Etude de la degradation des ouvrages en beton atteints par la reaction alcali-silice - approche experimentale et modelisation numerique des degradations dans un environnement hydro-chemo-mecanique variable

Stéphane Poyet

▶ **To cite this version:**

Stéphane Poyet. Etude de la degradation des ouvrages en beton atteints par la reaction alcali-silice - approche experimentale et modelisation numerique des degradations dans un environnement hydro-chemo-mecanique variable. Matériaux. Université de Marne la Vallée, 2003. Français. NNT : . tel-00006479

HAL Id: tel-00006479
https://theses.hal.science/tel-00006479

Submitted on 16 Jul 2004

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.

Université de Marne-La-Vallée

U.F.R. de sciences et de Technologies
Ecole Doctorale MODES
Laboratoire de Mécanique - LaM

THÈSE
pour obtenir le grade de
Docteur de l'Université de Marne-La-Vallée
Discipline : Génie Civil

présentée et soutenue publiquement par
Stéphane POYET

le 19 décembre 2003

Etude de la dégradation des ouvrages en béton atteints par la réaction alcali-silice :

Approche expérimentale et modélisation numérique multi-échelles des dégradations dans un environnement hydro-chemo-mécanique variable

Directeur de thèse
Jean-Michel TORRENTI

Jury :

M. Erick RINGOT,	*Rapporteur*
M. Franz-Josef ULM,	*Rapporteur*
Mme Karen SCRIVENER,	*Examinatrice*
Mme Geneviève THEVENIN-FORAY,	*Examinatrice*
M. Eric BOURDAROT,	*Examinateur*
M. Bruno CAPRA,	*Examinateur*
M. Alain SELLIER,	*Examinateur*
M. François TOUTLEMONDE,	*Examinateur*

© UMLV

Résumé

La réaction alcali-silice est une pathologie des bétons qui se caractérise par une réaction chimique entre la silice amorphe ou mal cristallisée contenue dans les granulats réactifs et certains ions de la solution interstitielle. Les conséquences macroscopiques de la réaction sont le gonflement de ouvrages atteints qui entraîne de la fissuration et la chute des caractéristiques mécaniques du béton. Ces phénomènes sont préoccupants pour les gestionnaires des structures atteintes car ils mettent en péril la sécurité des personnes et l'exploitation des ouvrages. De plus, il n'existe aucun moyen d'arrêter la réaction. Ainsi, la prédiction de l'évolution du gonflement et des dégradations des ouvrages atteints et l'évaluation de l'efficacité et de la périodicité des opérations d'entretien sont des points cruciaux.

Ce travail résulte d'une collaboration entre la Direction de la Recherche et le Centre d'Ingénierie Hydraulique d'E.D.F. Il a pour vocation la création d'outils d'aide à l'expertise des ouvrages atteints. La démarche adoptée est basée sur l'existence de trois niveaux d'observation et de modélisation de la réaction, du matériau à la structure. Le premier se situe à l'échelle du micron, il correspond aux mécanismes réactionnels locaux. Le second se situe à l'échelle du millimètre, il caractérise la diffusion des ions, la précipitation des produits. Le dernier niveau traite des conséquences de la réaction sur des structures atteintes.

Ce travail se compose de trois parties distinctes et complémentaires. La première correspond aux deux premiers niveaux d'observation de la réaction. Elle a pour but la prédiction de l'évolution du gonflement intrinsèque généré par la réaction alcali-silice. Le modèle proposé se base sur une approche de type homogénéisation. Il décrit le transport des ions concernés (alcalins et les ions calcium en solution) dans un Volume Elémentaire Représentatif vers différents sites de réaction où ils sont alors consommés. L'équilibre entre les alcalins et les ions calcium dans la solution interstitielle est décrit. Le modèle prend en compte l'influence de la taille et de la distribution des granulats réactifs. Il a été utilisé pour reproduire les résultats d'une campagne expérimentale effectuée dans le cadre de ce travail. La comparaison des deux est présentée et discutée.

L'influence de l'eau sur la réaction est aussi étudiée. Elle concerne les deux derniers niveaux d'observation de la réaction. Dans un premier temps, une campagne expérimentale met en évidence l'influence de l'humidité relative extérieure (constante puis cyclique) sur le gonflement engendré par la réaction. Une modélisation originale qui décrit l'influence de la teneur en eau locale sur la cinétique et l'amplitude du gonflement induit par la réaction est alors détaillée. Elle est basée sur un calcul hydro-chemo-mécanique. Les lois constitutives du modèle sont calées au moyen des résultats de la campagne expérimentale précédente. Le modèle est ensuite validé grâce à divers essais tirés de la littérature.

Les effets structuraux induits par la réaction sont modélisés. Ils concernent le dernier niveau d'observation de la réaction. Un modèle basé sur la théorie de l'endommagement est proposé. Il prend en compte plusieurs sources d'endommagement indépendantes (traction, compression et réaction) dont le couplage est effectué par la méthode du maillon faible. L'endommagement généré par la réaction est calculé à partir de la modélisation définie dans le chapitre précédent. Ce modèle permet de décrire le comportement mécanique du matériau et son évolution en fonction de l'avancement de la réaction. Il prend en compte l'influence de

la contrainte de compression sur le gonflement induit et l'évolution des déformations viscoélastiques. Le modèle a été implanté dans le code CAST3M et utilisé pour reproduire un essai (une poutre réactive soumise à un gradient d'humidité relative extérieure) tiré de la littérature. Le calage du modèle est présenté et les résultats de la simulation et de l'essai sont comparés.

Mots clés : béton, gonflement, réaction alcali-silice, modélisation, mécanismes réactionnels, granulométrie réactive, effet de l'eau, effets structuraux, éléments finis, calcul hydro-chemo-mécanique.

Abstract

Alkali-silica reaction is a pathology of concrete which is characterised by chemical reaction between amorphous or badly crystallised silica within reactive aggregates and certain ions of the interstitial solution (alkaline, ions hydroxyls and ions calcium). Structural effects are swelling, cracking and the loss of mechanical properties of affected structures. This phenomenon is alarming for affected structure managers it deals with people safety and structures exploitation. Moreover, there is no way to stop reaction. Prediction of concrete expansion and degradation and assessment of efficiency and periodicity of rehabilitation operations are crucial points.

This work is the result of a collaboration between the Research Department and Hydraulic Engineering Centre of E.D.F. It aims at developing tools which help to assess affected structures. Our approach is based on a three-scale modelling from material to structure. The first level consists in modelling chemical reactions within reaction sites. The second takes into account interactions between cement paste and reactive aggregates on one hand, and on the other hand interactions between different aggregates of a Representative Elementary Volume (R.E.V.). The final deals with structural effects of the swelling induced by ASR. It allows to evaluate state of damage on affected structures.

This work presents three different and complementary parts. The first one deals with the two first levels. It aims at predicting swelling evolution of affected concrete. The proposed modelling is based on homogenisation theory. It describes ionic diffusion within a R.E.V. towards different reaction sites. Equilibrium in solution between alkalis and calcium ions is described. The modelling takes into account the influence of reactive aggregates size and size grading. It has been applied to reproduce results from an experimental campaign undertaken in this work. Comparison between both results is presented and discussed.

The influence of water on alkali-silica reaction is also investigated. The two last levels are concerned. First, an experimental campaign points at the influence of external relative humidity (constant and cyclic) on ASR swelling. An original modelling is then presented. It relates inner water content to ASR swelling. It is based on hydro-chemo-mechanic calculus. Constitutive laws are fitted thanks to previous experimental results. The modelling is then validated by the means of several experiments taken from literature.

Structural effects induced by ASR are modelled. A modelling based on damage theory is proposed. It takes into account three different independent damage sources (traction, compression and ASR). Coupling between independent damage is obtained thanks to weakest link approach. ASR damage is evaluated thanks to the modelling described earlier. This modelling is able to reproduce concrete mechanical behaviour and its evolution according to ASR advancement. It takes into account the influence of compression stress on ASR induced swelling and delayed strains evolution. It has been applied to reproduce experimental results (beam submitted to external relative humidity gradient) taken from literature. Parameters fitting and results comparison are presented.

Keywords : concrete, swelling, alkali-silica reaction, modelling, reaction mechanisms, aggregate size range, water effect, structural effects, finite elements, hydro-chemo-mechanic calculus.

Table des matières

Introduction **18**

Contexte général de l'étude *19*

Problématique et objectifs *22*

Organisation du mémoire *24*

Etude bibliographique **25**

La réaction alcali-silice *26*
Mécanismes réactionnels 26
Produits de la réaction 26
Origine du gonflement 28
Conclusion sur les mécanismes de la réaction alcali-silice 29

Influence de la teneur en alcalins, de la température et des additions *30*
Influence de la teneur en alcalins 30
Influence de la température 30
Influence des additions 30
Conclusion sur les paramètres influents 31

Influence des granulats *32*
Réactivité des granulats 32
Effet pessimum sur la quantité de granulats 33
Influence de la taille des granulats 33
Influence de la granulométrie 34
Conclusion sur l'influence des granulats 34

Influence de l'eau sur la réaction *35*
Humidité relative extérieure constante et prise de masse 35
Apports d'eau quelconques 37
Conclusion sur l'influence de l'eau sur la réaction 38

Modélisations de la réaction *39*
Le modèle de Nielsen 39
Le modèle de Sellier 39
Le modèle U.F.O. 43
Le modèle de Xi 45
Le modèle de Bažant et Steffens 46
Le modèle de Capra 48
Le modèle de Li 50
Conclusions sur les modèles 52

Conclusions sur l'étude bibliographique *54*

Première partie : Modélisation de la réaction alcali-silice Prise en compte de l'influence de la granulométrie **56**

Introduction *57*

Étude expérimentale *58*
Mise en évidence de l'influence de la granulométrie 58
Principe des essais 58

Granulométries testées ... 59
Formulation du mortier ... 59
Programme expérimental ... 60
Fabrication des éprouvettes ... 61
Résultats expérimentaux ... 61
Les classes granulaires seules ... 61
Combinaison de deux classes granulaires ... 62
Combinaison des trois classes granulaires ... 63
Dépouillement des essais ... 64
Classe granulaire seule ... 64
Couplage entre classes granulaires ... 65
Effet de la forme des éprouvettes ... 66
Conclusions sur les essais ... 68

Modélisation de la réaction alcali-silice ... 69
Principe de la modélisation ... 69
Position du problème ... 70
Hypothèses simplificatrices ... 71
Définition du V.E.R. ... 72
V.E.R. pour une seule classe granulaire ... 72
Généralisation à n_g classes granulaires réactives ... 73
Développement du problème ... 74
Définition des conditions aux limites ... 74
Définition du terme de source ... 75
Dans les granulats réactifs ... 75
En dehors des granulats réactifs ... 75
Application de la méthode ... 76
Diffusion des alcalins ... 76
Dans les granulats réactifs ... 76
Dans le mortier entourant les granulats réactifs ... 77
Récapitulation du système d'équations ... 77
Diffusion des ions calcium en solution ... 78
Dans les granulats réactifs ... 78
Dans le mortier entourant les granulats réactifs ... 79
Récapitulation du système d'équations ... 81
Calcul du gonflement ... 82
Détermination des quantités de produits formés ... 82
Calcul du gonflement ... 83
Application concrète de la modélisation ... 84

Version simplifiée du modèle ... 88
Détail de la modélisation ... 88
Résultats obtenus ... 89
Etude paramétrique du modèle simplifié ... 94
Influence de la diffusion ... 94
Diffusion des alcalins dans les granulats ... 94
Diffusion des alcalins dans le mortier ... 95
Diffusion des ions calcium en solution ... 96
Influence de la modélisation mécanique ... 97
Influence du paramètre de propagation d'endommagement k_g ... 97
Influence de la longueur de porosité connectée l_c ... 98
Influence de la concentration initiale en alcalins ... 99
Influence du maillage ... 100
Influence du pas de temps ... 101
Exemple d'évolution des produits formés ... 102
Récapitulation de la modélisation proposée ... 103

Simulation des essais ... 105
Calage des paramètres ... 105
Simulation des couplages entre classes ... 106
Simulation de l'effet réducteur des fines ... 106

Simulation de la formulation IV C2C3 107
Exploitation des simulations numériques. 108

Conclusion *111*

Deuxième partie : Étude expérimentale et modélisation de l'influence de l'eau sur la réaction alcali-silice 112

Introduction *113*

Mise en évidence expérimentale de l'influence de l'eau *114*
Principe des essais 114
Protocole expérimental 115
Fabrication des éprouvettes 116
Résultats des essais 117
Résultats pour la série HR-constante 117
Résultats pour la série HR-variable 119
Conclusions 122
Conclusions sur les essais 122
Perspectives pour la modélisation 123

Modélisation de l'influence de l'eau sur la réaction *125*
Lois constitutives du modèle 125
Développement du modèle 126
Application au cas du degré de saturation constant 126
Application au cas du degré de saturation non constant 126
Application à un cas réel 127
Calcul de l'allongement total 128

Dépouillement des essais HR constante *130*
Détermination des paramètres intrinsèques du matériau 130
Simulation des transferts hydriques 131
Principe 131
Calage de la diffusivité 132
Simulation des transferts hydriques 134
Détermination des fonctions α et β 135
Etude paramétrique 135
Fonctions α et β 140

Validation du modèle - Simulations numériques *143*
Simulations des essais HR-variable 143
Dépendance du gonflement à l'humidité relative extérieure 146
Dépendance du gonflement à la prise d'eau 149
Influence de l'historique d'apport d'eau sur le gonflement 151
Au jeune age pour la réaction 151
Au vieil age pour la réaction 152

Conclusions sur la modélisation de l'influence de l'eau *156*

Troisième partie : Modélisation des effets structuraux induits par la réaction alcali-silice 157

Introduction *158*

Présentation du modèle utilisé *159*
Principe général 159
Définition de l'endommagement global 159
Cas des chargements radiaux 160
Extension aux chargements quelconques 162
Evolution des endommagements indépendants 164
Définition des contraintes équivalentes 166
Récapitulation des lois d'évolution 167
Calcul de la contrainte isotrope générée par la réaction alcali-silice 167

Rotation des directions principales de fissuration ... 168
Calcul des déformations ... 169
Calcul des déformations élastiques ... 169
Calcul des déformations anélastiques mécaniques ... 169
Calcul des déformations différées ... 170
Calcul du retrait de dessiccation ... 173
Calcul des déformations engendrées par la réaction alcali-silice ... 173
Mise en œuvre numérique ... 174

Présentation des simulations ... 175
Principe des essais utilisés ... 175
Principe de la simulation ... 176
Résultats expérimentaux et calage des paramètres ... 177
Comportement hydrique ... 177
Comportement chimique ... 179
Comportement mécanique du béton utilisé ... 180
Détermination des caractéristiques mécaniques ... 180
Evolution des caractéristiques mécaniques en fonction de la réaction ... 181
Comportement viscoélastique ... 183
Calage du retrait ... 185
Calage de la loi d'endommagement généré par la réaction ... 186
Récapitulation des paramètres ... 187

Résultats des simulations ... 189
Résultats hydriques ... 189
Résultats chimiques ... 191
Résultats mécaniques ... 193
Déformée de la poutre ... 193
Evolution de la flèche ... 193
Champs des contraintes effectives ... 195
Anisotropie du gonflement ... 196
Déformations de fluage ... 197
Champs d'endommagement ... 198
Comparaison avec le calcul élastique ... 198

Conclusion ... 200

Conclusion et perspectives ... 201

Références bibliographiques ... 205

Annexes ... 214

Classification des granulats réactifs ... 215

Propriétés de l'air humide : influence de la température ... 216

Etude des produits de la réaction au microscope à balayage ... 217

Fabrication et conservation des éprouvettes ... 221

Analyse chimique du ciment ... 224

Analyse des granulats réactifs ... 225

Détermination de l'écart-type expérimental ... 226

Détermination de la surface spécifique des granulats. ... 229

Numérisation du « modèle chimique » ... 230

Solutions salines ... 236

Liste des tableaux

Etude bibliographique

Tableau 1 : tableau récapitulatif des essais sur l'influence de l'humidité relative d'après [OLA-1986], [TOM-1989] et [KUR-1989] 36
Tableau 2 : mécanismes réactionnels décrits dans les modèles 52
Tableau 3 : gestion de la granulométrie réactive..... 52

