%	100%	0%	50%	100%
C (kg)	438,89	438,89	438,89	425,85	425,85	425,85
S (kg)	570,56	285,28	0,00	553,61	276,81	0,00
SL (kg)	0,00	195,18	390,36	0,00	189,38	378,77
GL (kg)	673,30	673,30	673,30	673,30	673,30	673,30
E (kg)	159,32	159,32	159,32	189,93	189,93	189,93
FS (kg)	43,89	43,89	43,89	-	-	-
SP (kg)	8,34	8,34	8,34	-	-	-
<b>Teneur en eau des granulats <i>in situ</i> (%)</b>						
Sable 0/2	4,59	6,05		9,15	5,91	
700A 4/8	22,42	21,66	21,72	25,00	25,20	23,11
650A 0/4		29,56	28,70		36,97	33,20
<b>Quantité pour une gâchée</b>						
Nombre Ø16 x 32	5	5	5	5	5	5
Aéromètre 8L	1	1	1	1	1	1
Volume réel (L)	40,17	40,17	40,17	40,17	40,17	40,17
Volume corrigé (L)	46,20	46,20	46,20	46,20	46,20	46,20
C (kg)	20,27	20,27	20,27	19,67	19,67	19,67
S (kg)	26,36	13,18	0,00	25,57	12,79	0,00
S corrigé (kg)	27,57	13,98	0,00	27,91	13,54	0,00
GL (kg)	31,10	31,10	31,10	31,10	31,10	31,10
GL corrigé (kg)	31,73	31,49	31,51	32,53	32,59	31,94
SL (kg)	0,00	9,02	18,03	0,00	8,75	17,50
SL corrigé (kg)	0,00	9,95	19,74	0,00	10,30	19,94
E (kg)	7,36	7,36	7,36	8,77	8,77	8,77
E corrigé (kg)	6,48	5,74	5,28	6,45	6,00	5,98
FS (kg)	2,03	2,03	2,03	-	-	-
SP (kg)	0,39	0,39	0,39	-	-	-
MV théorique (kg/m <sup>3</sup> )	1894	1804	1714	1843	1755	1668

Tableau A-4 : Composition des bétons à base d'argile 700A

<b>MORTIERS</b>					
<b>Propriétés des composants</b>					
Libellé	Symbole	Masse volumique (kg/m <sup>3</sup> )		Absorption d'eau (%)	
Ciment I 52,5	C	3150			
Sable 0/2	S	2461,83		4,31	
855S 0/4	SL	1897,8		13,00	
680P 0/5	SL	1573,27		20,83	
650A 0/4	SL	1684,32		19,22	
Eau	E	1000			
Fumée de silice	FS	2240			
Superplastifiant	SP	1055			
<b>Caractéristiques de la matrice</b>					
Libellé	Unité	MHP-SC	MHP-S100	MHP-P100	MHP-A100
S/C	m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup>	1,66			
E/L	m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup>	0,33			
SP/C	kg/kg	0,02	0,022	0,02	0,01
FS/C	kg/kg	0,1			
<b>Composition du béton pour 1m<sup>3</sup></b>					
Catégorie de béton		MHP-SC	MHP-S100	MHP-P100	MHP-A100
c <sub>sl</sub>		0%	100%	100%	100%
C (kg)		797,98	797,98	797,98	797,98
S (kg)		1037,37	0,00	0,00	0,00
SL (kg)		0,00	799,70	662,95	709,74
E (kg)		289,67	289,67	289,67	289,67
FS (kg)		79,80	79,80	79,80	79,80
SP (kg)		17,56	19,31	17,56	8,78
<b>Teneur en eau des granulats <i>in situ</i> (%)</b>					
Sable 0/2		5,28%			
Sable léger			31,58%	46,67%	33,33%
<b>Quantité pour une gâchée</b>					
Nombre Ø16 x 32		4	4	4	4
Nombre 7 x 7 x 28		2	2	2	2
Volume réel (L)		28,480	28,480	28,480	28,480
Volume corrigé (L)		32,752	32,752	32,752	32,752
C (kg)		26,135	26,135	26,135	26,135
S (kg)		33,976	0,000	0,000	0,000
S corrigé (kg)		35,770	0,000	0,000	0,000
SL (kg)		0,000	26,192	21,713	23,245
SL corrigé kg)		0,000	31,058	27,323	26,525
E (kg)		9,487	9,487	9,487	9,487
E corrigé kg)		8,726	4,627	4,242	6,464
FS kg)		2,614	2,614	2,614	2,614
SP (kg)		0,575	0,632	0,575	0,287
MV théorique (kg/m <sup>3</sup> )		2222,37	1986,45	1847,95	1885,96

Tableau A-5 : Composition des mortiers

## **Annexes B**

# **Propriétés thermiques des béton de granulats légers**

Matrice	Gros granulat	Taux de SL (%)	Conductivité thermique			Diffusivité thermique			Chaleur massique		
			Moyenne (W/m.K)	Ecartype (W/m.K)	ET relative (%)	Moyenne (mm <sup>2</sup> /s)	Ecartype (mm <sup>2</sup> /s)	ET relative (%)	Moyenne (J/kg.K)	Ecartype (J/kg.K)	ET relative (%)
O	550A	0	0,6099	0,0137	2,25	0,3845	0,0080	2,09	1125,05	33,73	3,00
		50	0,4911	0,0078	1,59	0,3260	0,0159	4,87	1173,73	37,53	3,20
		100	0,3922	0,0101	2,58	0,2703	0,0092	3,40	1237,35	34,87	2,82
	700A	0	0,6797	0,0289	4,25	0,4221	0,0227	5,38	1055,95	30,28	2,87
		50	0,5603	0,0173	3,08	0,3557	0,0175	4,91	1124,45	26,15	2,33
		100	0,4513	0,0100	2,21	0,3011	0,0113	3,77	1169,87	40,24	3,44
	520S	0	0,6156	0,0094	1,53	0,4106	0,0236	5,75	1045,92	57,73	5,52
		50	0,5543	0,0309	5,58	0,3721	0,0208	5,60	1077,36	55,86	5,19
		100	0,4694	0,0263	5,61	0,3139	0,0074	2,34	1135,99	38,39	3,38
	680P	0	0,6635	0,0130	1,96	0,4068	0,0073	1,80	1095,92	1,98	0,18
		50	0,5182	0,0171	3,29	0,3273	0,0153	4,68	1127,10	38,86	3,45
		100	0,4134	0,0040	0,98	0,2601	0,0038	1,46	1186,01	11,21	0,94

**Tableau B-1 : Propriétés thermiques des bétons de granulats légers à matrice ordinaire mesurées sur l'échantillon sec à 5°C**

Matrice	Gros granulat	Taux de SL (%)	Conductivité thermique			Diffusivité thermique			Chaleur massique		
			Moyenne (W/m.K)	Ecartype (W/m.K)	ET relative (%)	Moyenne (mm <sup>2</sup> /s)	Ecartype (mm <sup>2</sup> /s)	ET relative (%)	Moyenne (J/kg.K)	Ecartype (J/kg.K)	ET relative (%)
HP	550A	0	0,6492	0,0183	2,82	0,4162	0,0107	2,58	990,19	10,83	1,09
		50	0,5043	0,0228	4,52	0,3312	0,0208	6,28	1046,97	63,88	6,10
		100	0,3959	0,0071	1,80	0,2683	0,0101	3,77	1098,54	39,49	3,59
	700A	0	0,6775	0,0076	1,12	0,4444	0,0302	6,81	903,95	52,21	5,78
		50	0,5645	0,0199	3,52	0,3518	0,0082	2,34	979,73	49,17	5,02
		100	0,4773	0,0106	2,21	0,3071	0,0060	1,94	1030,71	31,30	3,04
	520S	0	0,7182	0,0190	2,65	0,4618	0,0179	3,87	984,20	18,86	1,92
		50	0,5495	0,0196	3,57	0,3723	0,0109	2,94	1016,46	36,75	3,62
		100	0,5143	0,0186	3,62	0,3530	0,0145	4,11	1027,57	7,58	0,74
	680P	0	0,6530	0,0109	1,66	0,3978	0,0102	2,56	1002,48	15,84	1,58
		50	0,5387	0,0103	1,90	0,3425	0,0035	1,03	1034,60	13,10	1,27
		100	0,4017	0,0160	3,98	0,2894	0,0062	2,14	1090,28	17,73	1,63

**Tableau B-2 : Propriétés thermiques des bétons de granulats légers à matrice haute performance mesurées sur l'échantillon sec à 5°C**



Matrice	Gros granulat	Taux de SL (%)	Conductivité thermique			Diffusivité thermique			Chaleur massique		
			Moyenne (W/m.K)	Ecartype (W/m.K)	ET relative (%)	Moyenne (mm <sup>2</sup> /s)	Ecartype (mm <sup>2</sup> /s)	ET relative (%)	Moyenne (J/kg.K)	Ecartype (J/kg.K)	ET relative (%)
O	550A	0	0,7391	0,0086	1,16	0,4722	0,0049	1,03	1109,63	9,77	0,88
		50	0,5817	0,0024	0,40	0,3999	0,0043	1,07	1132,09	10,83	0,96
		100	0,4876	0,0009	0,18	0,3579	0,0016	0,45	1161,34	3,45	0,30
	700A	0	0,8013	0,0188	2,35	0,4959	0,0100	2,02	1064,88	17,72	1,66
		50	0,6714	0,0052	0,77	0,4360	0,0118	2,71	1099,30	36,23	3,30
		100	0,5520	0,0038	0,69	0,3919	0,0078	1,98	1099,05	27,59	2,51
	520S	0	0,7635	0,0018	0,24	0,4984	0,0063	1,27	1067,35	10,51	0,98
		50	0,7036	0,0209	2,97	0,4592	0,0100	2,18	1107,57	43,24	3,90
		100	0,6013	0,0022	0,37	0,4055	0,0151	3,71	1128,14	46,11	4,09
	680P	0	0,7640	0,0012	0,16	0,4964	0,0056	1,13	1034,32	9,97	0,96
		50	0,6241	0,0227	3,64	0,4067	0,0120	2,95	1092,48	55,72	5,10
		100	0,5076	0,0006	0,12	0,3334	0,0117	3,50	1136,77	40,11	3,53

**Tableau B-3 : Propriétés thermiques des bétons de granulats légers à matrice ordinaire mesurées sur l'échantillon sec à 35°C**

Matrice	Gros granulat	Taux de SL (%)	Conductivité thermique			Diffusivité thermique			Chaleur massique		
			Moyenne (W/m.K)	Ecartype (W/m.K)	ET relative (%)	Moyenne (mm <sup>2</sup> /s)	Ecartype (mm <sup>2</sup> /s)	ET relative (%)	Moyenne (J/kg.K)	Ecartype (J/kg.K)	ET relative (%)
HP	550A	0	0,7527	0,0041	0,55	0,5030	0,0204	4,05	950,62	32,53	3,42
		50	0,5778	0,0022	0,38	0,4080	0,0045	1,09	971,73	7,59	0,78
		100	0,5046	0,0090	1,79	0,3729	0,0053	1,43	1019,43	22,17	2,17
	700A	0	0,7683	0,0057	0,74	0,5367	0,0214	3,99	859,62	38,78	4,51
		50	0,6755	0,0078	1,16	0,4769	0,0196	4,10	918,09	29,64	3,23
		100	0,5663	0,0062	1,10	0,4034	0,0085	2,10	957,18	11,30	1,18
	520S	0	0,7916	0,0118	1,49	0,5240	0,0149	2,84	956,02	28,56	2,99
		50	0,7009	0,0091	1,30	0,4823	0,0048	0,99	1000,55	15,13	1,51
		100	0,6770	0,0009	0,13	0,4611	0,0105	2,28	1035,44	24,73	2,39
	680P	0	0,7354	0,0243	3,30	0,4326	0,0083	1,92	1038,32	37,76	3,64
		50	0,6957	0,0108	1,55	0,4275	0,0042	0,98	1070,24	22,62	2,11
		100	0,5167	0,0110	2,14	0,3403	0,0057	1,68	1082,02	35,90	3,32