Première partie

Tableau 4 : différentes formulations utilisées 59
Tableau 5 : définition des classes granulaires en fonction de la série d'essais 59
Tableau 6 : formulation du mortier d'étude..... 59
Tableau 7: programme expérimental pour l'étude de l'influence de la granulométrie 60
Tableau 8 : cinétiques initiales et allongements à la fin des essais pour les deux séries d'essais Granulo1 et Granulo2. 62
Tableau 9 : allongement à 70 jours pour trois formulations différentes en fonction de la forme de l'éprouvette. 66
Tableau 10 : exemple de détermination des données du V.E.R. pour deux classes granulaires réactives..... 74
Tableau 11 : paramètres utilisés pour la simulation de la formulation IV C3 85
Tableau 12 : paramètres utilisés pour la simulation de la formulation IV C3 94
Tableau 13 : cinétique initiale de gonflement en fonction du coefficient de diffusion dans le granulat..... 95
Tableau 14: influence des principaux paramètres du modèle 104
Tableau 15: paramètres pour les simulations des formulations simples 105

Deuxième partie

Tableau 16 : humidité relative obtenue en fonction du sel utilisé..... 116
Tableau 17 : variation de masse des éprouvettes réactives à 100 jours en fonction de l'humidité relative extérieure 117
Tableau 18 : allongement en fonction de l'humidité extérieure..... 118
Tableau 19 : paramètres utilisés pour caler le modèle de Xi *et al.* [XI-1994b] 133
Tableau 20 : teneur en eau à l'équilibre en fonction de l'humidité relative extérieure..... 133
Tableau 21 : paramètres de gonflement et de retrait pour les simulations..... 135
Tableau 22 : valeur des paramètres utilisés pour les simulations 135
Tableau 23 : valeur des paramètres utilisés pour les simulations 137
Tableau 24 : valeur des paramètres utilisés pour les simulations 138
Tableau 25 : valeur des paramètres retenus pour le modèle 140
Tableau 26 : paramètres de gonflement et de retrait pour les simulations..... 144
Tableau 27 : récapitulatif des conditions des essais..... 146
Tableau 28 : Paramètres utilisés pour les simulations..... 147
Tableau 29 : paramètres intrinsèques de gonflement pour la simulation..... 150

Tableau 30 : paramètres utilisés pour la simulation 152
Tableau 31 : paramètres utilisés pour la simulation 153

Troisième partie

Tableau 32 : état hydrique du matériau retenu pour la simulation, d'après [MUL-2003] 177
Tableau 33 : paramètres intrinsèques de gonflement retenus, d'après [MUL-2003] 179
Tableau 34 : caractéristiques mécaniques expérimentales [MUL-2003] 180
Tableau 35 : paramètres retenus pour le calage du comportement mécanique 180
Tableau 36 : paramètres de retrait retenus pour la simulation 186
Tableau 37 : déformation et endommagement correspondant engendrés par la réaction alcali-silice dans la direction verticale [MUL-2003] 186
Tableau 38 : tableau récapitulatif des paramètres utilisés pour la simulation 188

Annexes

Tableau 39 : roches susceptibles d'être réactives aux alcalins, d'après [LCP-1994] 215
Tableau 40 : quantité de vapeur contenue dans l'air à HR=40% en fonction de la température 216
Tableau 41 : composition du ciment utilisé 224
Tableau 42 : composition des granulats réactifs 225
Tableau 43 : allongements bruts pour les formulations IV CRéf et IV C2 226
Tableau 44 : allongement engendré par la réaction alcali-silice et son écart type expérimental 227
Tableau 45 : relation entre les sels utilisés et l'HR obtenue à 23°C d'après [BAR-1994] 236

Liste des figures

Introduction

Figure 1 : évolution des teneurs en ions dans la solution interstitielle au cours du temps pour une pâte de ciment CPA d'après [LON-1974]. 19
Figure 2 : fissuration sévère d'un massif de fondation d'après [LAR-1999] 20
Figure 3 : affaissement des bordures de la chaussée sur le barrage du Chambon 20
Figure 4 : sciage du barrage du Chambon 21
Figure 5 : vue du parement amont du barrage du Chambon et de la membrane étanche 21
Figure 6 : les trois niveaux d'observation et de modélisation de la réaction alcali-silice 22

Etude bibliographique

Figure 7 : produit lisse de type amorphe 27
Figure 8 : sphères à la surface d'un produit lisse 27
Figure 9 : produits organisés au fond d'un pore 28
Figure 10 : influence de la teneur en alcalins sur le gonflement d'après [SIB-1992] et [GUE-2000] 30
Figure 11 : influence du type de granulat sur le gonflement généré par la réaction d'après [SIB-1992] 32
Figure 12 : énergie en fonction de l'angle de la liaison siloxane d'après [COU-1999] 32
Figure 13 : mise en évidence expérimentale de l'effet pessimum pour l'opale d'après [GOD-STI] 33
Figure 14 : pourcentage de l'allongement maximal mesuré en fonction de l'humidité relative extérieure d'après [OLA-1986], [TOM-1989] et [KUR-1989] 35
Figure 15 : évolution du seuil d'humidité relative en fonction de la température d'après [NIL-1983], [OLA-1986], [LUD-1989], [TOM-1989] et [KUR-1989] 36
Figure 16 : corrélation entre la prise de masse et l'allongement mesuré, d'après [LAR-2000] 37
Figure 17 : influence d'un apport d'eau tardif après séchage, d'après [LAR-2000] 37
Figure 18 : influence d'un apport d'eau après gonflement, d'après [LAR-2000] 38
Figure 19 : influence de l'humidité relative sur le gonflement, d'après [NIE-1993] 39
Figure 20 : représentation graphique du modèle de Sellier [SEL-1995] 40
Figure 21 : concentrations moyennes probables de gel et des alcalins à l'interface granulat/pâte de ciment prédites par le modèle de Sellier [SEL-1995] 41
Figure 22 : modèle proposé par Bažant et Steffens [BAŽ-2000] 47
Figure 23 : influence de l'humidité relative dans les pores et de la pression sur l'imbibition du gel basique d'après [BAŽ-2000] 48
Figure 24 : évolution des fonctions h à gauche (σ_1=5 MPa – σ_2=40 MPa) et f à droite 49
Figure 25 : influence de la contrainte sur l'expansion, d'après [CAP-1997] 50
Figure 26 : comparaison entre la prédiction du gonflement et les résultats expérimentaux [LI-2002a] 51
Figure 27 : Influence théorique de l'humidité relative dans les pores 53

Première partie

Figure 28 : granulométrie du sable utilisé 58
Figure 29 : influence de la classe granulaire sur les expansions mesurées 61
Figure 30 : influence de la classe C1 sur les allongements mesurés. 62
Figure 31 : couplage entre les deux plus grosses classes granulaires. 63
Figure 32 : couplage entre les trois classes granulaires pour la série Granulo2 64
Figure 33 : allongements générés par la réaction à 70 jours en fonction du produit de la surface spécifique et de la masse volumique des granulats réactifs. 65
Figure 34 : influence de la forme de l'éprouvette sur l'allongement (série Granulo2). 66
Figure 35 : influence de la forme de l'éprouvette sur sa variation de poids (série Granulo2).. 67
Figure 36 : granulat réactif au sein d'une matrice cimentaire 70
Figure 37: granulat réactif g supposé sphérique 71
Figure 38 : exemple de V.E.R. pour une seule classe granulaire réactive (la zone poreuse correspond à l'auréole de transition) 72
Figure 39 : exemple de V.E.R. pour trois granulats, visualisation des trois focalisations 73
Figure 40 : exemple d'évolutions de la fonction $\lambda(r)$ 76
Figure 41 : Equilibre théorique entre le calcium et les alcalins dans la solution interstitielle en présence de portlandite 80
Figure 42 : comparaison entre les allongements réel et simulé 85
Figure 43 : évolution de la quantité de portlandite initiale dans le V.E.R 86
Figure 44 : variation de la quantité de portlandite entre les instants initial et final 86
Figure 45 : comparaison entre les allongements simulé et expérimental 90
Figure 46 : évolution de la concentration en alcalins dans le V.E.R. au cours du temps 90
Figure 47 : évolution de la concentration en ions calcium en solution dans le V.E.R. au cours du temps 91
Figure 48 : évolution de la quantité de silice réactive dans le granulat au cours du temps 92
Figure 49 : quantités de gel et de C-S-H formées par la réaction 93
Figure 50 : formation du gel et de C-S-H au cours du temps 93
Figure 51 : allongement en fonction du coefficient de diffusion dans le granulat 95
Figure 52 : influence du coefficient de diffusion dans la pâte sur l'allongement 96
Figure 53 : influence du coefficient de diffusion des ions calcium 97
Figure 54 : gonflement à 300 jours en fonction de k_g 97
Figure 55 : influence de la longueur connectée sur l'allongement théorique 98
Figure 56 : évolution du temps de latence en fonction de la longueur connectée 98
Figure 57 : évolution de l'allongement théorique en fonction de la longueur connectée 99
Figure 58 : influence de la concentration en alcalins sur l'allongement 99
Figure 59 : influence de la concentration en alcalins sur la cinétique initiale de gonflement théorique 100
Figure 60 : influence du maillage sur l'allongement théorique 100
Figure 61 : influence du pas de temps sur l'allongement théorique pour un maillage grossier 101
Figure 62 : influence du pas de temps sur l'allongement théorique pour un maillage fin 102
Figure 63 : évolution du rapport C/S immédiat en fonction du temps et de la concentration initiale en alcalins 103
Figure 64 : exemple d'évolution de la stoechiométrie des produits formés au cours du temps 103
Figure 65 : simulation de la formulation IV C2 avec les paramètres de cinétique de la formulation IV C3 105
Figure 66 : comparaison entre les allongements expérimentaux et simulés 106

Figure 67 : simulation de l'influence des fines, allongements théoriques et expérimentaux pour les formulations IV C1C2 (à gauche) et IV C1C3 (à droite) 107
Figure 68 : simulation de la formulation IV C2C3 108
Figure 69 : comparaison entre les allongements théoriques (à gauche) et expérimentaux (à droite) 108
Figure 70 : relation entre volume de produits et allongement..... 109

Deuxième partie

Figure 71 : courbe lissée modèle déduite des essais des séries granulo1 et granulo2..... 114
Figure 72 : séchage à coeur d'une éprouvette cylindrique en fonction de son diamètre..... 115
Figure 73 : protocole expérimental pour l'étude de l'influence de l'eau 115
Figure 74 : cycles d'humidité relative extérieure : à gauche le cycle long et à droite le cycle court..... 116
Figure 75 : variations de masse expérimentales pour la série HR-constante 117
Figure 76 : allongement induit par la réaction en fonction de l'humidité relative extérieure 118
Figure 77 : expansion à 90 jours en fonction de la variation de masse..... 119
Figure 78 : variations de masse des éprouvettes pour le cycle long 119
Figure 79 : variations de masse des éprouvettes pour le cycle court 120
Figure 80 : comparaison entre les variations moyennes de masse des éprouvettes réactives pour les deux types de cycle..... 120
Figure 81 : allongement en fonction du temps et de la durée du cycle 121
Figure 82 : comparaison entre les allongements des séries HR-constante et HR-variable 122
Figure 83 : évolution du gonflement en fonction de l'humidité relative extérieure, d'après [OLA-1986] [KUR-1989] et [TOM-1989] 122
Figure 84 : évolution du seuil d'humidité relative extérieure en fonction de la température 123
Figure 85 : forme générale des courbes allongement en fonction du temps pour la cinétique retenue 126
Figure 86 : exemples de fonctions α et β. 128
Figure 87 : calage de la courbe de gonflement en fonction du temps pour les éprouvettes soumises à HR=82% (à gauche) et la cinétique de gonflement correspondante (à droite) 130
Figure 88 : exemple d'évolution de la diffusivité en fonction de l'humidité relative dans les pores 132
Figure 89 : comparaison des isothermes de la campagne expérimentale et d'un béton ordinaire [BAR-1999]..... 132
Figure 90 : comparaison entre les résultats expérimentaux et le modèle utilisé 133
Figure 91 : calage de la diffusivité avec le modèle de Xi *et al.* [XI-1994a] 134
Figure 92 : comparaison des variations de poids expérimentales et simulées 135
Figure 93 : allongements simulés pour m_β=0,5..... 136
Figure 94 : allongements simulés pour m_β=1..... 136
Figure 95 : allongements simulés pour m_β=2..... 136
Figure 96 : allongements simulés pour un seuil de 0,2 137
Figure 97 : allongements simulés pour un seuil de 0,3 137
Figure 98 : fonctions β(Sr) en fonction du seuil de degré de saturation 138
Figure 99 : allongements simulés pour m_α=4 139
Figure 100 : allongements simulés pour m_α=2 139
Figure 101 : allongements simulés pour m_α=1 139
Figure 102 : allongements simulés pour Sr_0=0,3 140

Figure 103 : évolutions comparées de la fonction $\alpha(Sr)$ et de la diffusivité 141
Figure 104 : comparaison entre les allongements simulés et expérimentaux. 141
Figure 105 : évolution de la masse simulée pour le cycle court 143
Figure 106 : évolution de la masse simulée pour le cycle long 143
Figure 107 : allongements simulés et mesurés pour le cycle court 144
Figure 108 : allongements simulés et mesurés pour le cycle long 144
Figure 109 : variations de masse testées pour le cycle court 145
Figure 110 : allongements obtenus pour le cycle court 146
Figure 111 : variations de masse expérimentales et simulées pour le granulat A d'après [KUR-1989] 147
Figure 112 : variations de masse expérimentales et simulées pour la formulation T2-380-8 d'après [TOM-1989] 147
Figure 113 : allongements obtenus pour le granulat A d'après [KUR-1989] 148
Figure 114 : allongements obtenus pour la formulation T2-350-8 d'après [TOM-1989] 148
Figure 115 : variations de masse et allongements bruts expérimentaux [LAR-2000] 149
Figure 116 : variations de masse expérimentales et simulées 150
Figure 117 : allongements expérimentaux et simulés 150
Figure 118 : éprouvettes séchées puis plongées dans l'eau [LAR-2000] 151
Figure 119 : variations de masse expérimentales et simulées d'après [LAR-2000] 151
Figure 120 : allongements bruts expérimentaux et simulés d'après [LAR-2000] 152
Figure 121 : apport d'eau tardif après arrêt de la réaction [LAR-2000] 153
Figure 122 : simulation de la variation de masse d'après [LAR-2000] 153
Figure 123 : allongement simulé pour l'apport d'eau tardif d'après [LAR-2000] 154
Figure 124 : carte d'avancement de la réaction à la fin de la simulation 154
Figure 125 : saturation d'une éprouvette par apport d'eau tardif 155
Figure 126 : expansion correspondant à la re-saturation d'une éprouvette 155

Troisième partie

Figure 127 : influence du paramètre α^{rt} sur l'endommagement global de traction 161
Figure 128 : orientations différentes de la fissure (en bleu) causée par la cause « s » et de la contrainte effective principale de traction (à gauche) et de compression (à droite) 162
Figure 129 : évolution du coefficient γ^{t} en fonction de l'angle entre les directions principales et du paramètre p 163
Figure 130 : évolution du coefficient γ^{c}_{ji} en fonction de l'angle entre les directions principales et le paramètre p 164
Figure 131 : évolution de la contrainte apparente de traction en fonction de l'exposant mt, le module élastique est égal à 42,5GPa et la cohésion à 6MPa 165
Figure 132 : évolution de la contrainte apparente de traction en fonction de la cohésion, le module élastique est égal à 42,5GPa et l'exposant à 2 165
Figure 133 : champ d'autocontraintes générées par une hétérogénéité 166
Figure 134 : état de fissuration avant incrément de chargement 168
Figure 135 : rotation des directions principales d'endommagement 169
Figure 136 : modèle rhéologique pour la partie sphérique des contraintes effectives 170
Figure 137 : exemple d'évolution de la déformation sphérique en fonction du temps 171
Figure 138 : modèle rhéologique pour la partie déviatorique des contraintes effectives 171
Figure 139 : exemple d'évolution de la déformation déviatorique au cours du temps 172
Figure 140 : schéma de principe des poutres utilisées 175
Figure 141 : section transversale des poutres utilisées 176