**Tableau B-4 : Propriétés thermiques des bétons de granulats légers à matrice haute performance mesurées sur l'échantillon sec à 35°C**

Matrice	Gros granulat	Taux de SL (%)	Conductivité thermique			Diffusivité thermique			Chaleur massique		
			Moyenne (W/m.K)	Ecartype (W/m.K)	ET relative (%)	Moyenne (mm <sup>2</sup> /s)	Ecartype (mm <sup>2</sup> /s)	ET relative (%)	Moyenne (J/kg.K)	Ecartype (J/kg.K)	ET relative (%)
O	550A	0	0,7310	0,0031	0,42	0,4481	0,0203	4,54	1158,08	50,14	4,33
		50	0,6011	0,0089	1,48	0,3825	0,0098	2,57	1223,55	31,98	2,61
		100	0,4954	0,0109	2,20	0,3267	0,0114	3,50	1293,61	61,73	4,77
	700A	0	0,7971	0,0136	1,71	0,4774	0,0051	1,08	1100,47	13,23	1,20
		50	0,6785	0,0061	0,89	0,4223	0,0121	2,87	1146,67	31,32	2,73
		100	0,5576	0,0038	0,68	0,3618	0,0048	1,32	1202,37	23,32	1,94
	520S	0	0,7675	0,0109	1,42	0,4975	0,0055	1,10	1,5480	0,0281	1,82
		50	0,7099	0,0219	3,08	0,4552	0,0143	3,14	1127,22	32,97	2,92
		100	0,6118	0,0161	2,63	0,3885	0,0231	5,96	1199,02	41,55	3,47
	680P	0	0,7739	0,0011	0,14	0,4812	0,0143	2,98	1081,36	33,83	3,13
		50	0,6281	0,0050	0,80	0,3922	0,0176	4,50	1140,85	56,35	4,94
		100	0,5141	0,0039	0,76	0,3277	0,0164	5,00	1172,92	63,30	5,40

**Tableau B-5 : Propriétés thermiques des bétons de granulats légers à matrice ordinaire mesurées sur l'échantillon sec à 50°C**

Matrice	Gros granulat	Taux de SL (%)	Conductivité thermique			Diffusivité thermique			Chaleur massique		
			Moyenne (W/m.K)	Ecartype (W/m.K)	ET relative (%)	Moyenne (mm <sup>2</sup> /s)	Ecartype (mm <sup>2</sup> /s)	ET relative (%)	Moyenne (J/kg.K)	Ecartype (J/kg.K)	ET relative (%)
HP	550A	0	0,7472	0,0050	0,68	0,4658	0,0041	0,89	1001,49	31,23	3,12
		50	0,6075	0,0339	5,59	0,4066	0,0117	2,88	1020,63	55,71	5,46
		100	0,4973	0,0156	3,13	0,3613	0,0032	0,87	1068,65	29,96	2,80
	700A	0	0,7608	0,0037	0,48	0,5159	0,0034	0,65	884,61	5,91	0,67
		50	0,6719	0,0069	1,03	0,4489	0,0179	3,98	970,05	29,19	3,01
		100	0,5806	0,0108	1,86	0,3859	0,0053	1,36	1009,72	8,75	0,87
	520S	0	0,8414	0,0270	3,21	0,5200	0,0075	1,45	1023,80	38,97	3,81
		50	0,7089	0,0084	1,19	0,4645	0,0073	1,57	1045,16	13,23	1,27
		100	0,6761	0,0165	2,44	0,4451	0,0195	4,38	1071,99	39,66	3,70
	680P	0	0,7913	0,0038	0,49	0,4408	0,0139	3,15	1097,32	38,97	3,55
		50	0,6978	0,0045	0,65	0,4092	0,0064	1,56	1121,85	12,50	1,11
		100	0,5403	0,0066	1,23	0,3336	0,0005	0,14	1153,48	14,42	1,25

**Tableau B-6 : Propriétés thermiques des bétons de granulats légers à matrice haute performance mesurées sur l'échantillon sec à 50°C**

Matrice	Gros granulat	Taux de SL (%)	Conductivité thermique			Diffusivité thermique			Chaleur massique		
			Moyenne (W/m.K)	Ecartype (W/m.K)	ET relative (%)	Moyenne (mm <sup>2</sup> /s)	Ecartype (mm <sup>2</sup> /s)	ET relative (%)	Moyenne (J/kg.K)	Ecartype (J/kg.K)	ET relative (%)
O	550A	0	0,7271	0,0194	2,67	0,4639	0,0261	5,63	1111,15	21,52	1,94
		50	0,5922	0,0281	4,74	0,3905	0,0206	5,29	1127,83	18,32	1,62
		100	0,5084	0,0045	0,89	0,3492	0,0134	3,83	1192,54	41,75	3,50
	700A	0	0,7857	0,0143	1,82	0,4745	0,0062	1,31	1065,46	13,91	1,31
		50	0,6601	0,0161	2,44	0,4148	0,0126	3,04	1104,75	45,33	4,10
		100	0,5518	0,0044	0,80	0,3688	0,0110	2,99	1136,26	23,95	2,11
	520S	0	0,7432	0,0218	2,94	0,4819	0,0247	5,13	1052,89	43,21	4,10
		50	0,6721	0,0093	1,38	0,4370	0,0098	2,25	1087,96	25,77	2,37
		100	0,5988	0,0190	3,16	0,4001	0,0104	2,60	1112,69	54,35	4,88
	680P	0	0,7428	0,0221	2,98	0,4651	0,0118	2,54	1047,61	49,82	4,76
		50	0,5986	0,0134	2,25	0,3886	0,0113	2,92	1064,87	11,41	1,07
		100	0,5038	0,0077	1,52	0,3316	0,0065	1,95	1130,50	20,88	1,85

Tableau B-7 : Propriétés thermiques des bétons de granulats légers à matrice ordinaire mesurées sur l'échantillon humide à 50% HR et à 20°C

Matrice	Gros granulat	Taux de SL (%)	Conductivité thermique			Diffusivité thermique			Chaleur massique		
			Moyenne (W/m.K)	Ecartype (W/m.K)	ET relative (%)	Moyenne (mm <sup>2</sup> /s)	Ecartype (mm <sup>2</sup> /s)	ET relative (%)	Moyenne (J/kg.K)	Ecartype (J/kg.K)	ET relative (%)
HP	550A	0	0,8041	0,0129	1,61	0,4802	0,0226	4,70	1039,73	36,59	3,52
		50	0,6611	0,0228	3,45	0,4184	0,0119	2,85	1056,14	31,63	2,99
		100	0,5102	0,0221	4,34	0,3430	0,0108	3,15	1059,89	18,87	1,78
	700A	0	0,8351	0,0167	2,00	0,5278	0,0171	3,24	928,06	31,75	3,42
		50	0,6899	0,0208	3,02	0,4549	0,0212	4,66	964,38	17,88	1,85
		100	0,6055	0,0101	1,67	0,3946	0,0078	1,96	1015,80	31,44	3,09
	520S	0	0,8116	0,0166	2,05	0,5144	0,0116	2,25	985,31	32,50	3,30
		50	0,7086	0,0215	3,04	0,4666	0,0173	3,70	1029,21	13,84	1,34
		100	0,6304	0,0311	4,93	0,4141	0,0135	3,25	1058,33	38,14	3,60
	680P	0	0,7934	0,0192	2,42	0,4701	0,0238	5,06	1015,57	52,00	5,12
		50	0,6937	0,0052	0,75	0,4253	0,0119	2,79	1050,34	35,09	3,34
		100	0,5278	0,0077	1,46	0,3396	0,0114	3,36	1089,08	37,65	3,46

**Tableau B-8 : Propriétés thermiques des bétons de granulats légers à matrice haute performance mesurées sur l'échantillon humide à 50% HR et à 20°C**

Matrice	Gros granulat	Taux de SL (%)	Conductivité thermique			Diffusivité thermique			Chaleur massique		
			Moyenne (W/m.K)	Ecartype (W/m.K)	ET relative (%)	Moyenne (mm <sup>2</sup> /s)	Ecartype (mm <sup>2</sup> /s)	ET relative (%)	Moyenne (J/kg.K)	Ecartype (J/kg.K)	ET relative (%)
O	550A	0	0,9973	0,0414	4,15	0,4350	0,0143	3,28	1367,56	60,68	4,44
		50	0,8762	0,0309	3,53	0,3844	0,0048	1,25	1441,01	66,70	4,63
		100	0,8271	0,0369	4,46	0,3609	0,0216	5,99	1538,83	46,91	3,05
	700A	0	1,0828	0,0374	3,45	0,4845	0,0183	3,77	1258,63	29,79	2,37
		50	0,9452	0,0332	3,51	0,4170	0,0108	2,58	1348,72	61,45	4,56
		100	0,8384	0,0219	2,61	0,3718	0,0239	6,42	1436,95	72,24	5,03
	520S	0	0,9740	0,0485	4,98	0,4761	0,0280	5,89	1242,67	36,49	2,94
		50	0,9035	0,0320	3,54	0,4393	0,0218	4,96	1280,94	21,48	1,68
		100	0,8109	0,0235	2,89	0,3865	0,0139	3,60	1354,62	38,39	2,83
	680P	0	1,0452	0,0329	3,14	0,4502	0,0165	3,66	1340,94	50,47	3,76
		50	0,9132	0,0296	3,24	0,4116	0,0158	3,83	1336,46	38,76	2,90
		100	0,7833	0,0166	2,12	0,3658	0,0134	3,66	1338,34	25,24	1,89

**Tableau B-9 : Propriétés thermiques des bétons de granulats légers à matrice ordinaire mesurées sur l'échantillon saturé à 20°C**

Matrice	Gros granulat	Taux de SL (%)	Conductivité thermique			Diffusivité thermique			Chaleur massique		
			Moyenne (W/m.K)	Ecartype (W/m.K)	ET relative (%)	Moyenne (mm <sup>2</sup> /s)	Ecartype (mm <sup>2</sup> /s)	ET relative (%)	Moyenne (J/kg.K)	Ecartype (J/kg.K)	ET relative (%)
HP	550A	0	1,0223	0,0280	2,74	0,4772	0,0272	5,70	1218,74	44,44	3,65
		50	0,9231	0,0209	2,26	0,4348	0,0078	1,78	1281,82	8,26	0,64
		100	0,7615	0,0100	1,31	0,3612	0,0167	4,62	1340,30	43,44	3,24
	700A	0	1,1025	0,0227	2,06	0,5077	0,0197	3,87	1182,80	51,56	4,36
		50	0,9296	0,0388	4,17	0,4385	0,0182	4,15	1227,31	61,17	4,98
		100	0,8194	0,0203	2,48	0,3995	0,0222	5,56	1290,47	59,65	4,62
	520S	0	1,1180	0,0163	1,46	0,5445	0,0109	2,00	1149,55	31,62	2,75
		50	1,0095	0,0504	4,99	0,4848	0,0182	3,75	1242,14	61,70	4,97
		100	0,8863	0,0114	1,28	0,4183	0,0147	3,53	1303,30	39,57	3,04
	680P	0	1,1055	0,0392	3,54	0,5080	0,0123	2,41	1154,21	18,70	1,62
		50	0,9339	0,0322	3,45	0,4287	0,0120	2,80	1224,36	58,97	4,82
		100	0,7428	0,0218	2,93	0,3443	0,0074	2,14	1298,75	57,18	4,40

**Tableau B-10 : Propriétés thermiques des bétons de granulats légers à matrice haute performance mesurées sur l'échantillon saturé à 20°C**





## **Annexes C**

### **Modèles d'homogénéisation classiques des propriétés thermiques**

Nous présentons dans cette section la résolution du problème cellulaire (III-3) dédié à la conduction thermique d'un VER isotrope en régime stationnaire. Le problème cellulaire en thermique permet de déterminer non seulement le comportement thermique équivalent du matériau hétérogène mais aussi les champs des flux thermiques microscopiques.

Les VER des différentes approches d'homogénéisation sont considérés constitués d'inclusion sphérique immergée dans une matrice infinie. Le gradient de température macroscopique imposé  $\vec{\chi}$  est uniforme selon  $\vec{e}_z$  dans le repère cartésien :

$$\langle \overrightarrow{\text{grad}T} \rangle_{VER} = \vec{\chi} = \chi \vec{e}_z \quad (\text{C-1})$$

Il est commode de se doter d'un système de coordonnées sphériques  $(r, \theta, \varphi)$  où l'angle  $\theta$  entre les axes  $\vec{e}_r$  et  $\vec{e}_z$  est la colatitude et l'angle  $\varphi$  est la longitude. Par la symétrie de révolution du VER, le champ de température est indépendant de  $\varphi$ , soit  $\frac{\partial}{\partial \varphi} = 0$ . Les solutions du problème cellulaire sont recherchées sous la forme  $T(r, \theta)$ . Le Laplacien s'écrit en tenant compte l'indépendance en  $\varphi$  :

$$\Delta. = \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left( r^2 \frac{\partial}{\partial r} . \right) + \frac{1}{r^2 \sin \theta} \frac{\partial}{\partial \theta} \left( \sin \theta \frac{\partial}{\partial \theta} . \right) \quad (\text{C-2})$$

Dans chacune des phases du composite, l'équation suivante du champ de température satisfait l'équation d'équilibre thermique (III-3a) :

$$T_j(r, \theta) = \left( A_j r + \frac{B_j}{r^2} \right) \cos \theta \quad (\text{C-3})$$

où  $A_j, B_j$  sont des constantes arbitraires à déterminer dans la phase matricielle ( $j = 0$ ) et dans la phase d'inclusion ( $j = 1$ ). Leurs expressions dépendent du VER choisi pour représenter le matériau hétérogène. Au centre de l'inclusion sphérique, la température doit impérativement finie, on en déduit :

$$B_1 = 0 \quad (\text{C-4})$$

Le gradient de température associé dans le repère sphérique s'écrit :

$$\overrightarrow{\text{grad}T_j} = \left( A_j - \frac{2B_j}{r^3} \right) \cos \theta \vec{e}_r - \left( A_j + \frac{B_j}{r^3} \right) \sin \theta \vec{e}_\theta \quad (\text{C-5})$$

Dans le repère cartésien  $(\vec{e}_x, \vec{e}_y, \vec{e}_z)$  où est donné le chargement macroscopique  $\vec{\chi}$ , ce gradient est s'exprime :

$$\overrightarrow{\text{grad}T_j}^{\vec{e}_z} = \left( A_j + \frac{B_j}{r^3} (\sin^2 \theta - 2 \cos^2 \theta) \right) \vec{e}_z \quad (\text{C-6})$$

Pour les matériaux composites de deux constituants, le comportement thermique équivalent défini par (III-9) se simplifie suivant :

$$\lambda^* = \lambda_0 + c_1 (\lambda_1 - \lambda_0) L_1 \quad (\text{C-7})$$

où le coefficient de localisation  $L_1$  dans l'inclusion est défini par (III-10). La moyenne du gradient de température dans cette phase est donnée par :

$$\langle \overrightarrow{\text{grad}T} \rangle_1 = \frac{1}{|V_1|} \int_{V_1} \overrightarrow{\text{grad}T} dV \quad (\text{C-8})$$

Le calcul de cette moyenne volumique dans le repère cartésien donne comme seule composante non nulle :

$$\langle \overrightarrow{\text{grad}T} \rangle_1^{\vec{e}_z} = A_j \vec{e}_z \quad (\text{C-9})$$

La moyenne volumique du gradient de température

$$\langle \overrightarrow{\text{grad}T} \rangle_j = A_j \vec{e}_z \quad (\text{C-10})$$

permet de déterminer le coefficient de localisation de la phase d'inclusion :

$$L_1 = \frac{A_1}{\bar{\chi}} \quad (\text{C-11})$$

La connaissance de ce coefficient de localisation permet d'explicitier le comportement thermique équivalent selon (C-7). La détermination du coefficient de localisation  $L_1$  dépend de la forme du VER choisi et des conditions aux limites appliquées au VER. Nous rappelons dans la suite les différentes approches usuelles d'homogénéisation du comportement thermique d'un composite bi-phasique contenant des inclusions sphériques isotropes.

#### a) Modèle de distribution diluée

Cette approche se base sur la théorie développée par Eshelby [ESH57] pour la résolution du problème élastique d'une inclusion ellipsoïdale immergée dans une matrice infinie, isotrope et élastique. Cette approche sous-entend que les inclusions sont suffisamment éloignées les unes des autres pour ne pas interagir entre elles. Par conséquent, elle est plutôt adaptée aux faibles fractions volumiques d'inclusions.

Le VER du modèle de distribution diluée est constitué d'une inclusion sphérique isotrope noyée dans une matrice infinie. Sur le bord du VER, la moyenne du gradient de température est égale au gradient de température macroscopique imposé. Suivant (C-6), on aura :

$$\lim_{r \rightarrow \infty} \overrightarrow{\text{grad}T}_0 = A_0 = \bar{\chi} \quad (\text{C-12})$$

Selon (C-4) et (C-12), les solutions (C-3) du problème cellulaire (III-3) s'écrivent dans chacune des deux phase :

$$(a) \quad T_1(r, \theta) = A_1 r \cos \theta \quad \text{si } r < r_1 \quad (\text{C-13})$$

$$(b) \quad T_0(r, \theta) = \left( \bar{\chi} r + \frac{B_0}{r^2} \right) \cos \theta \quad \text{si } r > r_1$$

où les constantes  $A_1$  et  $B_0$  satisfont les conditions de continuité à l'interface entre l'inclusion et la matrice ( $r = r_1$ ) :

$$\begin{aligned} \text{(a)} \quad & \bar{\chi}r_1 + \frac{B_0}{r_1^2} = A_1r_1 \\ \text{(b)} \quad & \lambda_0 \left( \bar{\chi} - \frac{2B_0}{r_1^3} \right) = \lambda_1 A_1 \end{aligned} \tag{C-14}$$

La résolution de ce système d'équations fournit la valeur du coefficient de localisation du modèle de la distribution diluée :

$$L_1 = \frac{3\lambda_0}{2\lambda_0 + \lambda_1} \tag{C-15}$$

### b) Modèle auto-cohérent

Le schéma auto-cohérent a été utilisé au 19e siècle pour le calcul des propriétés diélectriques des composites contenant des particules sphériques [KAN08]. Cependant, les premières solutions du schéma auto-cohérent en mécanique n'ont été obtenues qu'à la moitié du 20e siècle dans les travaux de plusieurs auteurs dont Hill [HIL65]. Dans cette approche, le VER est similaire à celui du modèle de distribution diluée. On suppose que chaque inclusion est entourée par le milieu homogène équivalent que l'on cherche à caractériser.

Comme pour le modèle de distribution diluée, la solution du problème cellulaire (III-3) prend la forme suivante :

$$\begin{aligned} \text{(a)} \quad & T_1(r, \theta) = A_1 r \cos \theta \quad \text{si } r < r_1 \\ \text{(b)} \quad & T_{ac}(r, \theta) = \left( \bar{\chi}r + \frac{B_{ac}}{r^2} \right) \cos \theta \quad \text{si } r > r_1 \end{aligned} \tag{C-16}$$

où  $B_{ac}$  est un paramètre du milieu équivalent. Comme précédemment, les champs solution doivent satisfaire les conditions de continuité à l'interface  $r = r_1$  :

$$\begin{aligned} \text{(a)} \quad & \bar{\chi}r_1 + \frac{B_{ac}}{r_1^2} = A_1r_1 \\ \text{(b)} \quad & \lambda^* \left( \bar{\chi} - \frac{2B_{ac}}{r_1^3} \right) = \lambda_1 A_1 \end{aligned} \tag{C-17}$$

Le système d'équations (C-17) et (C-7) conduit à la résolution d'une équation du second degré pour la détermination du coefficient de localisation  $L_1$  :

$$2c_1(\lambda_1 - \lambda_0)L_1^2 + (\lambda_1 + 2\lambda_0 - 3c_1(\lambda_1 - \lambda_0))L_1 - 3\lambda_0 = 0 \tag{C-18}$$

dont seule la racine positive est conservée pour obtenir l'expression du coefficient de localisation :

$$L_1 = \frac{1}{4c_1(\lambda_1 - \lambda_0)} \left[ 3c_1(\lambda_1 - \lambda_0) - \lambda_1 - 2\lambda_0 + \sqrt{(\lambda_1 + 3c_1(\lambda_0 - \lambda_1) - 2\lambda_0)^2 + 8\lambda_1\lambda_0} \right] \quad (\text{C-19})$$

c) **Modèle auto-cohérent généralisé**

Le VER infini du modèle auto-cohérent généralisé introduit une couche de matrice entre l'inclusion sphérique et le milieu équivalent. Même si la cellule représentative comporte trois phases, le comportement thermique équivalent est donné par (C-7) pour un matériau de deux composants : inclusion-matrice.