Figure 142 : maillage et conditions aux limites 177
Figure 143 : calage de la diffusivité de l'eau dans le béton - comparaison entre les variations de masse expérimentale et simulée pour les éprouvettes 16*32 à 38°C et HR=30% 178
Figure 144 : comparaison entre les variations de masse expérimentale et simulée de la poutre P2 178
Figure 145 : diffusivité équivalente retenue pour le calcul hydrique 179
Figure 146 : allongements d'éprouvettes 16*32 conservées dans l'eau, d'après [MUL-2003] 179
Figure 147 : comparaison entre les allongements mesurés et simulés, d'après [MUL-2003] 180
Figure 148 : évolution des résistances maximales pour la traction (à droite) et pour la compression (à gauche) [MUL-2003] 181
Figure 149 : évolution du module élastique en fonction du temps [MUL-2003] 181
Figure 150 : évolution de la contrainte maximale pour la traction en fonction de α^{rt} 182
Figure 151 : évolution du module élastique (à gauche) et de la contrainte maximale (à droite) pour la compression en fonction du gonflement libre 183
Figure 152 : fluage des éprouvettes de référence sous 10 et 20 MPa [MUL-2003] 183
Figure 153 : calage de la partie sphérique du modèle de fluage 184
Figure 154 : comparaison entre les déformations expérimentales et simulées 185
Figure 155 : comparaison entre les flèches expérimentales et simulée, d'après [MUL-2003] 185
Figure 156 : déformations expérimentales totales dans les directions radiale (r) et longitudinale (z) pour les essais de gonflement sous contraintes (10 et 20 MPa) [MUL-2003] 186
Figure 157 : comparaison entre les gonflements sous contraintes mesurés et prédits 187
Figure 158 : champ de degré de saturation dans la poutre après 400 jours 189
Figure 159 : évolution du degré de saturation dans la poutre en fonction du temps et de l'ordonnée 189
Figure 160 : évolution de la perte de masse expérimentale, d'après [MUL-2003] 190
Figure 161 : évolution de la variation de masse modélisée 190
Figure 162 : champ d'avancement de la réaction à 400 jours 191
Figure 163 : évolution de l'avancement de la réaction dans la poutre 192
Figure 164 : évolution de la cinétique d'avancement de la réaction dans la poutre 192
Figure 165 : déformée de la poutre à 400 jours 193
Figure 166 : comparaison entre les flèches simulées et mesurée, d'après [MUL-2003] 193
Figure 167 : comparaison entre la flèche engendrée par le retrait et la flèche totale 194
Figure 168 : reprise de gonflement grâce à l'apport d'eau tardif dû à l'imbibition, t=400 jours 195
Figure 169 : champ des contraintes effectives dans les trois directions pour t=400 jours 195
Figure 170 : anisotropie du gonflement 196
Figure 171 : champ de déformation viscoélastique pour t=400 jours 197
Figure 172 : champ d'endommagement indépendant de traction après 400 jours 198
Figure 173 : comparaison entre la flèche prédite par le modèle d'endommagement (à gauche) et par un calcul élastique (à droite) 198

Annexes

Figure 174 : diagramme de l'air humide 216
Figure 175 : granulat réactif et pore tapissé de gel au sein de mortier pour la formulation IV C2C3 217
Figure 176 : gel lisse présentant des fissures de dessiccation 218

Figure 177 : produits de différents types dans le même pore..... 218
Figure 178 : produit organisé avec une structure alvéolée..... 218
Figure 179 : aiguilles d'ettringite au fond d'un pore 219
Figure 180 : produits organisés au fond d'un pore..... 219
Figure 181 : gel lisse au fond d'un pore (à gauche) agrandissement de la zone centrale (à droite) 220
Figure 182 : composition du produit de type « gel amorphe » de la Figure 181 220
Figure 183 : fabrication des éprouvettes cylindriques. Nous pouvons voir les moules utilisés pour le coulage ainsi que les bouchons munis de leur plot de retrait. 221
Figure 184 : exemples d'éprouvettes cylindriques après démoulage. Nous pouvons remarquer l'état de surface correct ainsi que la qualité de finition des éprouvettes. 221
Figure 185 : éprouvettes prismatiques pour les séries Granulo1 et Granulo2. 222
Figure 186 : conservation des éprouvettes des séries HR-constante et HR-variable. Les éprouvettes sont maintenues verticales dans des containers étanches au-dessus de la solution saline au moyen de paniers..... 222
Figure 187 : conservation des éprouvettes. Les éprouvettes de toutes les séries sont maintenues à la température de 60°C. Les éprouvettes des séries Granulo1 et Granulo2 sont conservées directement dans l'enceinte climatique. Les containers contiennent les éprouvettes des séries HR-constante et HR-variable. 223
Figure 188 : allongements bruts pour les formulations IV CRéf (à gauche) et IV C2 (à droite) 227
Figure 189 : allongement engendré par la réaction alcali-silice et son écart type expérimental 228
Figure 190 : évolution de la surface spécifique en fonction du rayon des granulats supposés sphériques..... 229
Figure 191 : bilan pour les ions X dans l'élément j du V.E.R. focalisé sur la classe i..... 230
Figure 192 : évolution de l'humidité relative en fonction de la température et du sel utilisé d'après [RAO-1998]..... 236
Figure 193 : évolution de l'humidité relative en fonction de la température et du sel utilisé d'après [SCH-1960] 237

Liste des annexes

Classification des granulats réactifs 215
Propriétés de l'air humide : influence de la température 216
Etude des produits de la réaction au microscope à balayage 217
Fabrication et conservation des éprouvettes 221
Analyse chimique du ciment 224
Analyse des granulats réactifs 225
Détermination de l'écart-type expérimental 226
Détermination de la surface spécifique des granulats. 229
Numérisation du « modèle chimique » 230
Solutions salines 236

Introduction

Contexte général de l'étude

Les alcalis-réactions sont des réactions chimiques endogènes entre certains ions contenus dans la solution interstitielle du béton et la silice réactive contenue dans les granulats réactifs. Elles nécessitent la présence simultanée de trois ingrédients :

- Des alcalins (Na^+, K^+) en quantités suffisantes pour maintenir une concentration en ions hydroxyles élevée ;
- Des granulats réactifs, c'est à dire contenant de la silice réactive ;
- De l'eau.

La principale source d'alcalins est le ciment. La Figure 1 donne un exemple des quantités d'ions (et notamment des alcalins Na^+ et K^+) libérés par le ciment dans la solution interstitielle au cours de la réaction d'hydratation [LON-1974]. Les alcalins peuvent aussi provenir de l'eau de gâchage, d'adjuvants, de l'extérieur (par l'utilisation de sels fondants par exemple) ou être libérés par certains granulats [CON-2003] [GIL-2003].

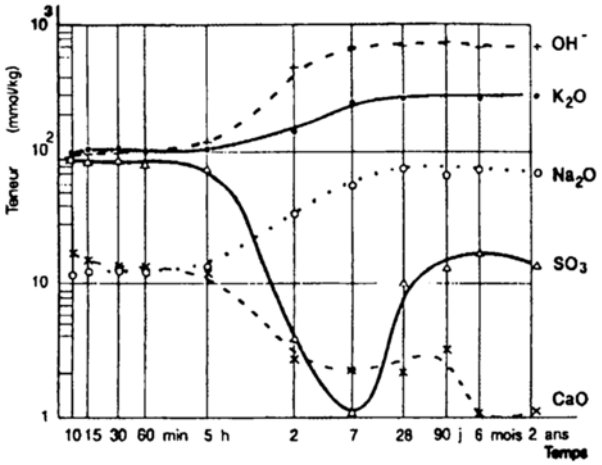

Figure 1 : évolution des teneurs en ions dans la solution interstitielle au cours du temps pour une pâte de ciment CPA d'après [LON-1974].

Les granulats réactifs sont recensés dans les recommandations pour la prévention des risques dus à l'alcali-réaction du Laboratoire Central des ponts et Chaussées [LCP-1994] (voir en annexe). Ils contiennent de la silice amorphe ou mal cristallisée. L'eau sous forme libre est naturellement présente dans le béton en grande quantité du fait du surplus d'eau ajouté pour assurer l'ouvrabilité du matériau.

Il existe trois types de réaction alcali-granulats :

- La réaction alcali-carbonate, elle implique des granulats contenant des inclusions argileuses, le mécanisme de gonflement est lié à l'absorption d'eau des argiles ;
- La réaction alcali-silicate, elle est semblable à la réaction alcali-silice mais de cinétique plus lente, elle est très rare ;
- La réaction alcali-silice, il s'agit de la plus courante, c'est celle que nous allons étudier dans ce travail.

Les conséquences des alcalis-réactions sont diverses, les plus préoccupantes sont le gonflement irréversible des ouvrages atteints qui entraîne de la fissuration (voir Figure 2), une

chute des caractéristiques mécaniques (résistances mécaniques et module d'Young) [LAR-1998] [DEH-2002] [MAR-2003] des bétons affectés. La chute du module peut entraîner des déformations et des déplacements importants sur les ouvrages atteints (voir Figure 3). On peut aussi signaler comme manifestation des alcalis-réactions des exsudations de gel, des décolorations, des fissures en « faïençage », des pustules ou « pop-outs ».

Figure 2 : fissuration sévère d'un massif de fondation d'après [LAR-1999]

Figure 3 : exhaussement des bordures de crête sur le barrage du Chambon

Il n'existe à ce jour aucun moyen d'arrêter la réaction. L'entretien et la réparation des ouvrages affectés sont très difficilement envisageables. Ils se réduisent la plupart du temps à traiter les effets de la dégradation et à limiter les transferts hydriques entre le milieu extérieur et la structure (voir le paragraphe *Influence de l'eau sur la réaction*, page 35) [SWA-1997].

Dans le cas du barrage du Chambon (premier barrage français sur lequel la réaction a été diagnostiquée en 1976), le développement constant des contraintes de compression induites par le gonflement empêché rendait délicate l'exploitation des ouvrages (blocage des évacuateurs de crue, développement de fissures…). E.D.F. a donc fait procéder au sciage - environ 11 mm de largeur sur toute l'épaisseur amont-aval du barrage (voir Figure 4) – de l'ouvrage en huit sections sur une hauteur de 35 m environ depuis la crête. Cette solution est souvent utilisée pour réduire les contraintes de compression dans les barrages [CUR-2000] [GOC-2000].

De plus, une membrane imperméable a été appliquée sur le parement amont du barrage dans le but de diminuer les pressions interstitielles dans le béton et de limiter les apports d'eau dans le béton du barrage (voir Figure 5). L'ensemble de ces actions a permis d'une part de réduire les effets mécaniques induits par le gonflement interne (sciage et diminution des pressions interstitielles) et d'autre part de limiter les apports d'eau dans l'espoir de réduire la cinétique de gonflement dans le futur.

Figure 4 : sciage du barrage du Chambon

Figure 5 : vue du parement amont du barrage du Chambon et de la membrane étanche

Un des rares moyens curatifs à la disposition des gestionnaires d'ouvrages consiste à faire pénétrer des ions lithium dans le matériau (voir le paragraphe *Influence de la teneur en alcalins, de la température et des additions*, page 30) [STO-2003] de manière à limiter la cinétique de la réaction et stabiliser l'état de dégradation des ouvrages. Son efficacité reste toutefois limitée, et son champ d'action ne concerne que les structures minces (les chaussées en béton par exemple). En effet, l'étape la plus longue est la pénétration des ions dans le matériau.

Problématique et objectifs

En ce qui concerne les ouvrages à construire, plus de cinquante années de recherche ont permis de connaître suffisamment bien les mécanismes réactionnels pour savoir quelles sont les causes exactes de la réaction et éviter tout nouveau cas [MAT-1999]. En France, le Laboratoire Central des Ponts et Chaussées a défini des recommandations pour la prévention des risques dus à l'alcali-réaction [LCP-1994].

Cependant, se prémunir contre des nouveaux cas n'est pas suffisant. Il existe en France un parc d'ouvrages atteints par la réaction alcali-silice (E.D.F. exploite notamment quelques barrages affectés) pour lesquels il n'existe aucun moyen d'arrêter la progression des effets de la réaction. Le suivi et l'entretien des ouvrages sont les seules alternatives. Pour ces ouvrages, il est nécessaire que la recherche continue pour pouvoir :

- Prédire l'évolution future du gonflement et des dégradations sur les ouvrages atteints ;
- Quantifier l'efficacité et la périodicité des réparations envisagées.

Ce travail est issu d'une collaboration entre le Laboratoire de Mécanique de l'Université de Marne la Vallée et la Direction de la Recherche et le Centre d'Ingénierie Hydraulique d'E.D.F. Il a pour objectif la définition de modélisations de la réaction alcali-silice dans le but de faciliter l'expertise des ouvrages atteints. La démarche adoptée repose sur l'existence de trois niveaux d'observations différents pour la réaction (voir Figure 6) qui permettent sa modélisation du matériau à la structure.

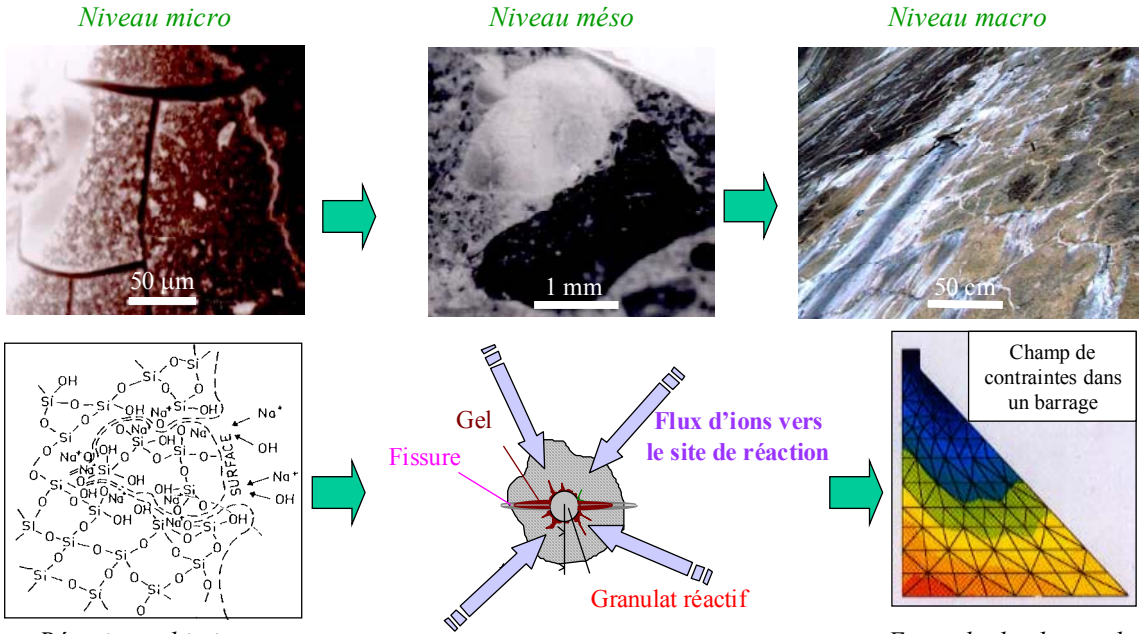

Figure 6 : les trois niveaux d'observation et de modélisation de la réaction alcali-silice

Le premier niveau se situe à l'échelle microscopique. Il est caractérisé par les réactions chimiques locales (attaque des liaisons silanols, coupure des ponts siloxanes, création des produits silico-calco-alcalins…) dans les granulats réactifs et la stœchiométrie des produits formés. Le second se situe à l'échelle millimétrique. Il concerne l'origine du gonflement, la

précipitation des produits de la réaction (localisation, volume molaire…), le transport des espèces ioniques en solution vers les sites de réaction (granulats réactifs), la dissolution de la portlandite et le gonflement résultant. Le troisième et dernier niveau se situe à l'échelle de la structure (le mètre). Il correspond aux effets de la réaction sur des structures atteintes : déplacements, déformations, chutes des caractéristiques mécaniques, fissuration…

Le travail de modélisation s'organise autour de trois objectifs. Le premier consiste à créer un outil qui permet de prédire l'évolution de l'état chimique d'un matériau atteint dans le but de décrire l'avancement et le gonflement libre induit par la réaction alcali-silice. Cet outil doit permettre de prendre en compte l'influence de la granulométrie réactive sur le gonflement. Il a pour vocation la prédiction de l'évolution du gonflement induit sur des ouvrages réels. Cet objectif s'inscrit dans le cadre des deux premiers niveaux d'observation.

Le second objectif concerne la description de l'influence de l'eau sur la réaction. L'évolution de la teneur en eau locale dans le matériau sera reliée à l'évolution de l'avancement et du gonflement libre induit par la réaction alcali-silice. Cet objectif s'inscrit dans les deux derniers niveaux d'observation.