Le champ de solution du problème cellulaire (III-3) prend alors la forme :

$$\begin{aligned} \text{(a)} \quad & T_1(r, \theta) = A_1 r \cos \theta \text{ si } r < r_1 \\ \text{(b)} \quad & T_0(r, \theta) = \left( A_0 r + \frac{B_0}{r^2} \right) \cos \theta \text{ si } r_0 > r > r_1 \\ \text{(c)} \quad & T^*(r, \theta) = \left( \chi r + \frac{B^*}{r^2} \right) \cos \theta \text{ si } r > r_0 \end{aligned} \quad (\text{C-20})$$

La traduction des conditions de continuité aux interfaces conduit à :

$$\begin{aligned} \text{(a)} \quad & \bar{\chi} r_0 + \frac{B^*}{r_0^2} = A_0 r_0 + \frac{B_0}{r_0^2} \\ \text{(b)} \quad & \lambda^* \left( \bar{\chi} - \frac{2B^*}{r_0^3} \right) = \lambda_0 \left( A_0 - \frac{2B_0}{r_0^3} \right) \\ \text{(c)} \quad & A_0 r_1 + \frac{B_0}{r_1^2} = A_1 r_1 \\ \text{(d)} \quad & \lambda_0 \left( A_0 - \frac{2B_0}{r_1^3} \right) = \lambda_1 A_1 \end{aligned} \quad (\text{C-21})$$

Le système d'équations (C-21) et (C-7) entraîne une solution non-linéaire. Le coefficient de localisation est donné par :

$$L_1 = \frac{3\lambda_0}{\lambda_1 - c_1\lambda_1 + 2\lambda_0 + c_1\lambda_0} \quad (\text{C-22})$$

d) **Modèle de Mori-Tanaka**

Le VER du modèle de Mori-Tanaka modifie celui de la distribution diluée afin d'intégrer les interactions entre les inclusions se produisant avec l'augmentation de la fraction volumique  $c_1$ . Ainsi, la cellule représentative est une inclusion immergée dans une matrice de grand volume, de telle sorte que le chargement macroscopique imposé à l'infini est approché par le gradient thermique  $\langle \overrightarrow{\text{grad}T} \rangle_0$  dans la phase matricielle. La relation de localisation dans l'inclusion s'écrit alors :

$$\langle \overrightarrow{\text{grad}T} \rangle_1 = L'_1 \langle \overrightarrow{\text{grad}T} \rangle_0 \quad (\text{C-23})$$

où le coefficient de localisation  $L'_1$  est similaire à celui de la distribution diluée pour un chargement macroscopique imposé modifié, d'approximation  $\langle \overrightarrow{\text{grad}T} \rangle_0$ . Le coefficient de localisation  $L'_1$  est donné par :

$$L'_1 = \frac{3\lambda_0}{2\lambda_0 + \lambda_1} \quad (\text{C-24})$$

Le champ de température dans la matrice et dans les inclusions s'écrit :

$$(a) \quad T_1(r, \theta) = A_1 r \cos \theta \quad \text{si } r < r_j \quad (\text{C-25})$$

$$(b) \quad T_0(r, \theta) = \left( A_0 r + \frac{B_0}{r^2} \right) \cos \theta \quad \text{si } r > r_j$$

La résolution du modèle de Mori-Tanaka à deux phases est conforme à la résolution du modèle de Mori-Tanaka multi-phases présenté dans §III-4.2.1. Le coefficient de localisation donnée par l'équation (III-14) simplifiée à :

$$L_1 = \frac{1}{c_0 + c_1 \frac{3\lambda_0}{2\lambda_0 + \lambda_1}} \frac{3\lambda_0}{2\lambda_0 + \lambda_1} \quad (\text{C-26})$$

### e) Modèle différentiel

L'approche différentielle est une procédure itérative menée sur un composite supposé constitué d'une matrice et d'une phase d'inclusion de fraction volumique cumulée notée  $f$  à l'itération  $i$ . La conductivité thermique équivalente du composite à cette étape est notée  $\lambda^*$ . à l'itération suivante  $i + 1$ , le matériau hétérogène est à nouveau homogénéisé après addition d'un incrément  $dV$  d'inclusions de conductivité thermique  $\lambda_1$ . La procédure continue jusqu'à ce que la fraction volumique totale d'inclusion souhaitée soit atteinte. A une itération  $i$ , la fraction volumique incrémentale ajoutée est  $c_1 = \frac{dV}{V+dV}$  et l'incrément  $df$  de fraction volumique cumulée d'inclusion s'écrit :

$$df = (1 - f) \frac{dV}{V + dV} = (1 - f)c_1 \quad (\text{C-27})$$

Comme pour le cas d'un matériau multi-phases en (III-9), la conductivité thermique effective du matériau à itération  $i + 1$  est donnée par :

$$\lambda^* + d\lambda^* = \lambda^* + c_1(\lambda_1 - \lambda^*)L_1 \quad (\text{C-28})$$

Le problème peut être résolu en adoptant un des schémas des modèles directs pour le calcul du coefficient de localisation. Ainsi, le modèle différentiel peut être appliqué avec les coefficients de localisation suivants :

- Pour le modèle de la distribution diluée :

$$L_1 = \frac{3\lambda^*}{2\lambda^* + \lambda_1} \quad (\text{C-29})$$

- Pour le schéma de Mori-Tanaka :

$$L_1 = \frac{1}{1 - c_1 + c_1 \frac{3\lambda^*}{2\lambda^* + \lambda_1}} \frac{3\lambda^*}{2\lambda^* + \lambda_1} \quad (\text{C-30})$$

- Pour le modèle auto-cohérent :

$$2c_1(\lambda_1 - \lambda^*)L_1^2 + (\lambda_1 + 2\lambda^* - 3c_1(\lambda_1 - \lambda^*))L_1 - 3\lambda^* = 0 \quad (\text{C-31})$$

- Pour le schéma auto-cohérent généralisé :

$$L_1 = \frac{3\lambda^*}{\lambda_1 - c_1\lambda_1 + 2\lambda^* + c_1\lambda^*} \quad (\text{C-32})$$

où  $c_1$  désigne la fraction volumique incrémentale d'inclusion ajoutée à l'étape  $i$ . Excepté le coefficient de localisation de la distribution diluée (C-29), les coefficients de localisation des modèles directs dépendent explicitement de la fraction volumique de l'inclusion (C-30, C-31 et C-32). Lorsque  $c_1$  est suffisamment petit ( $c_1 \rightarrow 0$ ), ces coefficients de localisation convergent vers le coefficient de localisation de la distribution diluée. Pour un nombre d'itérations suffisamment grand, on peut donc prendre le coefficient de localisation (C-29) pour le modèle différentiel sans modifier le résultat de la modélisation. Reprenant (C-29) avec (C-7), la conductivité thermique équivalent à l'itération  $i + 1$  est donnée par :

$$\lambda^* + d\lambda^* = \lambda^* + c_1(\lambda_1 - \lambda^*) \frac{3\lambda^*}{2\lambda^* + \lambda_1} \quad (\text{C-33})$$

A partir de (C-27) et (C-33), on retire l'équation différentielle du comportement thermique équivalent qui peut être résolue numériquement par la méthode d'Euler :

$$\frac{d\lambda^*}{df} = \frac{1}{1-f} (\lambda_1 - \lambda^*) \frac{3\lambda^*}{2\lambda^* + \lambda_1} \quad (\text{C-34})$$





## **Annexes D**

### **Modèles d'homogénéisation classiques des propriétés mécaniques**

Dans la partie numérique de notre étude, les modèles d'homogénéisation en deux constituants sont utilisés pour l'identification des propriétés mécaniques des gravillons par la procédure inverse. Cette annexe résume les comportements mécaniques équivalents donnés par les modèles d'homogénéisations biphasés dans le cas de phases homogènes et isotropes. Notons  $c_0, c_1$  les fractions volumiques,  $k_0, k_1$  les modules de compressibilité et  $\mu_0, \mu_1$  les modules de cisaillement des phases matricielle (indice 0) et inclusionnaire (indice 1).

**a) Modèle de la distribution diluée**

Le modèle de la distribution diluée est donné par la solution du problème de l'inclusion d'Eshelby (cf. §IV-4.1). L'inclusion est supposée isolée dans une matrice infinie. Pour des inclusions sphériques, le comportement équivalent est défini par deux constantes élastiques : le module de compressibilité  $k^*$  et le module de cisaillement  $\mu^*$ . Ces deux constantes élastiques vérifient

$$(a) \quad k^* = k_0 + c_1 \frac{(k_1 - k_0)}{1 - a_E + a_E \frac{k_1}{k_0}} \quad (D-1)$$

$$(b) \quad \mu^* = \mu_0 + c_1 \frac{(\mu_1 - \mu_0)}{1 - b_E + b_E \frac{\mu_1}{\mu_0}}$$

où  $a_E$  et  $b_E$  sont les constantes données dans l'équation (IV-8).

**b) Modèle auto-cohérent**

Le modèle auto-cohérent [HIL65] remplace, dans le VER, la matrice par le milieu équivalent : l'inclusion est plongée dans un milieu infini de propriétés inconnues. Le tenseur de concentration prend la forme :

$$A_1 = [\mathbb{I} + S_E^* : (C^*)^{-1} : (C_1 - C^*)]^{-1} \quad (D-2)$$

où  $S_E^*$  est le tenseur d'Eshelby associé au milieu équivalent. Les décompositions en parties sphérique et déviatorique des tenseurs de rigidité  $C_0$ ,  $C_1$  et  $C^*$  sont donnés dans (IV-8b). Le tenseur d'Eshelby est défini en remplaçant les termes de la matrice (indice 0) dans (IV-8a) par ceux du milieu équivalent (indice \*) :

$$S_E^* = a_E^* \mathbb{J} + b_E^* \mathbb{K} \quad (D-3)$$

avec 
$$a_E^* = \frac{1+\nu^*}{3(1-\nu^*)} = \frac{3\kappa^*}{3\kappa^*+4\mu^*} \quad \text{et} \quad b_E^* = \frac{2(4-5\nu^*)}{15(1-\nu^*)} = \frac{6(\kappa^*+2\mu^*)}{5(3\kappa^*+4\mu^*)}$$

Le tenseur des rigidités effectives d'un matériau biphasé s'obtient par l'équation implicite suivante :

$$C^* = C_m + c_1(C_1 - C_0) : [\mathbb{I} + S_E^* : (C^*)^{-1} : (C_1 - C^*)]^{-1} \quad (D-4)$$

Les coefficients élastiques équivalents  $k^*$  et  $\mu^*$  sont solutions du système non linéaire couplé suivant :

$$\begin{aligned}
 \text{(a)} \quad \kappa^* &= \kappa_0 + c_1 \frac{(\kappa_1 - \kappa_0)}{1 - a_E^* + a_E^* \frac{\kappa_1}{\kappa^*}} \\
 \text{(b)} \quad \mu^* &= \mu_0 + c_1 \frac{(\mu_1 - \mu_0)}{1 - b_E^* + b_E^* \frac{\mu_1}{\mu^*}}
 \end{aligned}
 \tag{D-5}$$

Selon Aboudi [ABO91], le modèle auto-cohérent produit des valeurs indésirables des propriétés mécaniques dans les cas limites d'une matrice contenant des vides ( $\kappa_1 = \mu_1 = 0$ ) ou des inclusions rigides ( $\kappa_1, \mu_1 \rightarrow \infty$ ).

### c) Modèle auto-cohérent généralisé

Dans le modèle auto-cohérent généralisé, le VER se compose d'une sphère composite (inclusion enrobée de matrice) plongé dans le milieu homogénéisé infini. Le module de compressibilité  $\kappa^*$  correspondant est identique à celui obtenu par la résolution du modèle des sphères composites de Hashin [HAS83], soit :

$$\kappa^* = \kappa_0 + c_1 \frac{(\kappa_1 - \kappa_0)}{1 + (1 - c_1) - a_E + a_E \frac{\kappa_1}{\kappa_0}}
 \tag{D-6}$$

où  $a_E$  et  $b_E$  sont les constantes données dans l'équation (IV-8). Ce résultat est également identique au module de compressibilité donnée par le modèle Mori-Tanaka pour un matériau de deux composants isotropes dans l'équation (D-8a).

Pour déterminer le module de cisaillement effectif, Christensen et Lo [CHR79] ont utilisé le principe d'équivalence énergétique : l'énergie de déformation dans le milieu contenant la sphère composite et soumis à un chargement macroscopique imposé est égale à l'énergie de déformation du milieu équivalent infini sans hétérogénéités et soumis au même chargement. Le module de cisaillement homogénéisé est la solution de l'équation du second degré suivante :

$$A \left( \frac{\mu^*}{\mu_0} \right)^2 + B \left( \frac{\mu^*}{\mu_0} \right) + D = 0
 \tag{D-7}$$

où (A, B, D) sont des coefficients fonction des modules de cisaillement et des fractions volumiques des constituants. Les formules de ces coefficients sont données dans [CHR79].

### d) Modèle de Mori-Tanaka

La cellule représentative du modèle de Mori-Tanaka considère une inclusion immergée dans une matrice de grand volume, soumise à un chargement macroscopique imposé uniforme. Le fait de choisir ce dernier comme la déformation moyenne dans la matrice [ABO91] permet de tenir compte de la présence des autres inclusions noyées dans la matrice. Par rapport aux autres schémas d'homogénéisation classiques, l'approximation de Mori-Tanaka fournit une relation supplémentaire entre les moyennes des déformations locales

au sein des constituants. Dans le cas isotrope, les modules équivalents de compressibilité et de cisaillement sont donnés par :

$$(a) \quad k_{MT}^* = k_0 + c_1 \frac{(k_1 - k_0)}{1 - (1 - c_1)a_E + (1 - c_1)a_E \frac{k_1}{k_0}}$$

$$(b) \quad \mu_{MT}^* = \mu_0 + c_1 \frac{(\mu_1 - \mu_0)}{1 - (1 - c_1)b_E + (1 - c_1)b_E \frac{\mu_1}{\mu_0}}$$
(D-8)

où  $a_E$  et  $b_E$  sont les constantes données dans l'équation (IV-8).

### e) Modèle différentiel

Les hypothèses et la résolution du modèle différentiel en deux constituants sont similaires à celles du modèle différentiel multi-phases présenté dans le § IV-3.3.3. Pour un composite biphasé isotrope, le module de compressibilité et le module de cisaillement sont obtenus par la résolution d'un système de deux équations différentielles :

$$(a) \quad \frac{dk^*}{dc_1} = \frac{1}{(1 - c_1)} (\kappa_1 - \kappa^*) \frac{1}{1 - a_E + a_E \frac{\kappa_1}{\kappa^*}}$$

$$(b) \quad \frac{d\mu^*}{dc_1} = \frac{1}{(1 - c_1)} (\mu_1 - \mu^*) \frac{1}{1 - b_E + b_E \frac{\mu_1}{\mu^*}}$$
(D-9)

où  $a_E$  et  $b_E$  sont les constantes données dans l'équation (IV-29)

### f) Bornes de Hashin-Shtrikman

Les bornes de Hashin-Shtrikman établies pour les modules élastiques sont issues d'une approche énergétique dont le détail des calculs peut être consulté dans l'article de Hashin et Shtrikman [HAS63]. Nous redonnons ici les encadrements proposés pour les modules de compressibilité et de cisaillement d'un composite de deux phases élastiques linéaires et isotropes. Dans le cas d'une matrice plus rigide ( $\kappa_0 > \kappa_1$  et  $\mu_0 > \mu_1$ ), les bornes sont donnés par :

$$\begin{aligned}
\text{(a)} \quad \kappa_{HS}^{inf} &= \kappa_1 + \frac{(1 - c_1)}{\frac{1}{\kappa_0 - \kappa_1} + \frac{3c_1}{3\kappa_1 + 4\mu_1}} \\
\text{(b)} \quad \kappa_{HS}^{sup} &= \kappa_0 + \frac{c_1}{\frac{1}{\kappa_1 - \kappa_0} + \frac{3(1 - c_1)}{3\kappa_0 + 4\mu_0}} \\
\text{(c)} \quad \mu_{HS}^{inf} &= \mu_1 + \frac{(1 - c_1)}{\frac{1}{\mu_0 - \mu_1} + \frac{6(\kappa_1 + 2\mu_1)c_1}{5\mu_1(3\kappa_1 + 4\mu_1)}} \\
\text{(d)} \quad \mu_{HS}^{sup} &= \mu_0 + \frac{c_1}{\frac{1}{\mu_1 - \mu_0} + \frac{6(\kappa_0 + 2\mu_0)(1 - c_1)}{5\mu_0(3\kappa_0 + 4\mu_0)}}
\end{aligned} \tag{D-10}$$

Dans le cas d'une inclusion plus rigide ( $\kappa_0 < \kappa_1$  et  $\mu_0 < \mu_1$ ), les rôles des bornes sont inversés.



## **Annexes E**

### **Localisation des micro-contraintes par l'approche de Mori-Tanaka**



Comme pour le comportement homogène équivalent, l'estimation des champs microscopiques conduit à des localisations différentes selon le choix retenu pour l'approche micromécanique. Cette section présente la détermination des micro-contraintes sous chargement de déformation élémentaire par le modèle de Mori-Tanaka en deux constituants. La démarche est réalisée en approche en déformation. Les contraintes microscopiques dépendent, outre les facteurs de localisation, des coefficients de compressibilité  $\kappa$  et de cisaillement  $\mu$  des deux phases matricielle et inclusionnaire.

Considérons d'abord le cas d'un chargement macroscopique élémentaire de dilatations, exprimé en coordonnées cartésiennes :

$$\bar{\mathbf{E}} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{E-1})$$

L'approximation de Mori-Tanaka suppose que la moyenne des déformations dans l'inclusion est liée à la moyenne des déformations dans la matrice :

$$\langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_1 = A_1^\kappa \times \langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_0 \quad (\text{E-2})$$

où  $A_1^\kappa$  représente le coefficient de concentration du modèle de la distribution diluée. La détermination de ce coefficient est détaillée dans [KE08] :

$$A_1^\kappa = \frac{3\kappa_0 + 4\mu_0}{3\kappa_1 + 4\mu_0} \quad (\text{E-3})$$

D'après les relations entre moyennes volumiques dans le VER (IV-12a), nous avons :

$$\langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle = c_0 \langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_0 + c_1 \langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_1 \quad (\text{E-4})$$

Le théorème de la déformation moyenne permet d'écrire que la moyenne des déformations  $\langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle$  dans le VER est égale à la déformation macroscopique imposée  $\bar{\mathbf{E}}$ . On en déduit la valeur de la déformation moyenne dans la matrice :

$$\langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_0 = \frac{1}{c_0 + c_1 A_1^\kappa} \bar{\mathbf{E}} \quad (\text{E-5})$$

Les champs microscopiques locaux pour un VER soumis à  $\bar{\mathbf{E}}$  sont donnés pour le modèle de la distribution diluée dans [KE08]. Pour un VER soumis à  $\langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_0$ , les composantes des contraintes locales au sein de la matrice peuvent être approchées dans le repère sphérique  $(O, \vec{e}_r, \vec{e}_\theta, \vec{e}_\varphi)$  par les relations :

$$\begin{aligned} \sigma_0^{rr} &= \left[ 3\kappa_0 - 4 \frac{3r_1^3 (\kappa_0 - \kappa_1)}{3\kappa_1 + 4\mu_0} \frac{\mu_0}{r^3} \right] \times \frac{1}{c_0 + c_1 A_1^\kappa} \\ \sigma_0^{\theta\theta} = \sigma_0^{\varphi\varphi} &= \left[ 3\kappa_0 + 2 \frac{3r_1^3 (\kappa_0 - \kappa_1)}{3\kappa_1 + 4\mu_0} \frac{\mu_0}{r^3} \right] \times \frac{1}{c_0 + c_1 A_1^\kappa} \end{aligned} \quad (\text{E-6})$$

où  $r_1$  représente le rayon de l'inclusion (phase 1). L'approximation des contraintes locales dans l'inclusion conduit aux expressions suivantes dans le repère sphérique  $(O, \vec{e}_r, \vec{e}_\theta, \vec{e}_\varphi)$  :

$$\sigma_1^{rr} = \sigma_1^{\theta\theta} = \sigma_1^{\varphi\varphi} = 3\kappa_1 \times \frac{3\kappa_0 + 4\mu_0}{3\kappa_1 + 4\mu_0} \times \frac{1}{c_0 + c_1 A_1^\kappa} \quad (\text{E-7})$$

Pour le cas d'un chargement imposé de glissement pur, le tenseur de déformation macroscopique dans le système de coordonnées cartésiennes  $(x, y, z)$  s'écrit sous la forme :

$$\bar{\mathbf{E}} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{E-8})$$

Comme dans le cas d'un chargement de dilatation, les champs locaux sont déterminés à travers l'approximation de Mori-Tanaka dans laquelle une matrice contenant une inclusion ellipsoïdale est soumise à une déformation imposée égale à la moyenne des déformations déviatrices dans la matrice  $\langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_0$ . La relation entre les moyennes des déformations dans l'inclusion et dans la matrice est donné par:

$$\langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_1 = A_1^\mu \times \langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_0 \quad (\text{E-9})$$

où  $A_1^\mu$  est le coefficient de concentration du modèle de la distribution diluée. La détermination de ce coefficient est détaillée dans [KE08] :

$$A_1^\mu = \frac{15\mu_0(1 - \nu_0)}{\mu_0(7 - 5\nu_0) + 2\mu_1(4 - 5\nu_0)} \quad (\text{E-10})$$

Selon (IV-12a), la relation entre les moyennes des déviateurs des déformations dans les phases et dans le VER s'énonce :

$$\langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle = c_0 \langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_0 + c_1 \langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_1 \quad (\text{E-11})$$

D'après le théorème de la déformation moyenne, la moyenne des déformations déviatrices  $\langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle$  dans le VER est égale à la déformation macroscopique imposée  $\bar{\mathbf{E}}$ . On en déduit la valeur de la déformation moyenne dans la matrice :

$$\langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_0 = \frac{1}{c_0 + c_1 A_1^\mu} \bar{\mathbf{E}} \quad (\text{E-12})$$