Le dernier objectif consiste à décrire les conséquences structurelles de la réaction. La chute des caractéristiques mécaniques (module et résistance) sera prise en compte par l'intermédiaire d'un modèle de comportement de béton basé sur la théorie de l'endommagement. Ce dernier sera engendré de manière indépendante par le chargement mécanique mais aussi par la réaction. Ce dernier objectif se situe au troisième niveau d'observation. Les trois points détaillés précédemment constituent une approche multi-échelles de la réaction alcali-silice du matériau à la structure.

Organisation du mémoire

Le mémoire est composé de quatre chapitres distincts. Le premier concerne l'étude bibliographique. Il contient une présentation des mécanismes réactionnels de la réaction alcali-silice et des différentes théories avancées pour expliquer l'origine du gonflement. Une compilation des résultats publiés concernant l'influence de la taille et de la distribution des granulats réactifs puis l'influence de l'eau sur la réaction est ensuite présentée. Une dernière partie détaille les différentes modélisations de la réaction qui ont été proposées récemment.

Le second chapitre est scindé en deux parties complémentaires. La première concerne la mise en évidence expérimentale de l'influence de la taille et de la distribution des granulats réactifs. La seconde concerne la modélisation chimique de la réaction (aux niveaux micro et méso).

Le troisième chapitre est consacré à l'étude de l'influence de l'eau sur la réaction. Dans un premier temps, les résultats d'une campagne expérimentale sont présentés. La modélisation proposée est alors détaillée puis les lois constitutives sont calées d'après les résultats expérimentaux. Le modèle est ensuite validé au moyen d'essais trouvés dans la littérature.

Le quatrième et dernier chapitre concerne la modélisation des effets structuraux induits par la réaction alcali-silice. Le modèle de comportement est présenté puis appliqué à une poutre réactive simplement appuyée et soumise à un gradient hydrique. Le calage des paramètres et la comparaison entre les résultats expérimentaux et simulés sont présentés.

L'ensemble de ce travail est alors résumé dans un dernier chapitre de conclusions et de perspectives.

Etude bibliographique

Mécanismes réactionnels

Les mécanismes réactionnels locaux consistent en une attaque et une déstructuration du réseau siliceux dans les granulats par les ions hydroxyles [PRI-1993] contenus dans la solution interstitielle suivies de la création d'un gel silico-alcalin [DEN-1981]. Les éléments prédominants sont les ions alcalins, les ions hydroxyles, les ions calcium et les différentes formes de la silice [LER-1992].

Initialement le réseau siliceux se compose de liaisons silanols (élément $\equiv Si-OH$) et de ponts siloxanes (élément $\equiv Si-O-Si\equiv$). Son attaque par les ions OH^- se décompose en deux phases [DEN-1981] :

- La rupture des ponts siloxanes,

$$\equiv Si-O-Si\equiv +2OH^- \rightarrow \equiv Si-O^- + {}^-O-Si\equiv +H_2O \quad (1.1)$$

- L'attaque des liaisons silanols,

$$\equiv Si-OH+OH^- \rightarrow \equiv Si-O^- + H_2O \quad (1.2)$$

Les charges négatives engendrées par l'attaque des liaisons silanols et des ponts siloxanes sont contrebalancées par des alcalins (Na^+ ou K^+). Cela conduit à la formation d'un gel silico-alcalin de la forme Si-O-Na.

$$\equiv Si-O-Si\equiv +2OH^- + 2Na^+ \rightarrow 2\left(\equiv Si-O-Na\right)+H_2O \quad (1.3)$$

$$\equiv Si-OH+OH^- + Na^+ \rightarrow \equiv Si-O-Na+H_2O \quad (1.4)$$

Il faut deux alcalins pour contrebalancer les charges négatives engendrées par la rupture d'un pont siloxane et un seul pour une liaison silanol (les ponts siloxanes sont les plus nombreux dans le réseau siliceux). Ces réactions conduisent à la découpe du réseau siliceux, à la formation d'un gel silico-alcalin et au passage en solution de la silice réactive (sous la forme d'un triacide : $H_3SiO_4^-$, $H_2SiO_4^{2-}$ ou $HSiO_4^{3-}$ selon la valeur du pH).

Les ions calcium ont un rôle important dans la réaction. Wang et Gillott [WAN-1991] ont remarqué que l'ajout d'hydroxyde de calcium ($Ca(OH)_2$) entraîne un gonflement plus important. Selon eux, la portlandite maintient un fort pH (et donc une concentration en ions OH^- élevée) et entretient la réaction. De plus, les ions calcium peuvent se substituer aux alcalins dans le gel et former un complexe stable non gonflant. Les alcalins sont alors libérés et peuvent réagir à nouveau. Ce point de vue est partagé par Poole [POO-1992a]. De plus, selon Chatterji [CHA-1986] [CHA-2000] la concentration en ions calcium au voisinage des granulats réactifs contrôle la cinétique de pénétration des alcalins et des ions hydroxyles dans les granulats et la vitesse de diffusion de la silice dissoute.

Produits de la réaction

L'observation des produits de la réaction à l'aide d'un microscope électronique permet de se rendre compte de leur grande diversité (voir l'étude des produits de la réaction en annexe) : depuis des gels lisses de type amorphe (voir Figure 7) jusqu'à des produits plus organisés

(voir Figure 8 et Figure 9). La composition des produits varie aussi énormément [THA-1996] [PER-2000].

Les fissures qui apparaissent sur le gel lisse (voir Figure 7) sont des fissures de retrait. Elles sont engendrées par la perte d'eau due à la préparation des échantillons (dégazage et métallisation) pour l'étude au microscope électronique. Ces fissures témoignent de la quantité d'eau contenue dans les gels.

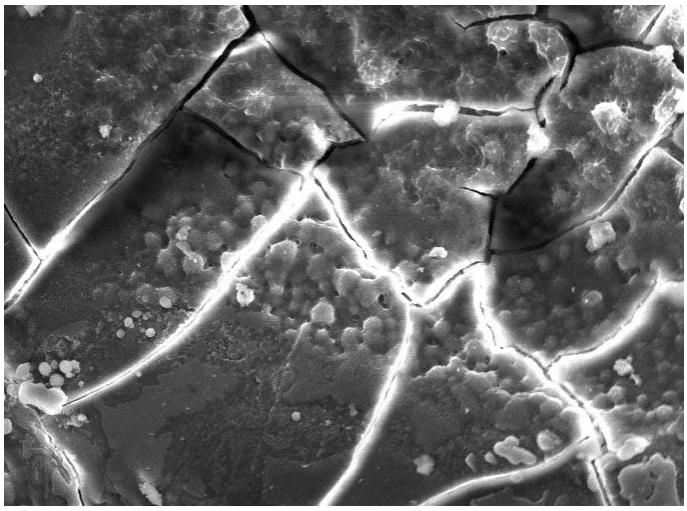

Figure 7 : produit lisse de type amorphe

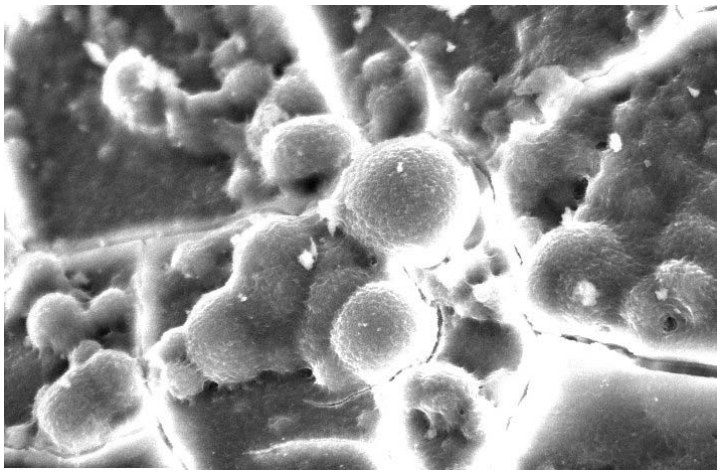

Figure 8 : sphères à la surface d'un produit lisse

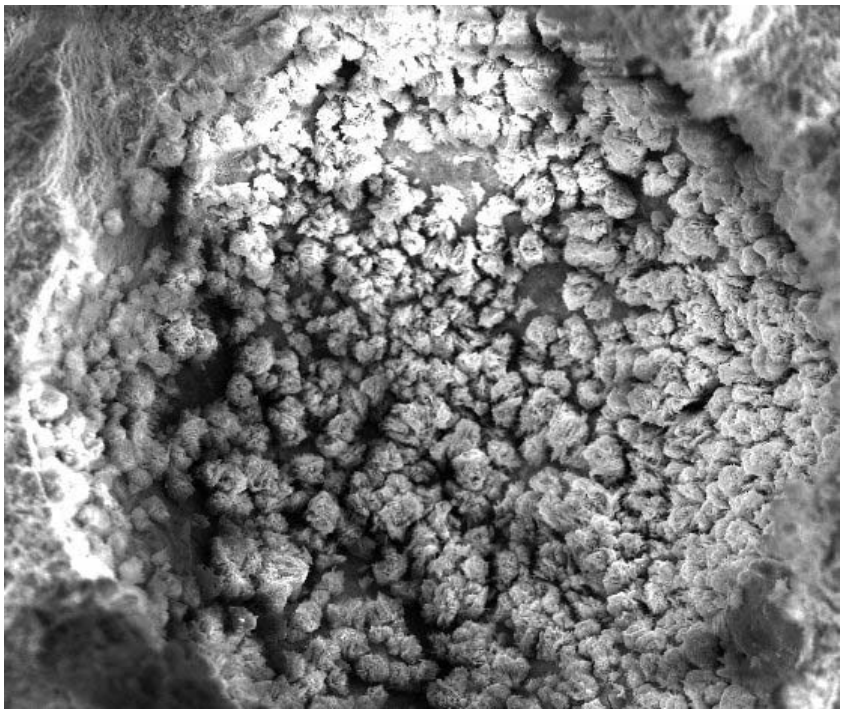

Figure 9 : produits organisés au fond d'un pore

Grâce à l'étude de gels synthétiques Lombardi *et al.* [LOM-1996] ont montré que les alcalins peuvent être éliminés des gels par un simple lavage à l'eau. Ils en concluent que les alcalins n'appartiennent pas à la structure silico-calcique des gels. Le volume molaire des gels correspondants reste contant et vaut environ 21,5 cm^3/mol [PER-2000]. Le rapport C/S des gels semble présenter un optimum autour de 0,45 [LOM-1996] [PER-2000].

A l'aide d'une approche thermodynamique Dron *et al.* [DRO-1997] ont montré que la nature et la composition des produits (silico-calco-alcalins C-K-S-H) dépend des potentiels chimiques au point de formation du produit. Ainsi, la réaction consomme principalement les ions prédominants (c'est à dire les alcalins) pour former des précipités non délétères. Lorsque localement les alcalins viennent à manquer, des produits plus riches en calcium se forment.

Origine du gonflement

S'il existe un consensus sur les mécanismes réactionnels locaux, il n'en existe pas en revanche en ce qui concerne l'origine du gonflement engendré par la réaction. Selon Dent-Glasser *et al.* [DEN-1981] les gels formés auraient la propriété de s'imbiber d'eau, de gonfler et de générer des pressions sur la matrice cimentaire. Cette explication a été mise en doute par la suite par Larive [LAR-2000].

L'attaque du réseau siliceux engendre la création de charges négatives qui sont compensées par les cations disponibles localement (alcalins, ions calcium, ions lithium…). Selon Prezzi *et al.* [PRE-1997] et Chatterji *et al.* [CHA-2000], ce phénomène conduit à la formation d'une double couche ionique située à la surface des granulats (« double layer »). Le gonflement serait alors engendré par les forces de répulsion électrique entre les couches. Les efforts dépendent des ions, du pH et des forces ioniques [PRE-1997] [ROD-2001].

Dron *et al.* [DRO-1997] se basent sur une approche thermodynamique. Selon eux, les ions calcium auraient un rôle prépondérant dans le gonflement engendré par la réaction. Ce dernier serait dû à la rupture de l'équilibre local consécutivement à la dissolution de la silice réactive

et de la portlandite et de la création d'un gel silico-calcique amorphe. L'énergie ainsi libérée pourrait causer des dommages mécaniques irréversibles (sic).

Plus récemment, Bulteel *et al.* [BUL-2000a] ont utilisé une approche expérimentale [BUL-2000b] pour caractériser « l'effet structural » de la réaction alcali-silice. Les mécanismes principaux observés sont la coupure des ponts siloxanes pour former des liaisons silanols (passage de Q_4 à Q_3)[1] et la dissolution de la silice réactive (passage en Q_0). Les essais réalisés montrent que le phénomène de création de sites Q_3 prévaut sur la dissolution. Le gonflement engendré par la réaction alcali-silice pourrait donc avoir une composante « structurale » due au désordre créé par la découpe du réseau siliceux à l'intérieur des granulats réactifs et ne pas être seulement induit par le « caractère gonflant » des gels produits.

Conclusion sur les mécanismes de la réaction alcali-silice

La réaction alcali-silice est une pathologie des bétons qui se caractérise au niveau local par l'attaque par les ions hydroxyles et la déstructuration du réseau siliceux contenu dans les granulats réactifs. Ce phénomène se produit en deux étapes : attaque des liaisons silanols et coupure des ponts siloxanes. Les alcalins et les ions calcium équilibrent les charges négatives engendrées par la rupture des liaisons du réseau siliceux.

Ces réactions conduisent à la formation de produits silico-alcalins (gels) et/ou silico-calco-alcalins (C-K-S-H) riches en eau caractéristiques des alcalis-réactions. La morphologie et la composition des produits de la réaction sont très variables. Différentes théories sont avancées pour expliquer cette grande diversité, mais il n'y a pas encore de consensus quant à la stœchiométrie et aux caractéristiques de ces produits.

L'origine du gonflement induit par la réaction est inconnue. Plusieurs théories s'opposent :

- le gel pourrait s'imbiber et gonfler,
- la libération d'énergie engendrée par le déséquilibre thermodynamique créerait des dommages mécaniques,
- des forces de répulsion électrique à la surface des granulats,
- le désordre « structurel » créé par la déstructuration du réseau siliceux…

Malheureusement, aucune de ces théories n'a été prouvée, et l'incertitude subsiste quant aux mécanismes responsables du gonflement.

[1] La notation Q_n désigne l'arrangement du réseau siliceux, c'est à dire un atome de silice entouré de n autres atomes de silice. Un Q_4 représente un atome de silice et quatre liaisons siloxanes. Un Q_3 représente un atome de silice entouré de deux liaisons siloxanes et d'une liaison silanol par exemple. Un Q_0 représente un atome de silice passé en solution sous forme ionique.

Influence de la teneur en alcalins, de la température et des additions

Influence de la teneur en alcalins

La teneur en alcalins équivalents est une donnée importante vis à vis du gonflement. Plus la teneur initiale en alcalins est forte et plus le gonflement obtenu est important (voir Figure 10).

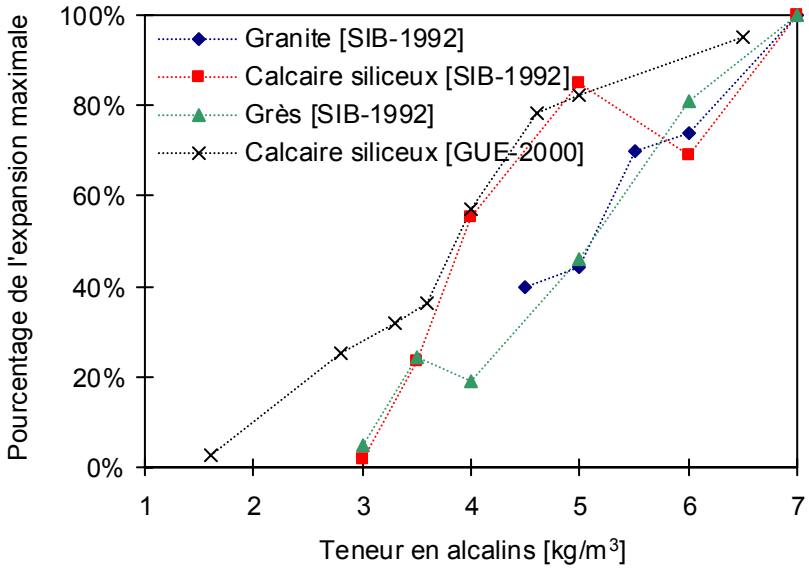

Figure 10 : influence de la teneur en alcalins sur le gonflement d'après [SIB-1992] et [GUE-2000]

Influence de la température

Comme toutes les réactions chimiques, la réaction alcali-silice est sensible à la température [OLA-1986]. Une élévation de cette dernière entraîne une augmentation de la cinétique de la réaction. Larive [LAR-1998] a étudié le gonflement d'éprouvettes similaires (forme et matériau) à deux températures différentes (23 et 38°C). Elle en a déduit que pour les granulats calcaires utilisés, la température a une effet purement cinétique qui peut être modélisé par une loi d'Arrhenius.