Ke [KE08] a présenté les champs microscopiques générés dans un VER soumis à  $\bar{\mathbf{E}}$  par le modèle de la distribution diluée. Pour un VER soumis à  $\langle \boldsymbol{\varepsilon} \rangle_0$ , les composantes des contraintes locales peuvent être représentées par des relations similaires dans le repère sphérique  $(O, \vec{e}_r, \vec{e}_\theta, \vec{e}_\varphi)$ . Ainsi, dans la phase matricielle (0) :

$$\begin{aligned}
\sigma_0^{rr} &= 2 \left[ \mu_0 B_1 - \frac{12\mu_0 B_3}{r^5} - \left( 3\lambda_0 + \frac{2\mu_0(5-4\nu_0)}{1-2\nu_0} \right) \frac{B_4}{r^3} \right] \sin^2 \theta \cdot \cos 2\varphi \\
\sigma_0^{\theta\theta} &= \left[ \mu_0 B_1 + \frac{3\mu_0 B_3}{r^5} - \left( 3\lambda_0 - \frac{\mu_0(5-4\nu_0)}{1-2\nu_0} \right) \frac{B_4}{r^3} \right] \cos 2\varphi \\
&+ \left[ \mu_0 B_1 - \frac{7\mu_0 B_3}{r^5} + \left( 3\lambda_0 - \frac{\mu_0(1+4\nu_0)}{1-2\nu_0} \right) \frac{B_4}{r^3} \right] \cos 2\theta \cdot \cos 2\varphi \\
\sigma_0^{\varphi\varphi} &= \left[ -2\mu_0 B_1 + \frac{9\mu_0 B_3}{r^5} - \left( 3\lambda_0 + \frac{\mu_0(1-8\nu_0)}{1-2\nu_0} \right) \frac{B_4}{r^3} \right] \cos 2\varphi \\
&+ \left[ -\frac{5\mu_0 B_3}{r^5} + \left( \lambda_0 - \frac{\mu_0}{1-2\nu_0} \right) \frac{3B_4}{r^3} \right] \cos 2\theta \cdot \cos 2\varphi \\
\sigma_0^{r\theta} &= \mu_0 \left( B_1 + \frac{8B_3}{r^5} + \frac{2(1+\nu_0)B_4}{1-2\nu_0} \frac{1}{r^3} \right) \sin 2\theta \cdot \cos 2\varphi \\
\sigma_0^{\theta\varphi} &= -2\mu_0 \left( B_1 - \frac{2B_3}{r^5} + \frac{2B_4}{r^3} \right) \cos \theta \cdot \sin 2\varphi \\
\sigma_0^{r\varphi} &= -2\mu_0 \left( B_1 + \frac{8B_3}{r^5} + \frac{2(1+\nu_0)B_4}{1-2\nu_0} \frac{1}{r^3} \right) \sin \theta \cdot \sin 2\varphi
\end{aligned} \tag{E-13}$$

et dans l'inclusion (1) :

$$\begin{aligned}
\sigma_1^{rr} &= 2\mu_1 A_1 \sin^2 \theta \cdot \cos 2\varphi \\
\sigma_1^{\theta\theta} &= 2\mu_1 A_1 \cos^2 \theta \cdot \cos 2\varphi \\
\sigma_1^{\varphi\varphi} &= -2\mu_1 A_1 \cos 2\varphi \\
\sigma_1^{r\theta} &= \mu_1 A_1 \sin 2\theta \cdot \cos 2\varphi \\
\sigma_1^{\theta\varphi} &= -2\mu_1 A_1 \cos \theta \cdot \sin 2\varphi \\
\sigma_1^{r\varphi} &= -2\mu_1 A_1 \sin \theta \cdot \sin 2\varphi
\end{aligned} \tag{E-14}$$

Le paramètre  $\lambda_0$  est le coefficient de Lamé associé à la phase matricielle. Il peut être exprimé en fonction des coefficients de compressibilité et de cisaillement :

$$\lambda_0 = \kappa_0 - \frac{2\mu_0}{3} \tag{E-15}$$

Les quatre constantes  $A_1$ ,  $B_1$ ,  $B_3$  et  $B_4$  sont données par :

$$\begin{aligned}
A_1 &= \frac{15\mu_0(1-\nu_0)}{\mu_0(7-5\nu_0) + 2\mu_1(4-5\nu_0)} \times \frac{1}{c_0 + c_1 A_1^\mu} \\
B_1 &= \frac{1}{c_0 + c_1 A_1^\mu} \\
B_3 &= \frac{-3r_j^5(\mu_0 - \mu_1)}{2\mu_0(7-5\nu_0) + 4\mu_1(4-5\nu_0)} \times \frac{1}{c_0 + c_1 A_1^\mu} \\
B_4 &= \frac{5r_j^3(\mu_0 - \mu_1)(1-2\nu_0)}{2\mu_0(7-5\nu_0) + 4\mu_1(4-5\nu_0)} \times \frac{1}{c_0 + c_1 A_1^\mu}
\end{aligned} \tag{E-16}$$



## Références

- [ACI03] ACI 213R-03, *Guide for structural lightweight-aggregate concrete*, Reported by ACI Committee 213, American concrete institute, 2003.
- [ACI04] ACI SP-218, *High-performance structural lightweight concrete*, American concrete institute, 2004.
- [ARN86] ARNOULD M., VIRLOGEUX M., *Granulats et bétons légers*, Presses de l'école nationale des ponts et chaussées.
- [BAB03] BABU K. G., BABU D. S., Behaviour of lightweight expanded polystyrene concrete containing silica fume, *Cement and Concrete Research*, 33: 755-762, 2003.
- [BAL98] BALANDIN A., WANG K.L., Significant decrease of the lattice thermal conductivity due to phonon confinement in a free-standing semiconductor quantum well, *Physical Review B*, 58: 1544–1549, 1998.
- [BAR94] BAROGHEL-BOUNY V., *Caractérisation des pâtes de ciment et des bétons : Méthodes, analyse, interprétations*, Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, 1994.
- [BAR07] BARBOURA S. S., *Modélisation micromécanique du comportement de milieux poreux non linéaires : Application aux argiles compactées*, Mémoire de thèse, Université Pierre et Marie Curie, 2007
- [BEJ93] BEJAN A., *Heat transfer*, John Wiley & Sons, 1993.

- 
- [BEA03] BEAUCOUR A. L., FIORIO B., ORTOLA S., Prediction of the Elastic Modulus of Structural lightweight Aggregate Concrete, 6th *CANMET/ACI International Conference on Recent Advances in Concrete Technologies*, Bucharest, Romania, 225-239, June 8-11, 2003.
- [BEJ03] BEJAN A., KRAUS A., *Heat transfer handbook*. John Wiley & Sons, 2003.
- [BEN86] BENVENISTE Y., On the effective thermal conductivity of multiphase composites, *Journal of Applied Mathematics and Physics*, 37: 697-713, 1986.
- [BEN87] BENVENISTE Y., A new approach to the application of Mori-Tanaka's theory in composite material, *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, 56: 2984-3002, 2008
- [BEN92] BENTZ D. P., STUTZMAN P. E., GARBOCZI E. J., Experimental and simulation studies of the interfacial zone in concrete, *Cement and Concrete Research*, 22: 891-902, 1992.
- [BEN99] BENTZ D. P., SNYDER K. A., Protected paste volume in concrete. Extension to internal curing using saturated lightweight fine aggregate. *Cement and Concrete Research*, 29: 1863-1867, 1999.
- [BEN01] BENTUR A., IGARASHI S. I., KOVLER K. Prevention of autogenous shrinkage in high-strength concrete by internal curing using wet lightweight aggregates. *Cement and Concrete Research*, 31: 1587-1591, 2001.
- [BEN08] BENVENISTE Y., Revisiting the generalized self-consistent scheme in composites: Clarification of some aspects and a new formulation. *Mechanics of Materials*, 6: 147-157, 1987.
- [BER02] BERRYMAN J. G., PRIDE S. R., WANG H. F., A differential schema for elastic properties of rocks with dry or saturated cracks, *Geophysics Journal International*, 151: 597-611, 2002.
- [BHA03] BHANJA S., SENGUPTA B. Modified water-cement ratio law for silica fume concretes. *Cement and Concrete Research*, 33: 447-450, 2003.
- [BIA04] BIANCHI A. M., FAUTRELLE Y., ETAY J., *Transferts thermiques*. Presses polytechniques et universitaires romandes, 2004.
- [BIL04] BILLARD Y., *Contribution à l'étude des transferts de fluides au sein d'une paroi en béton*, Mémoire de thèse, INSA de Lyon, 2004.
- [BOG13] BOGAS J.A., GOMES, A., Compressive behavior and failure modes of structural lightweight aggregate concrete – Characterization and strength prediction, *Materials & Design*, 46: 832-841, 2013.
- [BON03] BONACINA C., CAMPANALE M., MORO L., Analytical and experimental investigations on the heat transfer properties of light concrete, *International Journal of Thermophysics*, 24: 1407-1414, 2003.

- 
- [BOR01] BORNERT M., BRETHERAU T., GILORMINI P., *Homogénéisation en mécanique des matériaux 1, Matériaux aléatoires élastiques et milieu périodiques*, Collection Mécanique et Ingénierie des Matériaux, Hermès, 2001.
- [BOR08-1] BORIES S. et al., Transferts de chaleurs dans les milieux poreux – Conduction, convection, rayonnement, *Techniques de l'Ingénieur*, Génie énergétique, R 8250, 2008.
- [BOR08-2] BORIES S. et al., Transferts de chaleurs dans les milieux poreux – Changement de phase, *Techniques de l'Ingénieur*, Génie énergétique, R 8251, 2008.
- [BRA75] BRAKEL J.V., *Capillary liquid transport in porous media*, Mémoire de thèse, Technische Hogeschool, Delft, 1975.
- [BRI01] BRICARD A., GOBIN D., Transferts de chaleur avec changement d'état solide-liquide, *Techniques de l'Ingénieur*, Génie énergétique, R 8240, 2001.
- [BRI04] BRINI A., *Modélisation multi-échelles du comportement et du vieillissement des mousses synthétiques immergées*, Mémoire de thèse, Université Pierre et Marie Curie, 2004.
- [BYA10] BYARD B. E., SCHINDLER A. K., *Cracking tendency of lightweight concrete*, Final research report, Highway Research Center, Auburn University, 2010.
- [CAR59] CARSLAW H. S., JAEGER J. C., *Conduction of Heats in Solids*, 2e édition, Oxford University Press, 1959.
- [CAR86] CARMICHAEL J., Pumice concrete panels, *Concrete International*, 8: 31-32, 1986.
- [CAV03] CAVALERI L., MIRAGLIA N., PAPIA M., Pumice concrete for structural wall panels, *Engineering Structures*, 25: 115-125, 2003.
- [CEN08] CENGEL Y. A., BOLES M. A., LACROIX M., *Thermodynamique : une approche pragmatique*, Chenelière/McGraw-Hill, 2008.
- [CHA02] CHANDRA S., BERNTSSON L., *Lightweight aggregate concrete*, Noyes/William Andrew, 2002.
- [CHA11] CHARRAS, T., DI PAOLA, F., *La procédure Pasapas*, Documentation Cast3M, CEA, 2011
- [CHE08] CHEN B., LIU J., Experimental application of mineral admixtures in lightweight concrete with high strength and workability, *Construction and Building Materials*, 22: 655-659, 2008.