Influence des additions

Une grande partie des travaux de recherche en cours consiste à formuler des bétons en utilisant des granulats (potentiellement) réactifs tout en s'assurant que le gonflement résultant reste inférieur à une certaine limite.

L'ajout de fibres métalliques [TUR-2001] permet de limiter sensiblement l'ouverture des fissures et donc l'expansion générée par la réaction. Il ne permet pas en revanche de limiter la réaction elle-même, les fibres ne s'attaquent qu'à ses symptômes par l'intermédiaire de l'augmentation des caractéristiques mécaniques du béton.

L'ajout de polymère (résine époxy) dans le mélange [SAC-2001] permet de réduire l'expansion observée. Cela serait dû selon les auteurs de l'étude à la réduction de la quantité de portlandite disponible (et donc le réservoir d'ions calcium) et à l'établissement d'une

barrière entre les alcalins et les granulats réactifs. Un troisième effet à considérer est le renforcement des caractéristiques mécaniques engendrée par l'ajout de résine (voir ciment MDF [MOR-1992]).

Une troisième voie qui permet de contrôler l'expansion générée consiste à ajouter des particules fines siliceuses qui ont des propriétés pouzzolaniques, citons par exemple :

- fumée de silice [HAS-2000] [GUD-1999] ;
- poussière de riz [HAS-2000] [YU-1999] [JAU-2000] ;
- cendre volante [BLE-1997] ;
- argile broyée [TUR-2003] ;
- laitier [RAM-1998] [LAN-1999].

La capacité de ces additions à contrôler l'expansion générée par la réaction serait due à la consommation des alcalins et de la portlandite par la réaction pouzzolanique et à la diminution de la porosité due à l'ajout de fines et à la création de C-S-H supplémentaires. La réduction de la quantité d'alcalins et de la portlandite tend à diminuer le pH (et donc la cinétique de dissolution de la silice réactive) et la disponibilité des ions calcium de la solution interstitielle. Une porosité plus faible diminue les propriétés de transport du matériau et augmente donc sa durabilité.

La capacité de contrôle de ces additions dépend fortement de leur composition. La réduction de l'expansion augmente avec la quantité de silice amorphe contenue dans les fumées de silice utilisées [BOD-2003]. Pour les cendres volantes, la réduction de l'expansion est d'autant plus forte que la teneur en alcalins et en calcium est faible [SHE-1999] [SHE-2000].

Une dernière méthode consiste à incorporer des ions lithium dans le béton [DIA-1999] [KAW-2003] pour prévenir toute expansion. Ces derniers ont un rayon ionique plus faible que les autres alcalins (sodium et potassium) et pénètrent donc plus facilement et profondément dans les granulats réactifs. Ils réagissent en priorité avec la silice réactive pour former des produits cristallisés non expansifs [MO-2003].

Conclusion sur les paramètres influents

La réaction alcali-silice se compose de plusieurs réactions chimiques. Elle est sensible à la température. Une augmentation de température entraîne une augmentation de la cinétique globale de la réaction par effet d'activation. En revanche, la température ne semble pas avoir d'effet sur la valeur maximale de l'expansion.

La teneur en alcalins a une grande influence sur la réaction. Plus il y a d'alcalins dans la solution interstitielle, plus la concentrations en ions hydroxyles est forte et plus la cinétique et l'amplitude de la réaction sont importants.

Certaines additions permettent de réduire le gonflement induit par la réaction alcali-silice. L'ajout de fibres permet d'améliorer les caractéristiques mécaniques du béton et donc de diminuer le gonflement induit par la réaction. Des additions siliceuses (fumées de silice, cendres volantes…) permettent principalement de modifier l'équilibre ionique de la solution interstitielle. La réaction pouzzolanique consomme la portlandite et les alcalins et réduit la concentration en ions hydroxyles. Enfin, l'ajout de sels de lithium permet de faire réagir de manière préférentielle les ions lithium avec la silice réactive pour former un produit cristallisé non expansif.

Réactivité des granulats

Les granulats ont une grande influence sur la cinétique et l'amplitude du gonflement généré par la réaction. Un exemple de courbes d'allongement d'éprouvettes similaires fabriquées avec des granulats différents est présenté sur la Figure 11 (d'après [SIB-1992]). L'allongement à 30 jours varie entre 0,02 et 0,28% et la cinétique initiale varie entre 0,005%/mois à 0,06%/mois environ.

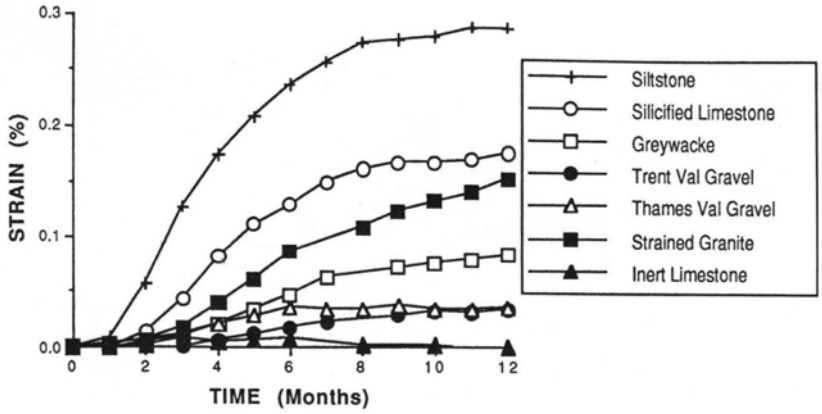

Figure 11 : influence du type de granulat sur le gonflement généré par la réaction d'après [SIB-1992]

Cette différence s'explique par le type et la quantité de silice contenue dans les granulats. Dron *et al.* [DRO-1992] [DRO-1993] ont clairement mis en évidence la différence de solubilité de différents types de silice. A 80°C, la vitesse de dissolution mesurée est multipliée par 1000 entre un quartzite (cristallisé - inerte) et une opale (amorphe - réactif) [DRO-1993].

Selon Couty [COU-1999], cette différence de réactivité pourrait être reliée aux variantes du réseau siliceux composant le grain. Pour lui, le paramètre déterminant est l'angle suivant lequel est disposé le pont siloxane (voir Figure 12). En décrivant un mécanisme d'hydrolyse de la liaison il en déduit l'énergie nécessaire pour la détruire, il caractérise ainsi la solubilité de la silice composant le granulat (voir Figure 12).

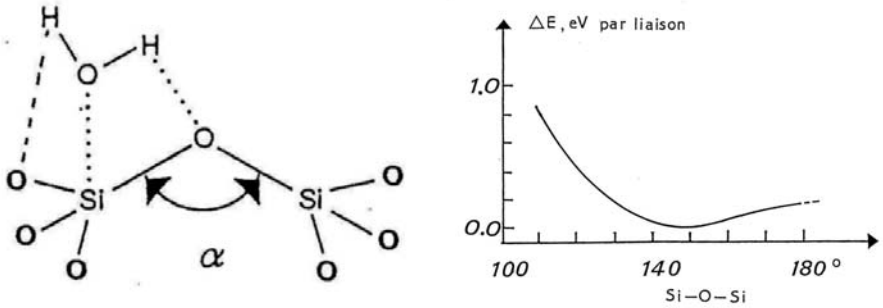

Figure 12 : énergie en fonction de l'angle de la liaison siloxane d'après [COU-1999]

Il existe une valeur de l'angle (environ 150°) pour laquelle l'énergie nécessaire pour casser la liaison siloxane est minimale, elle correspond aux réseaux siliceux les plus solubles.

Selon Monteiro *et al.* [MON-2001], cette différence de réactivité peut s'expliquer par l'état de déformation du granulat. Dans le cadre de leur étude, le gonflement induit par les granulats

réactifs augmente avec le degré de déformation que les roches ont subi pendant leur existence. Ainsi, l'historique de déformation des roches pourrait expliquer la différence de réactivité des granulats [MON-2001].

Effet pessimum sur la quantité de granulats

Certains granulats n'engendrent désordres et gonflement que sous certaines conditions concernant la composition du mélange granulaire. Ils sont alors dits potentiellement réactifs à effet pessimum (PRP). Un exemple d'abaque reliant les quantités d'opale et d'alcalins dans le mortier est présenté sur la Figure 13.

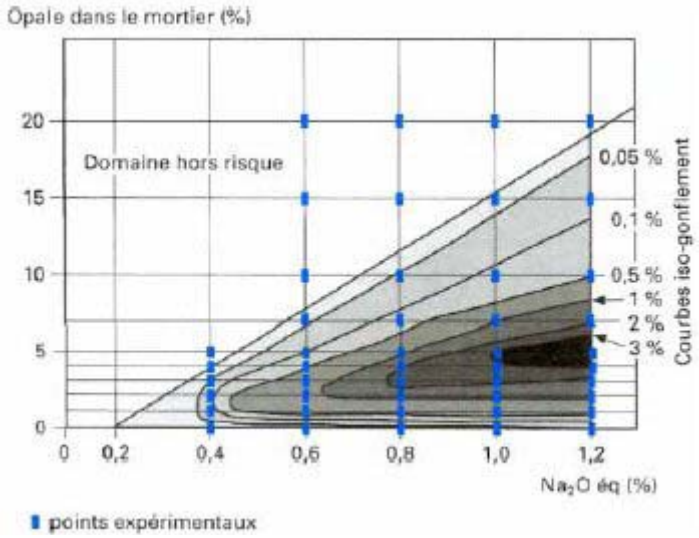

Figure 13 : mise en évidence expérimentale de l'effet pessimum pour l'opale d'après [GOD-STI]

Ainsi, pour une teneur en alcalins équivalents de 1% du poids de ciment, le gonflement maximal est obtenu pour un pourcentage de 5% d'opale dans le mortier. Pour toute autre valeur, le gonflement obtenu diminue jusqu'à s'annuler.

Influence de la taille des granulats

La taille des granulats réactifs a une influence importante sur la réaction. Diamond et Thaulow [DIA-1974] puis Hobbs et Gutteridge [HOB-1979] ont étudié l'influence du diamètre de grains d'opale (diamètre compris entre 0,02 et 0,125 mm pour Diamond et Thaulow [DIA-1974] et compris entre 0,15 et 4,72 mm pour Hobbs et Gutteridge [HOB-1979]) sur le gonflement. Les résultats montrent que le gonflement est d'autant plus important que le diamètre moyen des grains est petit.

Dans le cas de verre recyclé, Jin *et al.* [JIN-2000] ont mis en évidence un effet pessimum de la taille des granulats. Les grains provoquant le gonflement le plus important ont des dimensions comprises entre 1,18 et 2,36 mm. Les auteurs expliquent cet effet pessimum par la différence de cinétique entre la formation des gels et leur perméation dans la porosité connectée. Plus les grains sont gros, plus la cinétique de la réaction est rapide, plus la pression générée est importante et plus la perméation des gels est rapide. Au delà d'un certain diamètre (qui dépend des granulats et des propriétés de transport de la matrice) la perméation des gels prend le pas sur leur création et le gonflement résultant diminue. Cependant, les résultats présentés concernent les allongements à 14 jours. Le gonflement à long terme n'est pas donné.

Zhang *et al.* [ZHA-1999] ont étudié un verre de quartz au moyen d'un essai en autoclave (6 heures à 150°C), le diamètre des grains s'échelonne entre 0,15 et 5mm. Plus les grains sont petits et plus le gonflement obtenu à la fin de l'essai est important. Mais pour les gros granulats, l'expansion augmente de manière continue dans le temps.

En revanche, dans le cas de granulats siliceux du nord de l'Allemagne (silex), Sprung [SPR-1975] a montré que le gonflement augmente avec le diamètre des granulats. L'influence de la taille des granulats réactifs semble dépendre des granulats réactifs.

Les résultats présentés sont donc contradictoires. Les différences observées pourraient trouver leurs origines dans la méthode d'essai utilisée : essai en autoclave pour Zhang *et al.* [ZHA-1999] et essai de gonflement libre pour les autres. De plus, Diamond et Thaulow [DIA-1974] et Hobbs et Gutteridge [HOB-1979] ne donnent pas de précisions sur la composition du mortier, la teneur en silice réactive pour chaque classe granulaire utilisée et les éventuelles variations de porosité et des caractéristiques mécaniques.

Influence de la distribution granulaire

Il n'y a quasiment pas de données concernant l'influence de la granulométrie réactive dans la littérature. Au moyen d'un essai à l'autoclave (6 heures à 150°C) Zhang *et al.* [ZHA-1999] ont montré pour un granulat de verre de quartz, que l'expansion obtenue dépend de la granulométrie réactive complète : les gros granulats ralentissent le cinétique de la réaction. Les auteurs en concluent que dans le cas des essais accélérés, il convient de se limiter à l'utilisation d'une seule classe granulaire réactive (0,15 – 5mm dans ce cas).

Guédon-Dubied *et al.* [GUE-2000] ont étudié la formulation d'un béton incorporant un granulat potentiellement réactif (calcaire siliceux). Les auteurs ont montré que l'extension de la granulométrie réactive, par l'ajout de fines (diamètre inférieur à 0,1mmm) issues du processus d'obtention des granulats[2], permet de réduire de manière sensible l'expansion et de respecter les recommandations de stabilité dimensionnelle (0,02% d'expansion maximale à 3 mois). L'expansion est ainsi abaissée par l'ajout des fines de 0,07% après 12 mois à environ 0,03%. Cela témoigne de l'importance que peut avoir la distribution granulaire réactive sur le gonflement.

Conclusion sur l'influence des granulats

L'influence des granulats est très importante pour la réaction alcali-silice. De leur réactivité dépendent la cinétique et l'amplitude du gonflement engendré. La différence de réactivité trouve son origine dans le type de silice réactive contenue dans les granulats et pourrait être due à l'historique de déformation que la roche a subie ou à la structure interne du réseau siliceux (angle formé par le pont siloxane).

La taille des granulats a une grande influence, il semble que l'expansion obtenue augmente avec le diamètre des granulats réactifs. En revanche, des résultats contradictoires ont été obtenus avec de l'opale (pour laquelle l'expansion augmente quand le diamètre diminue) et des granulats de verre recyclé. Malheureusement, ces résultats ne sont pas assez complets pour pouvoir en tirer une conclusion.

La distribution granulaire est importante. L'extension de la granulométrie aux fines ou l'ajout de fines réactives permet de diminuer l'expansion.

[2] Les granulats sont obtenus par concassage

Humidité relative extérieure constante et prise de masse

L'eau est un ingrédient vital pour la réaction alcali-silice car elle est à la fois milieu de transport des espèces ioniques, milieu réactionnel et elle fait partie des produits de la réaction. Sa disponibilité est donc un paramètre essentiel pour la réaction. Vivian [VIV-1981] a étudié l'influence du séchage sur l'expansion d'éprouvettes de mortier. Il en a déduit que l'expansion générée par la réaction diminue avec la quantité d'eau disponible et que la réaction peut être arrêtée par un séchage approprié et les gonflements inhibés en prévenant toute absorption d'eau (vapeur ou liquide) ultérieure. Ces conclusions sont confirmées successivement par Olafsson [OLA-1986], Tomosawa *et al.* [TOM-1989] et Kurihara *et al.* [KUR-1989]. Ces derniers ont soumis des éprouvettes de mortier ou de béton à différentes humidités relatives extérieures et ont mesuré les expansions ainsi obtenues. Une compilation des résultats expérimentaux est présentée sur la Figure 14.

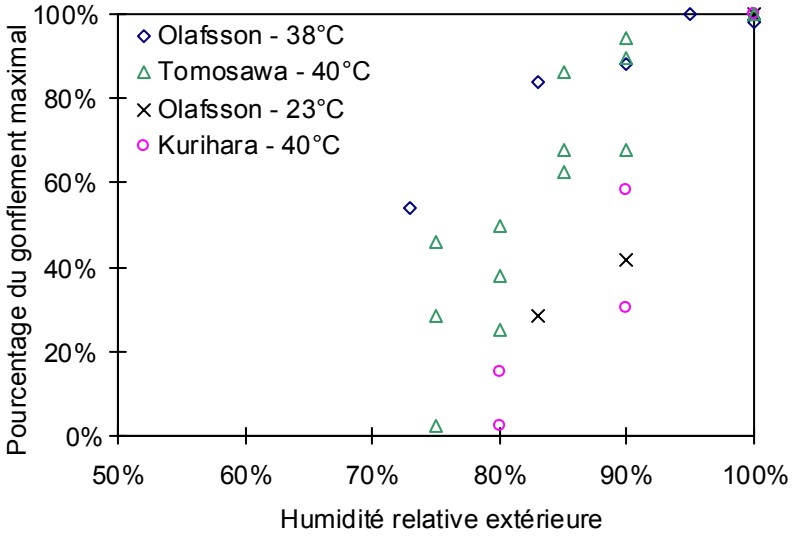

Figure 14 : pourcentage de l'allongement maximal mesuré en fonction de l'humidité relative extérieure d'après [OLA-1986], [TOM-1989] et [KUR-1989]

L'ensemble des résultats expérimentaux présente une dispersion importante. Par exemple, pour une HR extérieure de 80%, le pourcentage de l'allongement maximal varie entre 5 et 50%. En ce qui concerne les résultats d'Olafsson à 23°C [OLA-1986] et de Kurihara *et al.* [KUR-1989], la durée des essais a sans doute été trop courte (22 mois sur béton pour Olafsson et 12 semaines sur mortier pour Kurihara – voir Tableau 1). En effet, les allongements n'ont pas tous atteint leur valeur finale potentielle. Cela pourrait expliquer la grande dispersion des résultats expérimentaux .

D'après Tomosawa *et al*. [TOM-1989] et Kurihara *et al.* [KUR-1989], en deçà d'une certaine teneur en eau globale (définie par rapport à la masse sèche), les gonflements sont inhibés. Malheureusement, cette valeur dépend d'une part du matériau utilisé (4% par rapport à la masse sèche pour Tomosawa *et al.* [TOM-1989], 8% pour Kurihara et al. [KUR-1989] et 0,15% de perte de masse pour Larive [LAR-1998]) et d'autre part de l'état hydrique initial du matériau étudié.

Auteur	Olafsson	Tomosawa *et al.*	Kurihara *et al.*
Température	23 et 38°C	40°C	40°C
Eprouvettes	Prismatique	Prismatique	?
Dimensions	?	7,5*7,5*40 cm	?
Matériau	Mortier	Béton	Mortier
Durée	22 mois	52 semaines	12 semaines
Mesures	Allongement	Allongement et variation de masse	Allongement et teneur en eau globale

Tableau 1 : tableau récapitulatif des essais sur l'influence de l'humidité relative
d'après [OLA-1986], [TOM-1989] et [KUR-1989]

Selon les observations de Nilsson [NIL-1983] sur des dallages, il n'y a pas de dégradation quand l'humidité relative extérieure est inférieure à 80%. Ludwig [LUD-1989] définit la valeur de cette humidité relative seuil entre 80 et 85% à 20°C. Cette valeur dépend de la température, d'après Olafsson [OLA-1986] elle passe de 80% environ à 23°C à 75% environ à 38°C. D'après les résultats de Tomosawa *et al.* [TOM-1989] elle est autour de 60% à 40°C (voir Figure 15).

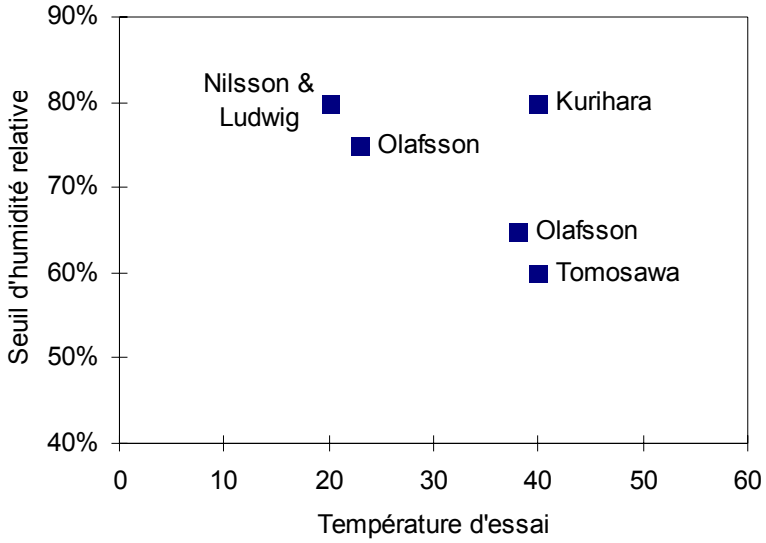

Figure 15 : évolution du seuil d'humidité relative en fonction de la température
d'après [NIL-1983], [OLA-1986], [LUD-1989], [TOM-1989] et [KUR-1989]

D'après les résultats précédents (voir Figure 14) le gonflement est d'autant plus important que l'humidité relative extérieure est élevée. En réalité, l'humidité relative extérieure ou dans les pores du béton n'est pas le bon critère pour apprécier l'influence de l'eau sur la réaction car elle dépend de la température (voir en annexe). Pour un matériau donné, le gonflement est directement corrélé à la prise d'eau. Plus elle est élevée, et plus l'expansion est forte [VIV-1981]. Cette conclusion est confirmée par des résultats d'essais effectués par Larive [LAR-2000]. Des éprouvettes similaires (forme, matériau…) conservées à 38°C dans une humidité relative proche de la saturation montrent des prises de masse différentes (voir Figure 16) entre 0 et 1%. Les allongements correspondants s'échelonnent alors entre 0,1% et 0,22% et respectent l'ordre des prises de masse expérimentales (voir Figure 16).

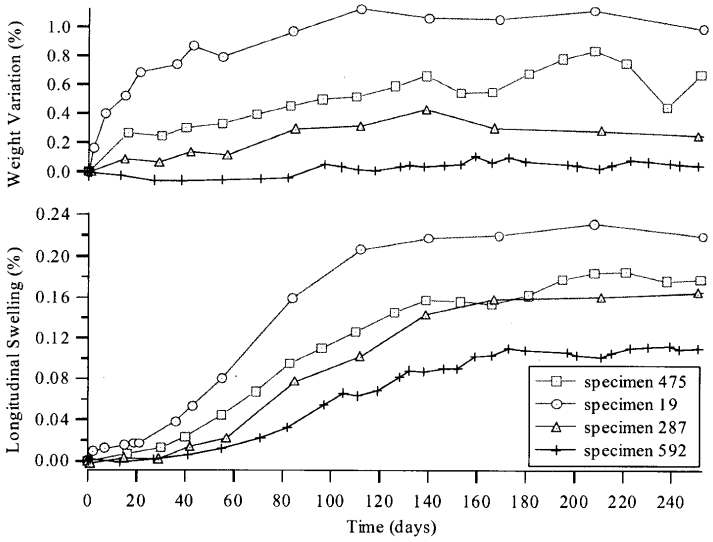

Figure 16 : corrélation entre la prise de masse et l'allongement mesuré, d'après [LAR-2000]

Apports d'eau quelconques

De plus, selon certains auteurs, des variations de l'humidité relative extérieure et de la température entraînent des mouvements d'ions et des différences de concentrations dans le matériau [XU-1993] [DIA-1997] [RIV-2003]. Ces phénomènes peuvent modifier le comportement du matériau du point de vue des gonflements [NIS-1989]. Larive [LAR-1998] [LAR-2000] a soumis des éprouvettes à deux types d'historique d'apport d'eau. Le premier consiste en une période de séchage à HR=30% de 561 jours puis d'une immersion dans l'eau (voir Figure 17). Pendant la première phase (séchage), la réaction ne se développe pas (ou peu). Les éprouvettes ne gonflent pas et présentent du retrait. Dès l'immersion, elles se mettent à gonfler de manière forte et rapide (voir Figure 17). L'expansion maximale atteint près de 0,45%.

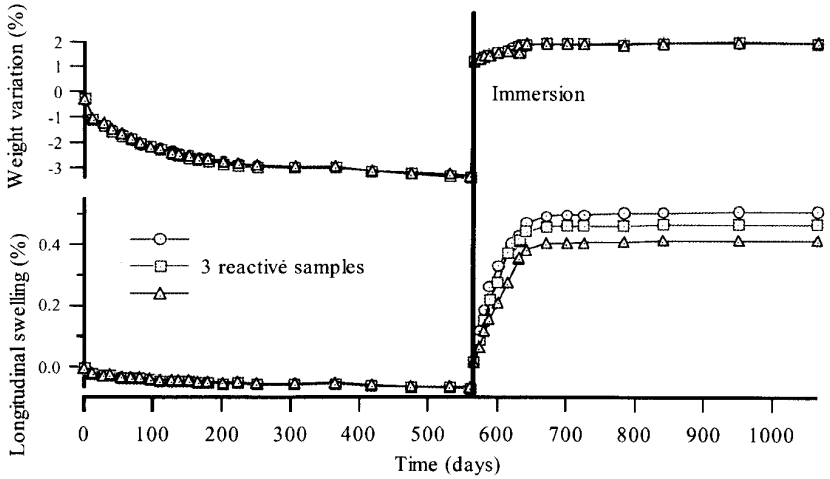

Figure 17 : influence d'un apport d'eau tardif après séchage, d'après [LAR-2000]

Le deuxième historique d'apport d'eau (voir Figure 18) consiste en une période de 447 jours pendant laquelle tout échange hydrique avec l'extérieur est empêché (les éprouvettes sont enveloppées dans un film étanche) suivie d'une immersion dans l'eau pendant environ 3 mois puis d'un séchage à une humidité relative de 30%. Pendant la première période, l'eau de gâchage suffit à engendrer un gonflement. Ce dernier se stabilise assez rapidement autour de 0,1% (voir Figure 18). D'après l'auteur, la réaction s'arrête par manque d'eau. La remise en

eau à 447 jours ne semble pas produire de gonflement significatif contrairement à ce qui a été observé dans le cas précédent.

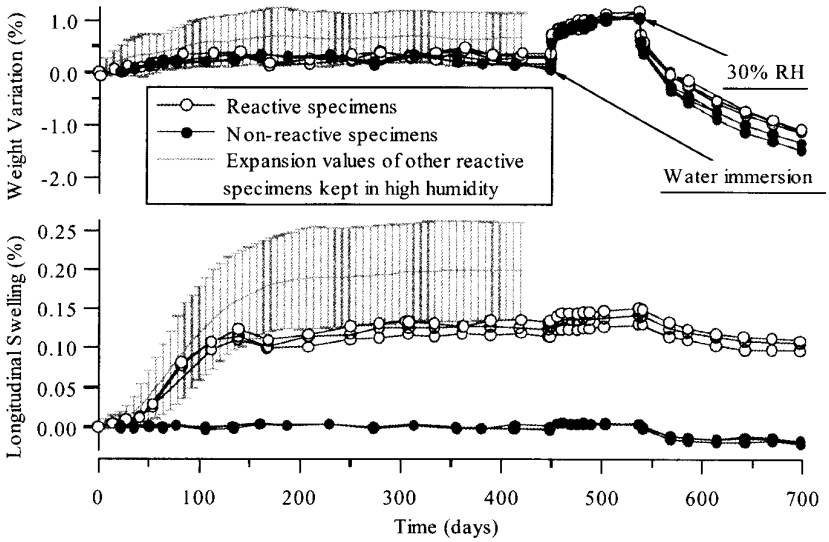

Figure 18 : influence d'un apport d'eau après gonflement, d'après [LAR-2000]

Conclusion sur l'influence de l'eau sur la réaction

L'eau est un ingrédient essentiel pour la réaction alcali-silice. Elle est à la fois un ingrédient des produits de réaction et le milieu réactionnel et de transport des espèces ioniques. Certains auteurs ont voulu relier l'humidité relative à l'expansion générée par la réaction. Mais l'humidité n'est pas un critère objectif pour la description de l'influence de l'eau. L'expansion générée est directement corrélée à la prise de masse, plus elle est forte et plus le gonflement est important. De la même façon, plus la perte d'eau est forte et plus le gonflement est faible. Il est même possible d'inhiber le gonflement par un séchage approprié du matériau.

L'historique d'apport d'eau est une donnée importante pour la réaction. Il semble qu'un apport d'eau irrégulier affecte de manière irrémédiable le gonflement du matériau. Un apport d'eau tardif (par immersion) à des éprouvettes réactives conservées dans une atmosphère sèche (qui a inhibé le gonflement) entraîne un gonflement rapide et important, alors qu'il n'entraîne pas de gonflement sensible lorsque le gonflement s'est arrêté par manque d'eau.

Quelques auteurs ont présentés des modélisations ayant pour but la description de la réaction et de ses conséquences.

Le modèle de Nielsen

Ce modèle [NIE-1993] propose de calculer les déformations et les contraintes induites par le gonflement d'un granulat réactif sphérique placé au centre d'un volume élémentaire représentatif. Le gonflement est dû à la pénétration d'ions et d'eau dans le granulat [CHA-1986], cela génère des fissures dans le mortier et donc l'expansion du béton. Les fissures sont supposées être radiales.

La cinétique de gonflement est la donnée d'entrée du modèle. L'expansion est directement reliée à l'humidité relative dans les pores par l'intermédiaire d'une loi empirique basée sur les observations de Nilsson *et al.* [NIL-1983] (voir Figure 19). Cette dernière est déterminée par un calcul hydrique.

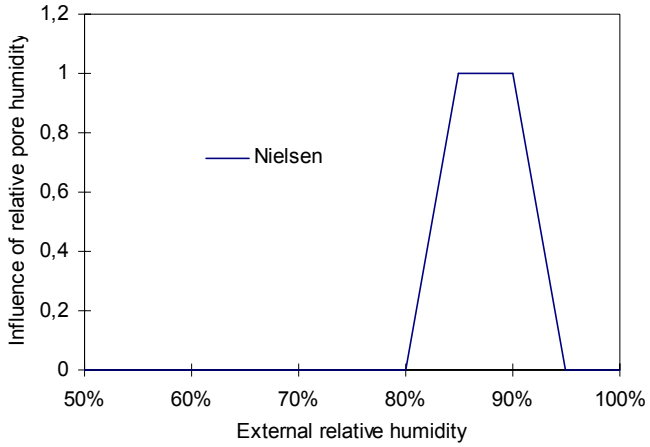

Figure 19 : influence de l'humidité relative sur le gonflement, d'après [NIE-1993]

Les contraintes et les déformations générées par le gonflement interne et l'extension de la zone fissurée sont calculées au moyen d'un modèle géométrique. L'influence du chargement extérieur est prise en compte.

Ce modèle ne prédit pas le gonflement interne généré par la réaction, mais la conséquence macroscopique de ce gonflement interne. Ce dernier est une entrée du modèle et pas un résultat. Le gonflement est directement relié à l'humidité relative dans les pores. Le calcul des contraintes et des déformations est donc couplé à un calcul hydrique. Le modèle permet de mettre en évidence la grande importance des transferts hydriques sur le gonflement et les contraintes engendrées par la réaction. Il ne prend en compte qu'un seul granulat réactif.

Le modèle de Sellier

La modélisation proposée par Sellier [SEL-1995] se compose de deux parties. La première modélise les mécanismes de la réaction (réactions chimiques et diffusion des espèces), la seconde décrit les effets mécaniques induits par le gonflement du gel. Ces deux parties utilisent des notions probabilistes. Les mécanismes réactionnels retenus sont ceux proposés par Dent-Glasser *et al.* [DEN-1981]. Les différentes hypothèses sont les suivantes :

- Les granulats sont supposés sphériques, homogènes et tous de même diamètre ;
- Les ions Na^+ et K^+ sont supposés avoir le même effet, ils sont confondus dans le modèle ;
- L'attaque est uniforme sur la surface des granulats.