- 
- [CHI02] CHIA K. S., ZHANG M. H., Water permeability and chloride penetrability of high strength lightweight aggregate concrete. *Cement and Concrete Research*, 32: 639-645, 2002.
- [CHI03] CHI J. M. et al., Effect of aggregate properties on the strength and the stiffness of lightweight concrete, *Cement and Concrete Composites*, 25: 197-205, 2003.
- [CHR79] CHRISTENSEN R. M., LO K. H., Solutions for effective shear properties in three sphere and cylinder models, *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, 27: 315-330, 1979.
- [CLA93] CLARKE J. L., *Structural Lightweight Aggregate Concrete*, Blackie Academic and Professional, 1993.
- [CLA95] CLAUSER C., HUENGES E., Thermal Conductivity of Rocks and Minerals, in *Rock Physics and Phase Relation, A Handbook of Physical Constants*, American Geophysical Union, 1995.
- [CLY06] CLYNE T.W. et al., Porous materials for thermal management under extreme conditions, *Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 364: 125–146, 2006.
- [COR99] CORTES H., BLOT J., *Transferts thermiques, Application à l'habitat*. Ellipses, 1999.
- [DAR10] DARYABEIGI K., CUNNINGTON G.R., KNUTSON J.R., Combined heat transfer in high-porosity high-temperature fibrous insulation: Theory and experimental validation, *Journal of thermophysics and heat transfer*, 25: 536–546, 2010.
- [DEG94] DEGIOVANNI A., Conductivité et diffusivité thermique des solides, *Techniques de l'Ingénieur*, Mesures et Contrôle, R 2850, 1994.
- [DEM01] DEMIRBOGA R., ORUNG I., GÜL R., Effects of expanded perlite aggregate and mineral admixtures on the compressive strength of low-density concretes, *Cement and Concrete Research*, 31: 1627-1632, 2001.
- [DEM03-1] DEMIRBOGA R., Influence of mineral admixtures on thermal conductivity and compressive strength of mortar, *Energy and Buildings*, 35: 189-192, 2003.
- [DEM03-2] DEMIRBOGA R., GÜL R., The effects of expanded perlite aggregate, silica fume and fly ash on the thermal conductivity of lightweight concrete, *Cement and Concrete Research*, 33: 723-727, 2003.
- [DEM07] DEMIRBOGA R., Thermal conductivity and compressive strength of concrete incorporation with mineral admixtures, *Building and Environment*, 42: 2467-2471, 2007.

- 
- [DOR02] DOREY R. A., YEOMANS J. A., SMITH P. A., Effect of pore clustering on the mechanical properties of ceramics, *Journal of the European Ceramic Society*, 22: 403–409, 2002.
- [EN1745] NORME EUROPEENNE 1745, Maçonnerie et éléments de maçonnerie - Détermination des valeurs thermiques de calcul, 2002
- [ESH57] ESHELBY J. D., The determination of the elastic field of an ellipsoidal inclusion, and related problems, *Proceedings of the Royal Society of London, A* 241, 376-396, 1957.
- [EUR00] EUROLIGHTCON, *Mechanical properties of lightweight aggregate concrete*, Document BE96-3942/R23, 2000.
- [EUR92] EUROCODE 2, Calcul des structures en béton, 1992
- [EYG97] EYGLUNENT B., *Manuel de thermique*, 2e édition, Hermès, 1997.
- [FIO04] FIORIO B., BEAUCOUR A. L., ORTOLA S., Optimization of the mechanical behavior of lightweight aggregate concrete by the use of high performances cementitious matrixes, *Symposium Fib (ceb-fip) / AFGC on Concrete Structures: the Challenge of Creativity*, Avignon, France, April 26-28, 2004.
- [FRA07] FRANCO A., An apparatus for the routine measurement of thermal conductivity of materials for building application based on a transient hot-wire method, *Applied Thermal Engineering*, 27: 2495-2504, 2007.
- [FRE08] FREDRIKSSON H., AKERLIND U., *Physics of functional materials*, John Wiley & Sons, 2008.
- [FU99] FU X., CHUNG D. D. L., Effect of admixtures on thermal and thermomechanical behavior of cement paste, *ACI Materials Journal*, 96-M57, 1999.
- [GAR00] GARBOCZI E. J., BERRYMAN J. G., New effective medium theory for the diffusivity or conductivity of a multi-scale concrete microstructure model, *Concrete Science and Engineering*, 2: 88-96, 2000.
- [GAR01] GARBOCZI E. J., BERRYMAN, J. G., Elastic moduli of a material containing composite inclusions: Effective medium theory and finite element computations, *Mechanics of Materials*, 33: 455-470, 2001.
- [GAR04] GAWIN D., KOSNY J., WILKES K., Thermal conductivity of moist cellular concrete - experimental and numerical study. Proceedings of ASHRAE Thermal IX Conference, Clearwater Beach, FL, 2004
- [GHO08] GHOSH S.K., ANWAR BEG O., Theoretical analysis of radiative effects on transient free convection heat transfer past a hot vertical surface in porous media, *Nonlinear Analysis: Modelling and Control*, 13: 419–432, 2008.

- 
- [GRO05] GRONDIN F. A., *Modélisation multi-échelles du comportement thermo-hydro-mécanique des matériaux hétérogènes. Application aux matériaux cimentaires sous sollicitations sévères*, Mémoire de thèse, Université Pierre et Marie Curie, 2005.
- [GRU01] GRUSZKIEWICZ M. et al., Water adsorption at high temperature on core samples from The Geysers geothermal field, California, USA, *Geothermics*, 30: 269–302, 2001.
- [GRU07] GRUESCU C. et al., Effective thermal conductivity of partially saturated porous rocks, *International Journal of Solids and Structures*, 44: 811-833, 2007.
- [GUN08] GUNDUZ L., The effects of pumice aggregate/cement ratios on the low-strength concrete properties. *Construction and Building Materials*, 22: 721–728, 2008.
- [GUS91] GUSTAFSSON S. E., Transient plane source techniques for thermal conductivity and thermal diffusivity measurements of solid materials. *Review of Science Instruments*, 62: 797-804, 1991.
- [GUS94] GUSTAFSSON M. et al., Thermal conductivity, thermal diffusivity and specific heat of thin samples from transient measurements with hot disk sensors. *Review of Science Instruments*, 65: 3856-3859, 1994.
- [HAN11] HANICHE R., *Contribution à l'étude des bétons portés en température / Evolution des propriétés de transfert / Etude de l'éclatement*, Mémoire de thèse, INSA de Lyon, 2011.
- [HAS62-1] HASHIN Z., SHTRIKMAN S., A variational approach to the theory of the effective magnetic permeability of multiphase materials, *Journal of Applied Physics*, 33: 3125-3131, 1962.
- [HAS62-2] HASHIN Z., The elastic moduli of heterogeneous materials, *Journal of Applied Mechanics*, 29: 143-150, 1962.
- [HAS63] HASHIN Z., SHTRIKMAN S., A variational approach to the theory of the elastic behaviour of multiphase materials, *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, 11: 127-140, 1963.
- [HAS68] HASHIN Z., Assessment of the self consistent scheme approximation: conductivity of particulate composites, *Journal of Composites Materials*, 2: 284-300, 1968.
- [HAS83] HASHIN Z., Analysis of composite materials – A survey, *Journal of Applied Mechanics*, 50: 481-505, 1983.
- [HAT86] HATTA H., TAYA M., Equivalent inclusion method for steady state heat conduction in composites, *International Journal of Engineering Science*, 24: 1159-1172, 1986.

- 
- [HEL93] HELTE A., Radiative and conductive heat transfer in porous media: Estimation of the effective thermal conductivity, *Journal of Applied Physics*, 73: 7167–7173, 1993.
- [HIL59] HILL F.B., WILHELM R.H., Radiative and conductive heat transfer in a quiescent gas-solid bed of particles: Theory and experiment, *AIChE Journal*, 5: 486–496, 1959.
- [HIL63] HILL R., Elastic properties of reinforced solids: some theoretical principles. *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, 11: 357-372, 1963.
- [HIL65] HILL R., A self-consistent mechanics of composite materials, *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, 13: 213-222, 1965.
- [HOS04] HOSSAIN K. M. A., Properties of volcanic pumice based cement and lightweight concrete, *Cement and Concrete Research*, 34: 283–291, 2004.
- [HOS05] HOSSAIN K. M. A., Volcanic ash and pumice as cement additives: pozzolanic, alkali-silica reaction and autoclave expansion characteristics. *Cement and Concrete Research*, 35: 1141–1144, 2005.
- [HUS03] HUSEM M., The effects of bond strength between lightweight and ordinary aggregate - mortar, aggregate - cement paste on the mechanical properties of concrete, *Materials Science and Engineering A*, 363: 152-158, 2003.
- [JOZ05] JOZWIAK-NIEDZWIEDZKA D., Scaling resistance of high performance concretes containing a small portion of pre-wetted lightweight fine aggregate, *Cement and Concrete Composites*, 27: 709–715, 2005.
- [KAE09] KAEMMERLEN A., *Transfert de chaleur à travers les isolants thermiques du bâtiment*, Mémoire de Thèse, Université Henri-Poincaré, Nancy 1, 2009.
- [KAN08] KANAUN S. K., LEVIN V. M., *Self-consistent methods for composites, Vol. 1: Static Problem*, Springer, 2008.
- [KAV95] KAVIANY M., *Principles of Heat Transfer in Porous Media*, Springer, 1995.
- [KE08] KE Y., *Caractérisation du comportement mécanique des bétons de granulats légers : expérience et modélisation*, Mémoire de thèse, Université de Cergy-Pontoise, 2008.
- [KE09] KE Y., BEAUCOUR A-L., ORTOLA S., DUMONTET H., Influence of volume fraction and characteristics of lightweight aggregates on the mechanical properties of concrete, *Construction and Building Materials*, 23: 2821-2828, 2009.
- [KE10] KE Y., ORTOLA S., BEAUCOUR A-L., DUMONTET H., Identification of microstructural characteristics in lightweight aggregate concretes by micromechanical modelling including the interfacial transition zone (ITZ), *Cement and Concrete Research*, 40: 1590–1600, 2010.

- 
- [KE14] KE Y., ORTOLA S., BEAUCOUR A-L., DUMONTET H., Micro-stress analysis and identification of lightweight aggregate's failure strength by micromechanical modelling, *Mechanics of Materials*, 68: 176–192, 2014.
- [KIM03] KIM H. K. et al., An experimental study on thermal conductivity of concrete, *Cement and Concrete Research*, 33: 363–371, 2003.
- [KIM12] KIM H. K., JEON J. H., LEE H. K., Workability, and mechanical, acoustic and thermal properties of lightweight aggregate concrete with a high volume of entrained air, *Construction and Building Materials*, 29: 193–200, 2012.
- [KLU02] KLUG C., CASHMAN K. V., BACON C. R. Structure and physical characteristics of pumice from the climactic eruption of Mount Mazama, Oregon, *Bulletin of Volcanology*, 64: 486-501, 2002.
- [KOC11] KOCKAL N.U., OZTURAN T., Strength and elastic properties of structural lightweight concretes, *Materials and Design*, 32: 2396-2403, 2011.
- [KOH99] KOHNO K. et al., Effects of artificial lightweight aggregate on autogenous shrinkage of concrete, *Cement and Concrete Research*, 29: 611-614, 1999.
- [KOR10] KOROTEEVA O. et al., A computational technique for evaluating the effective thermal conductivity of isotropic porous materials, *Engineering Analysis with Boundary Elements*, 34: 793-801, 2010.
- [KUZ10] KUZNETSOV A.V., NIELD D.A., The Cheng–Minkowycz problem for cellular porous materials: Effect of temperature-dependent conductivity arising from radiative transfer, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 53: 2676–2679, 2010.
- [LAR05] LAROZE S., *Mécanique des structures*, Tome 3, Cépaduès, 2005.
- [LAT09] LATIF M. J., *Heat Conduction*, 3e edition, Springer, 2009.
- [LAU93] LAURENT M., VUILLERMOZ, P-L., Conductivité thermique des solides, *Techniques de l'Ingénieur*, Constantes physico-chimiques, K 420, 1993.
- [LEE06] LEE Y. M., YANG R. B., GAU S. S., A generalized self-consistent method for calculation of effective thermal conductivity of composites with interfacial contact conductance, *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 33: 142-150, 2006.
- [LIU10] LIU L. P., Hashin-Shtrikman bounds and their attainability for multi-phase composites, *Proceedings of the Royal Society A*, 466: 3693-3713, 2010.
- [LO99] LO T. Y., GAO X. F., JEARY A. P., Microstructure of pre-wetted aggregate on lightweight concrete, *Building and Environment*, 34: 759-764, 1999.
- [LO04-1] LO T. Y., CUI H. Z., Effect of porous lightweight aggregate on strength of concrete, *Materials Letters*, 58: 916-919, 2004.