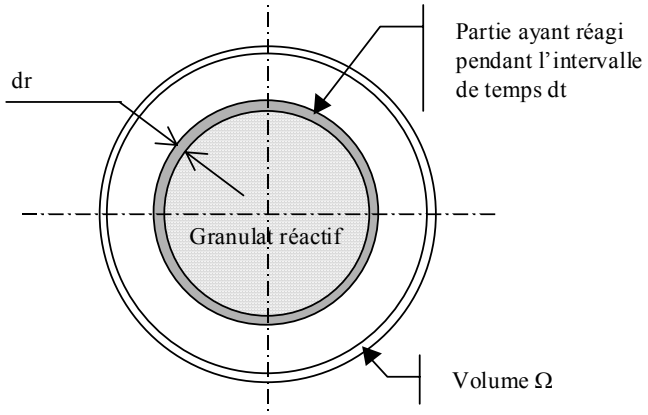

Figure 20 : représentation graphique du modèle de Sellier [SEL-1995]

Le modèle prend en compte la concentration moyenne probable autour du granulat réactif. Elle est définie comme suit pour une espèce ionique quelconque X (voir Figure 20) :

$$\overline{C}_X(r,t) = \frac{1}{\Omega}\int_\Omega C_X(M,t)d\Omega \tag{1.5}$$

Le réseau siliceux contenu dans le granulat réactif est attaqué de manière surfacique par les ions hydroxyles avec une vitesse V_{eq}. La réaction mobilise pendant un intervalle de temps dt la silice réactive dans le granulat sur une épaisseur dr :

$$dr = V_{eq}dt \tag{1.6}$$

La vitesse d'attaque varie en fonction de la température au moyen d'une loi d'Arrhenius. La silice se combine avec les alcalins pour former un gel qui peut s'imbiber et entraîner des gonflements. La consommation des alcalins et des ions hydroxyles entraîne un déséquilibre de concentrations. La diffusion des alcalins et des ions hydroxyles vers le granulat réactif est décrite par les lois de Fick :

$$\frac{\partial \overline{C}_X}{\partial t}(r,t) = -div\left[-D_X\,\overrightarrow{grad}\left(\overline{C}_X\right)\right] + S(X) \tag{1.7}$$

Le terme de source S(X) représente une variation homogène de concentration en espèce X qui peut être soit une chute correspondant à la consommation des ions par les réactions chimiques, soit une augmentation correspondant à une libération d'ions (par exemple, des alcalins libérés par le ciment au cours de l'hydratation ou largués par le gel après substitution avec les ions calcium). Le modèle permet alors de calculer les évolutions des concentrations en gel et en alcalins à l'interface granulat/pâte au cours du temps (voir Figure 21).

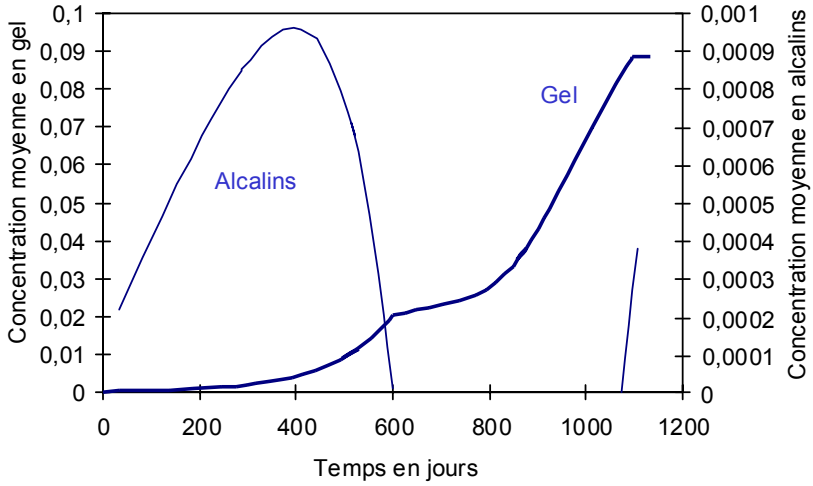

Figure 21 : concentrations moyennes probables de gel et des alcalins
à l'interface granulat/pâte de ciment prédites par le modèle de Sellier [SEL-1995]

La cinétique globale de la réaction alcali-silice se compose de trois phases distinctes :

- Entre 0 et 600 jours, les alcalins sont en excès, la cinétique locale de la réaction (V_{eq}) gère la cinétique globale de la réaction alcali-silice.
- Entre 600 et 1100 jours, il n'y a plus d'alcalins disponibles au voisinage du granulat réactif (concentration nulle), la cinétique de diffusion des alcalins impose la cinétique de formation du gel.
- Ensuite, la concentration en alcalins augmente tandis qu'il apparaît un palier sur la courbe de concentration en gel, il n'y a plus de silice réactive disponible. La réaction s'arrête, il y a équilibrage des gradients de concentration en alcalins.

Le gel se forme au voisinage du granulat réactif, il peut ensuite migrer dans la porosité connectée de la pâte de ciment entourant le granulat. La pression générée est supposée ouvrir et propager des fissures en mode I. Les fissures créées constituent un nouveau vase d'expansion pour le gel. L'auteur a modélisé la distribution poreuse par une distribution statistique log-normale qu'il a calée d'après des valeurs expérimentales. Cela lui permet de relier la pression p_g dans le gel au rayon r_p des pores concernés.

$$p_g = \frac{E_g}{3}\left[1 - \frac{V_v}{V_{gem}}\phi\left(\frac{-\ln(2\sigma\cos(\theta)/p_g) - \overline{\ln}(r_p)}{\overline{\overline{\ln}}(r_p)}\right)\right] + \frac{V_{gf}}{V_v} \qquad (1.8)$$

- E_g est le module d'Young du gel ;
- $2\sigma\cos(\theta)$ représente la tension superficielle du gel ;
- V_{gel} est le volume de gel à la pression atmosphérique déterminé précédemment ;
- V_v est le volume des vides connectés au site réactif ;
- ϕ est la fonction de répartition de la distribution gaussienne ;
- $\overline{\ln}(r_p)$ et $\overline{\overline{\ln}}(r_p)$ sont respectivement la moyenne et l'écart type de la distribution log-normale de la porosité ;
- V_{gf} est le volume de gel contenu dans la fissure ouverte par la pression p_g.

Le volume de gel contenu dans la fissure est calculé en supposant un remplissage partiel de la fissure :

$$V_f = \frac{K_1(k+1)}{\mu}\sqrt{2\pi}\left[\frac{2}{3}a_f\left(a_f - r_i\right)^{1,5} - \frac{2}{5}\left(a_f - r_i\right)^{2,5}\right] \tag{1.9}$$

- V_f est le volume de la fissure ;
- k et μ sont les caractéristiques mécaniques du béton ;
- a_f est le rayon de la fissure supposée circulaire et plane ;
- r_i est le rayon du granulat réactif ;
- K_1 est le facteur d'intensité de contrainte. Il est calculé comme suit :

$$K_1 = \frac{2}{\pi}\sqrt{\frac{\pi a_f}{\cos\left(\frac{\pi a_f}{l_{vb}}\right)}\left\langle p_g \arcsin\left(\frac{A}{a_f}\right) + \sigma_c\right\rangle^+} \tag{1.10}$$

- A est le rayon de pénétration du gel dans la fissure ;
- σ_c est la pression isotrope de confinement (due au chargement mécanique extérieur) ;
- l_{vb} est la longueur caractéristique de l'élément étudié ;
- p_g est la pression dans le gel.

Le facteur d'intensité de contrainte prend en compte le remplissage partiel des fissures par le gel, l'influence du confinement engendré par les efforts extérieurs et l'effet d'échelle (par l'intermédiaire de la longueur caractéristique l_{vb}).

L'expansion générée par la réaction alcali-silice est directement reliée au volume des fissures créées.

$$\varepsilon_{ras} \approx \frac{V_f}{3V_e} \tag{1.11}$$

- V_f est le volume total de fissures créées ;
- V_e correspond au volume élémentaire de béton étudié.

Cette modélisation est une tentative de description probabiliste complète des mécanismes gouvernant la réaction alcali-silice. Elle décrit l'ensemble des mécanismes réactionnels locaux par une cinétique locale de réaction dans le granulat réactif. Le volume de gel formé au cours du temps, est relié à l'expansion totale du béton par l'intermédiaire de la mécanique linéaire de la rupture. Tous les paramètres utilisés ont une signification physique (sauf la cinétique de réaction V_{eq}, qui est un paramètre de calage). Ce modèle permet de mettre en évidence l'importance de la diffusion dans la cinétique globale de la réaction alcali-silice. Cependant, il ne considère qu'une seule taille de granulats réactifs. Il ne peut donc *a priori* être utilisé pour la description du gonflement des mortiers ou de bétons pour lesquels les granulats réactifs sont présents suivant plusieurs classes granulaires.

Le modèle U.F.O.

Le modèle proposé par Uomoto *et al.* [UOM-1992] puis par Furusawa *et al.* [FUR-1994] permet de prédire la cinétique et l'amplitude des gonflements engendrés par la réaction alcali-silice. Les mécanismes réactionnels retenus pour ce modèle sont :

- Diffusion des alcalins dans les granulats réactifs ;
- Réaction entre la silice réactive et les alcalins ;
- Formation de produits autour des granulats.

Les différentes hypothèses constitutives du modèle sont :

- Les granulats sont sphériques et entièrement constitués de silice réactive ;
- Il existe une zone poreuse entourant les granulats dans laquelle les produits se forment ;
- La couche de gel entourant les granulats est fine devant le diamètre des granulats et son épaisseur est uniforme ;
- La diffusion des espèces dans les granulats est l'étape limitante du processus.

Grâce à la dernière hypothèse, la cinétique globale de la réaction alcali-silice est donc égale à la cinétique de diffusion, cette dernière est décrite de manière simplifiée :

$$\frac{dx_i}{dt}(C,t) = k\frac{C}{x_i(C,t)} \tag{1.12}$$

- x_i est l'épaisseur de la couche de produits ;
- k est le coefficient de diffusion apparent des alcalins dans le granulat ;
- C est la concentration en ions OH^- à l'interface granulat - matrice.

Le modèle permet de prendre en compte l'influence de la température par l'intermédiaire de la variation du coefficient de diffusion apparent k dans les granulats réactifs. L'épaisseur de la couche de produits formés autour du granulat i est alors égale à :

$$x_i(C,t) = \sqrt{2kCt} \tag{1.13}$$

L'avancement de la réaction pour le granulat i α_i est défini comme étant le pourcentage volumique du granulat ayant été dissous (R_i est le rayon équivalent du granulat réactif i) :

$$\alpha_i = 1 - \left(1 - \frac{x_i}{R_i}\right)^3 \tag{1.14}$$

Le volume P_i de produits formés correspondant au granulat i est donc :

$$P_i(t) = \alpha_i \beta_i \frac{M_a}{\rho_{SiO_2}} \tag{1.15}$$

- Ma est la masse totale de granulats réactifs dans le mortier ou le béton ;
- $\rho_{S_iO_2}$ est la masse molaire de la silice réactive (S_iO_2), elle est égale à 60,08 g/mol ;
- β_i est la fraction volumique de granulats de rayon équivalent R_i ;

La concentration en alcalins C au voisinage des granulats diminue en fonction de la consommation des ions par la réaction. Ceci est pris en compte par l'intermédiaire de l'équation suivante :

$$C(t) = \frac{1}{W_f}\left(C_{ini} - C_{surf} - P_t RS\right) \tag{1.16}$$

- W_f est la quantité d'eau libre dans le mortier ;
- C_{ini} est la concentration initiale en alcalins par unité de volume de mortier ;
- RS est la rapport molaire alcalins/silice dans les produits de réaction (RS est un paramètre de calage) ;
- C_{surf} est la concentration absorbée par tous les granulats réactifs par unité de volume de mortier. Elle est calculée comme suit :

$$C_{surf} = 3C_{unit}V_a\sum_{i=1}^{n}\frac{\beta_i}{R_i} \tag{1.17}$$

- V_a est le volume total des granulats réactifs par unité de volume de mortier ;
- C_{unit} représente la concentration consommée par les granulats réactifs par unité de surface extérieure. Ce paramètre est constant quelle que soit la taille des granulats réactifs.

Le volume total de produits formés est égal à la somme des volumes produits par chaque granulat réactif :

$$P_t = \frac{V_a\rho_a}{\rho_{SiO_2}}\sum_{i=1}^{n}\alpha_i\beta_i \tag{1.18}$$

- ρ_a et ρ_{SiO2} sont respectivement la masse volumique des granulats et la masse molaire de la silice.

L'expansion générée par la réaction alcali-silice est estimée au moyen de la relation suivante :

$$\varepsilon(t) = B\left(P_t - P_{abs}\right) \tag{1.19}$$

- B est une constante qui relie l'expansion au volume de produits formés, c'est un paramètre de calage ;
- P_{abs} représente le volume de produits nécessaire pour combler la porosité connectée aux granulats réactifs.

Toutes les équations précédentes sont résolues à chaque pas de calcul par un processus itératif à partir des résultats du pas précédent. Le modèle est alors capable de calculer entre autres l'avancement pour chaque granulat réactif et l'expansion totale du mortier étudié.

Le modèle U.F.O. est basé sur la diffusion des alcalins dans les granulats réactifs, il permet de prendre en compte l'influence de la température. Il permet de mettre en évidence l'importance de la diffusion dans les granulats et il permet de retrouver numériquement les effets de pessimum sur la taille et sur la quantité des granulats réactifs.

Il a été écrit de manière à prendre en compte l'interaction entre les différents granulats réactifs sur la consommation des alcalins par l'intermédiaire du terme C_{surf}. Malheureusement, il n'a été appliqué que pour une seule classe granulaire. De plus, le modèle utilise de nombreuses simplifications et paramètres de calage qui nuisent à la capacité de prédiction du modèle :

- Equation de diffusion simplifiée des alcalins dans les granulats réactifs ;
- Prise en compte simplifiée du couplage sur la consommation en alcalins des différents granulats réactifs par l'intermédiaire du terme C_{surf} ;
- Le calcul de l'expansion est élastique ;
- Absence d'interactions mécaniques entre les expansions générées par les différents granulats réactifs…

Le modèle de Xi

Cette modélisation [XI-1999] est inspirée du modèle U.F.O. (voir précédemment), elle est basée sur une description hétérogène biphasique du béton (granulats et matrice cimentaire). Le modèle s'applique sur une sphère de pâte de ciment entourant un granulat sphérique placé en son centre. Granulats et pâte de ciment sont isotropes et homogènes. Les mécanismes réactionnels sont les mêmes que pour le modèle U.F.O. plus la perméation du gel dans la porosité connectée sous l'effet de la pression générée.

La diffusion des ions dans un granulat réactif de rayon R_i est décrite par la seconde loi de Fick. Cette équation est résolue de manière analytique en supposant que la concentration est nulle au centre du granulat et qu'elle est constante et égale à C_0 à l'interface matrice/granulat ;

$$C_X(r,t) = C_0 + 2\frac{R_i C_0}{\pi r}\sum_{n=1}^{+\infty}\frac{(-1)^n}{n}\exp\left(-\frac{D_X n^2\pi^2 t}{B_X R_i^2}\right)\sin\left(n\pi\frac{r}{R_i}\right) \tag{1.20}$$

- D_X et B_X sont les termes de l'équation de diffusion.

L'équation (1.20) nous donne la profondeur x(t) sur laquelle la réaction a progressé dans le granulat et donc le volume de gel V_R^i formé par tous les granulats de rayon R_i.

$$V_{gel}^i = \eta V_R^i \tag{1.21}$$

- η représente l'augmentation de volume correspondant à la précipitation du gel. C'est un paramètre de calage qui peut ne pas être constant.