- 
- [LO04-2] LO T. Y., CUI H. Z., LI Z. G., Influence of aggregate pre-wetting and fly ash on mechanical properties of lightweight concrete, *Waste management*, 24: 333-338, 2004.
- [LO07] LO T. Y., TANG W. C., CUI H. Z., The effects of aggregate properties on lightweight concrete, *Building and Environment*, 42: 3025-3029, 2007.
- [LO08] LO T. Y. et al., The effect of aggregate absorption on pore area at interfacial zone of lightweight concrete, *Construction and Building Materials*, 22: 623-628, 2008.
- [MAR70] MERECHAL J. C., Contribution a étude des propriétés thermiques et mécaniques du béton en fonction de la température, *Annales de l'Institut Technique du Bâtiment et des Travaux Publics*, 274 : 122-146, 1970.
- [MCL77] MCLAUGHLIN R., A study of the differential schema for composite materials, *International Journal of Engineering Science*, 15, pp.237-244, 1977
- [MIL85] MILTON G. W., The coherent potential approximation is a realizable effective medium scheme, *Communications in Mathematical Physics*, 99: 463-500, 1985.
- [MIL88] MILOH T., BENVENISTE Y., A generalized self-consistent method for the effective conductivity of composites with ellipsoidal inclusions and cracks bodies, *Journal of Applied Physics*, 63: 789-796, 1987.
- [MIL05] MILED K., *Effet de taille dans le béton léger de polystyrène expansée*, Mémoire de thèse, Ecole des Ponts ParisTech, 2005.
- [MIN03] MINDESS S., YOUNG J. F., DARWIN D., *Concrete*, 2e édition, Pearson Education, 2003.
- [MOR73] MORI T., TANAKA K., Average stress in matrix and average elastic energy of materials with misfitting inclusions, *Acta Metallurgica*, 21: 571-574, 1973.
- [MUR87] MURA T., *Micromechanics of defects in solids*, 2e édition, Martinus Nijhoff Publishers, 1987.
- [NAD04] NADEAU J. C., FERRARI M., Effective thermal expansion of heterogeneous materials with application to low temperature environments, *Mechanics of Materials*, 36: 201-214, 2004.
- [NAI05] NAIT-ALI B., *Elaboration, caractérisation et modélisation de matériaux poreux: Influence de la structure poreuse sur la conductivité thermique effective*. Mémoire de thèse, Université de Limoges, 2005.
- [NAI06] NAIT-ALI B. et al., Thermal conductivity of highly porous zirconia. *Journal of the European Ceramic Society*, 26: 3567-3574, 2006.
- [NEV00] NEVILLE A., *Propriétés des bétons*, Eyrolles, 2000.

- 
- [NGU11] NGUYEN L. H., BEAUCOUR A-L., ORTOLA S., NOUMOWE A., Bétons de structure à propriétés d'isolation thermique améliorées : approche expérimentale, *Actes de 29<sup>e</sup> rencontres AUGC*, Tlemcen, Algérie, 29-31 mai 2011
- [NGU14] NGUYEN L. H., BEAUCOUR A-L., ORTOLA S., NOUMOWE A., Influence of the volume fraction and the nature of fine lightweight aggregates on the thermal and mechanical properties of structural concrete, *Construction and Building Materials*, 51: 121-132, 2014.
- [NOR85] NORRIS A. N., SHENG P., CALLEGARI A. J., Effective-medium theories for two-phase dielectric media, *Journal of Applied Physics*, 57: 1990-1996, 1985.
- [NOR89] NORRIS A. N., An examination of the Mori-Tanaka effective medium approximation for multiphase composites, *Journal of Applied Mechanics*, 56: 83-88, 1989.
- [OCH08] OCHS F., HEIDEMANN W., MÜLLER-STEINHAGEN H., Effective of thermal conductivity of moistened insulation materials as a function of temperature, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 51: 539-552, 2008.
- [OTH11] OTHUMAN M. A., WANG Y. C., Elevated-temperature thermal properties of lightweight foamed concrete, *Construction and Building Materials*, 25: 705–716, 2011.
- [PER98] PERSSON B., Seven-year study on the effect of silica fume in concrete, *Advanced Cement Based Materials*, 7: 139-155, 1999.
- [PER08] PERTUE A., *Etude expérimentale du retrait endogène, du fluage propre et de la fissuration des matrices cimentaires aux jeune et très jeune âges*, Mémoire de thèse, Université de Nantes, 2008.
- [PHA00] PHAN-THIEN N., PHAM D. C., Differential multiphase models for polydispersed inclusions: thermal conductivity and effective viscosity, *International Journal of Engineering Science*, 38: 73-88, 2000.
- [PHA97] PHAN-THIEN N., PHAM D. C., Differential multiphase models for polydispersed suspensions and particulate solids, *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 72: 305-318, 1997.
- [RAM95] RAMIRES M.L.V. et al., Standard reference data for the thermal conductivity of water, *Journal of Physical and Chemical Reference Data*, 24: 1377–1381, 1995.
- [ROB88] ROBERSON E.C., *Thermal properties of rocks*, Open-file report 88-441, U.S. Department of the Interior, Geological Survey, 1988.

- 
- [ROH98] ROHSENOW W. M., HARTNETT J. P., CHO Y. I., *Handbook of heat transfer*, 3e edition, McGraw-Hill, 1998.
- [ROS70] ROSEN B. W., HASHIN Z., Effective thermal expansion coefficients and specific heats of composite materials, *International Journal of Engineering Science*, 8: 157-173, 1970.
- [SAL01] SALMON D., Thermal conductivity of insulations using guarded hot plates, including recent developments and sources of reference materials, *Measurement Science and Technology*, 12: 89-98, 2001.
- [SAH03] SAHIL R. et al., The effects of different cement dosages, slumps, and pumice aggregate ratios on the compressive strength and densities of concrete, *Cement and Concrete Research*, 33: 1245-1249, 2003.
- [SCH68] SCHAPERLY R. A., Thermal expansion coefficients of composite materials based on energy principles, *Journal of Composite Materials*, 2: 380-404, 1968.
- [SCH82] SCHNEIDER U., DIEDERICHS U., EHM C., Effect of temperature on steel and concrete for PCRV's, *Nuclear Engineering and Design*, 67: 245-258, 1982.
- [SCH95] SCHWARTZ L. M., GARBOCZI E. J., BENTZ D. P., Interfacial transport in porous media: Application to dc electrical conductivity in mortars, *Journal of Applied Physics*, 78: 5898-5908, 1995.
- [SCH02] SCHMITT N. et al., Micromechanics applied to the thermal shock behavior of refractory ceramics, *Mechanics of Materials*, 34: 725-747, 2002.
- [SEV11] SEVOSTIANOV I., On the thermal expansion of composite materials and cross-property connection between thermal expansion and thermal conductivity, *Mechanics of Materials*, 45: 20-33, 2011.
- [SHI06] SHINDE S.L., GOELA J., *High thermal conductivity materials*, Springer, 2006.
- [SIB91] SIBONI G., BENVENISTE Y., A micromechanics model for the effective thermomechanical behaviour of multiphase composite media, *Mechanics of Materials*, 11: 107-122, 1991.
- [SIN85] SING K. S. W. et al., Reporting physisorption data for gas/solid systems with special reference to the determination of surface area and porosity, *Pure and Applied Chemistry*, 57: 603-619, 1985.
- [STE85] STEPHAN K., LAESECKE A., The thermal conductivity of fluid air, *Journal of Physical and Chemical Reference Data*, 14: 227-234, 1985.
- [TON09] TONG F., JING L., ZIMMERMAN R. W., An effective thermal conductivity model of geological porous media for coupled thermo-hydro-mechanical systems with multiphase flow, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 46: 1358-1369, 2009.



- 
- [TOP08] TOPCU I. B., ISIKDAG B., Effect of expanded perlite aggregate on the properties of lightweight concrete, *Journal of Materials Processing Technology*, 204: 34-38, 2008.
- [UYS04] UYSAL H. et al., The effects of different cement dosages, slumps, and pumice aggregate ratios on the thermal conductivity and density of concrete, *Cement and Concrete Research*, 34: 845-848, 2004.
- [WAS96] WASSERMAN R., BENTUR A., Interfacial interactions in lightweight aggregate concretes and their influence on the concrete strength, *Cement and Concrete Composites*, 18: 67-76, 1996.
- [WEN84] WENG G. J., Some elastic properties of reinforced solids, with special reference to isotropic ones containing spherical inclusion, *International Journal of Engineering Science*, 2: 845-856, 1984.
- [WEN04] WEN C. E. et al., Compressibility of porous magnesium foam: dependency on porosity and pore size, *Materials Letters*, 58: 357– 360, 2004.
- [XU00] XU Y., CHUNG D. D. L., Cement of high specific heat and high thermal conductivity, obtained by using silane and silica fume as admixtures, *Cement and Concrete Research*, 30: 1175-1178, 2000.
- [YAS04] YASAR E., ERDOGAN Y., KILIC A., Effect of limestone aggregate type and water–cement ratio on concrete strength, *Materials Letter*, 58: 772-777, 2004.
- [ZAO98] ZAOUI A., *Matériaux hétérogènes et composites*, Editions de l'Ecole Polytechnique, 1998.
- [ZHA90] ZHANG M. H., GJORV O. E., Microstructure of the interfacial zone between lightweight aggregate and cement paste, *Cement and Concrete Research*, 20: 610-618, 1990.
- [ZHA91-1] ZHANG M. H., GJORV O. E., Characteristics of lightweight aggregates of high-strength concrete, *ACI Materials Journal*, 88: 150-158, 1991.
- [ZHA91-2] ZHANG M. H., GJORV O. E., Mechanical properties of high-strength lightweight concrete, *ACI Materials Journal*, 88: 240-247, 1991.
- [ZHU04] ZHUTOVSKY S., KOVLER K., BENTUR A., Influence of cement paste matrix properties on the autogenous curing of high-performance concrete, *Cement and Concrete Composites*, 26: 499-507, 2004.
- [ZIM89] ZIMMERMAN R. W., Thermal conductivity of fluid-saturated rocks, *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 3: 219-227, 1989.
- [ZIV09] ZIVICA V., Effects of the very low water cement ratio, *Construction and Building Materials*, 23: 3579-3582, 2009.