Une fois créé le gel se déplace dans le volume poreux entourant les granulats sous l'effet de la pression qu'il génère. Ce phénomène est décrit en supposant une relation linéaire entre la pression et la concentration en gel par l'intermédiaire de l'équation suivante (β est un paramètre) :

$$\frac{\partial C_{gel}}{\partial t} = \nabla\left[\frac{K_{gel}}{\eta_{gel}}\nabla\left(\beta C_{gel}\right)\right] \tag{1.22}$$

La solution analytique de cette équation est la suivante :

$$C_{gel}(r,t) = \frac{2\beta}{r\left(R_{if}-R_i\right)}\sum_{n=1}^{+\infty}\exp\left(-\frac{K_{gel}n^2\pi^2 t}{\eta_{gel}\left(R_{if}-R_i\right)^2}\right)\sin\left(n\pi\frac{r-R_i}{R_{if}-R_i}\right)\Omega(n,p) \tag{1.23}$$

$$\Omega(n,p) = -n\pi\frac{K_{gel}R_i}{\eta_{gel}\left(R_i-R_{if}\right)}\int_0^t P(\lambda)\exp\left[\frac{K_{gel}n^2\pi^2\lambda}{\eta_{gel}\left(R_i-R_{if}\right)^2}\right]d\lambda \tag{1.24}$$

Les valeurs de $C_{gel}(t)$ et de $P(t)$ sont obtenues par une méthode incrémentale. Le volume de gel contenu dans la zone poreuse entourant tous les granulat de rayon équivalent R_i est alors :

$$V_{pg}^{i} = V_a \phi_i \int_{R_i}^{R_{if}} 4\pi r^2 C_{gel}(r,t) dr \tag{1.25}$$

L'expansion correspondante des granulats de rayon équivalent R_i est :

$$\varepsilon_i = \frac{V_{gel}^{i} - V_{pg}^{i}}{\phi_i V_a} \tag{1.26}$$

L'expansion totale du matériau $\varepsilon(t)$ est calculé à partir des expansions $\varepsilon_i(t)$ générées par les différentes classes granulaires par l'intermédiaire d'une analogie thermique. L'augmentation de volume des granulats est assimilée à une dilatation thermique. Pour cela l'auteur utilise le modèle composite [XI-1997]. Ce dernier donne l'expansion du béton en fonction de l'expansion et des caractéristiques mécaniques des granulats et de la matrice en supposant que le matériau est élastique. Dans le cas de la réaction alcali-silice, l'expansion s'écrit :

$$\varepsilon(t) = \frac{K_a V_a (3K_m + 4G_m)}{K_m (3K_a + 4G_m) - 4V_a G_m (K_m - K_a)} \sum_{i=1}^{n} \phi_i \varepsilon_i(t) \tag{1.27}$$

- V_a est la fraction volumique des granulats dans le béton ;
- K_a, K_m et G_m sont respectivement les modules élastiques et les modules de cisaillement des granulats et de la matrice.

Ce modèle est basé sur la description des phénomènes physiques qui sont supposés gouverner la réaction alcali-silice. Toutes les équations constitutives sont résolues de manière analytique au moyen d'hypothèses fortes qui doivent être remises en cause. Par exemple, la concentration à l'interface granulat/matrice ne peut pas être considérée comme constante au cours du temps.

De plus, il y a de nombreux paramètres de calage dont la valeur peut être ajustée pour retrouver des résultats expérimentaux, par exemple, le paramètre β qui relie la pression et la concentration en gel ou η reliant le volume de granulat ayant réagi et le volume de gel créé peuvent varier au cours du temps…

Ce modèle a été écrit de manière à prendre en compte la présence simultanée de plusieurs granulats réactifs dans un béton, mais il n'existe aucune interaction entre eux sur la consommation des ions (la concentration à l'interface reste constante). De plus, aucune application n'a été menée avec plus d'un granulat réactif.

Le modèle de Bažant et Steffens

Le modèle proposé par Bažant et Steffens [BAŽ-2000] s'applique aux bétons incorporant des granulats de verre broyé. Ces derniers sont constitués de silice amorphe, le béton ainsi formulé est fortement susceptible de voir se développer la réaction alcali-silice. Les mécanismes réactionnels retenus sont les suivants :

- Diffusion des espèces réactives vers le granulat de verre ;
- Dissolution de la silice réactive et réaction avec les ions ;
- Formation d'un « gel sec » autour du granulat ;

- Imbibition du gel et expansion ;
- Apport d'eau vers le site de réaction par macro-diffusion.

Les auteurs se ramène à l'étude d'un Volume Elémentaire Représentatif (voir Figure 22) dont les dimensions sont déterminées d'après la proportion de granulats dans le béton.

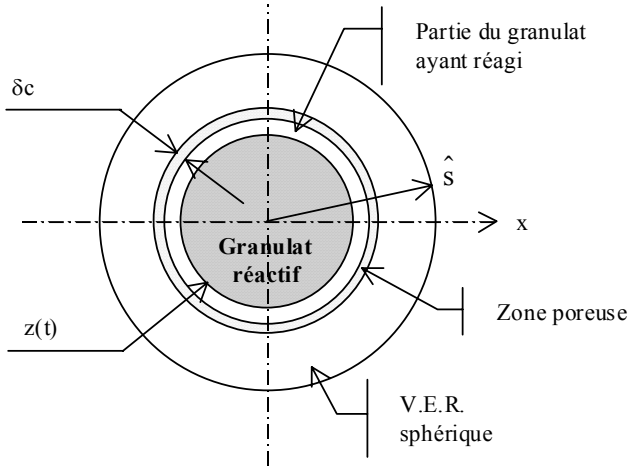

Figure 22 : modèle proposé par Bažant et Steffens [BAŽ-2000]

La diffusion des espèces à travers la couche de gel est supposée être l'étape la plus lente de l'ensemble des processus composant la réaction alcali-silice. Les auteurs juge la diffusion simultanée des ions trop difficile à décrire (prise en compte des potentiels électriques). Ce mécanisme est donc modélisé de manière simplifiée par la diffusion de l'eau en régime permanent à travers la couche de gel formé.

$$\xi_w(x,t) = w_s \frac{1 - z(t)/x}{1 - 2z(t)/D} \tag{1.28}$$

- ξ_w et w_s sont respectivement les concentrations en eau dans la couche de produits formés et dans le béton autour du granulat réactif ;
- z(t) et D sont respectivement le rayon de la partie inaltérée du granulat et le diamètre initial du granulat ;

Les auteurs suppose qu'il faut deux molécules d'eau pour dissoudre une molécule de silice. La concentration massique (ξ_g en kg de gel par m_3 de béton) en gel formé dans le V.E.R. est alors :

$$\xi_g = \frac{8\rho_s}{\hat{s}^3}\left(\frac{D^3}{8} - z^3\right)\frac{m_g}{m_s} \tag{1.29}$$

- m_g et m_s sont respectivement les masses molaires du gel et de la silice.

Le produit formé est un solide (gel basique sec) qui possède la capacité de combiner de l'eau pour former un fluide dont le volume augmente en fonction de la quantité d'eau qu'il absorbe. La pression générée par le gel limite la quantité d'eau qu'il absorbe. De la même façon l'imbibition ne peut se produire que lorsque l'humidité relative dans les pores est supérieure à un seuil. L'ensemble de ces phénomènes est décrit de manière simplifiée au moyen de l'équation suivante :

$$\dot{w}_i = \frac{n(p)m(h)\xi_g - w_i}{\delta_c^2 / C_{w_i}} \tag{1.30}$$

- w_i est la masse d'eau absorbée par le gel basique ;
- δ_c est l'épaisseur de la zone poreuse entourant le granulat ;
- C_{wi} est la diffusivité de l'eau dans le gel ;

Les fonctions m(h) et n(p) représentent respectivement l'influence de l'humidité relative dans les pores et de la pression sur l'imbibition du gel basique (voir Figure 23).

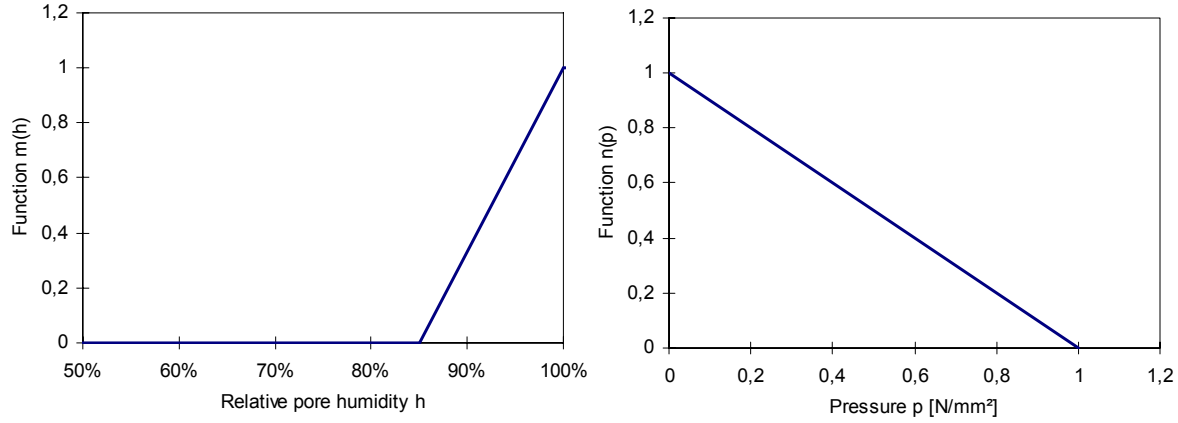

Figure 23 : influence de l'humidité relative dans les pores
et de la pression sur l'imbibition du gel basique d'après [BAŽ-2000]

Le transport d'eau à travers le béton vers le granulat réactif est décrit grâce aux lois de Fick :

$$\dot{h} = k(h)div\left[-a(h)grad(h)\right] - \dot{h}_s(t_e) - k(h)\left(\dot{w}_g + \dot{w}_i\right) \tag{1.31}$$

- k(h) est l'inverse de la pente de la courbe de sorption du matériau étudié ;
- a(h) représente l'évolution de la diffusivité de l'eau ;
- $h_s(t_e)$ représente la perte d'eau due à l'auto-dessiccation ;
- w_g et w_i représentent respectivement la consommation d'eau correspondant à la formation du gel basique et à son imbibition.

Ce modèle permet de mettre en évidence l'importance du diamètre des granulats réactifs sur la cinétique et l'amplitude du gonflement engendré par la réaction alcali-silice. Il permet aussi de reproduire l'effet pessimum sur la taille des grains de verre [JIN-2000].

Cependant, le modèle fait intervenir de nombreuses simplifications (prise en compte simplifiée de la cinétique locale, solution approchée de l'équation de diffusion de l'eau à travers la couche de produits de réaction…). De nombreuses hypothèses avancées concernant les mécanismes réactionnels ne peuvent pas être vérifiées (influence de la pression et de l'humidité relative sur l'imbibition…). De plus, le modèle ne peut prendre en compte qu'une seule classe granulaire. Les interactions entre granulats réactifs de différentes tailles ne peuvent pas être reproduites.

Le modèle de Capra

Le modèle proposé par Capra et Bournazel [CAP-1996] [CAP-1998] permet de calculer la déformation engendrée par la réaction alcali-silice ε^r en tout point d'une structure.

$$\varepsilon^r(M,t) = \varepsilon^{100\%}(t) f(hr) g(A,T) h(\sigma) \tag{1.32}$$

Le terme $\varepsilon^{100\%}(t)$ représente l'évolution du gonflement libre pour le matériau saturé. Elle peut être déterminée par un essai de gonflement libre. Les fonctions f, g et h prennent en compte respectivement l'influence de l'humidité relative dans les pores, de la température et de la quantité d'alcalins consommés (ou avancement de la réaction) et de la contrainte de compression appliquée au point considéré.

Les fonctions f(hr) et h(σ) définissent respectivement l'influence de l'humidité relative dans les pores et de la contrainte sur l'expansion générée par la réaction. La première a été calée par l'auteur d'après des résultats tirés de la littérature [POO-1992b] (voir Figure 24).

$$f(hr) = hr^8 \qquad h(\sigma) = \begin{cases} 1 & si\ \sigma < \sigma_1 \\ K \log(\sigma / \sigma_0) & si\ \sigma > \sigma_1 \end{cases} \tag{1.33}$$

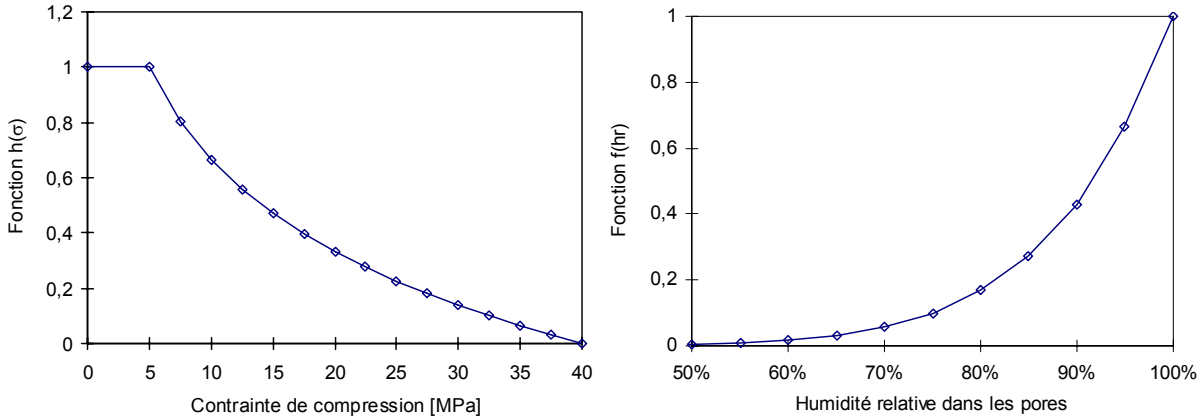

Figure 24 : évolution des fonctions h à gauche (σ_1=5 MPa – σ_2=40 MPa) et f à droite

La cinétique de la réaction est supposée être du premier ordre, la déformation générée par la réaction devient alors :

$$\varepsilon^r(M,t) = \varepsilon^{100\%}(t) h(\sigma) hr^8 \left\langle 1 - \exp\left(-k(T)t\right) - A_0 \right\rangle^+ \tag{1.34}$$

La fonction k(T) prend en compte l'influence de la température par l'intermédiaire d'une loi d'activation d'Arrhenius. La Figure 25 présente une comparaison entre la prédiction du modèle et les résultats expérimentaux correspondants de gonflement sous contrainte [CAP-1997].

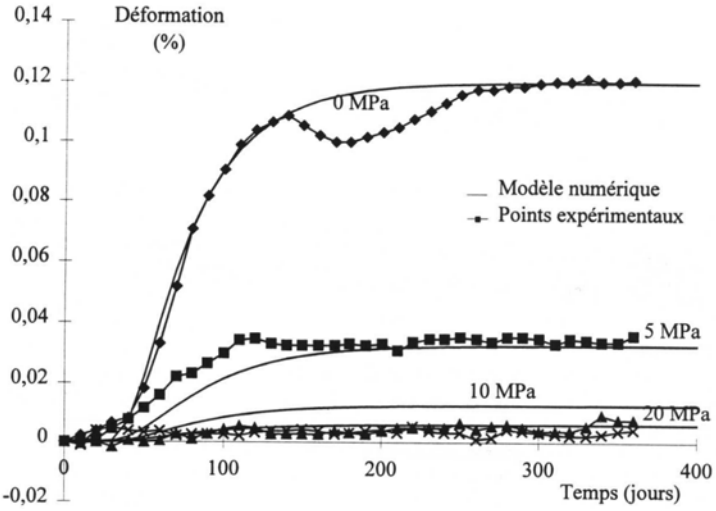

Figure 25 : influence de la contrainte sur l'expansion, d'après [CAP-1997]

La détermination du champ de déformation engendré par la réaction alcali-silice nécessite la connaissance du champ d'humidité relative dans les pores et des caractéristiques de gonflement du béton. Le champ d'humidité est déterminé par un calcul hydrique préalable et les caractéristiques de gonflement peuvent être déterminées par un essai de gonflement libre.

Le champ de déformation dû à la réaction peut être injecté dans un calcul mécanique de structure pour déterminer les conséquences macroscopiques sur un ouvrage en tenant compte de l'influence des transferts hydriques et des contraintes sur la réaction [CAP-1997]. L'auteur a ainsi évalué l'influence de la réaction sur un barrage et l'efficacité d'un sciage pour réduire les contraintes générées par la réaction [CAP-1997]

Le modèle de Li

Le modèle proposé par Li [LI-2002a] a pour vocation l'évaluation des conséquences de la réaction alcali-silice sur des ouvrages réels. La réaction est supposée produire un « gel sec » non gonflant selon un avancement ξ. Ce dernier possède la propriété de s'imbiber d'eau en fonction du temps et de l'humidité relative dans les pores pour former un « gel mouillé ». Ces deux processus sont supposés suivre des cinétiques du premier ordre :

$$\xi(t) = 1 - \exp(-t/t_c) \qquad \gamma(t) = 1 - \exp(-t/t_a) \tag{1.35}$$

La valeur γ=0 correspond à un « gel sec » et γ=1 à un « gel mouillé » qui a perdu toute capacité d'imbibition. La variation de volume v_w du « gel mouillé » dépend de l'avancement ξ de la réaction et de la capacité restante (1-γ) du gel de s'imbiber :

$$\dot{v}_w = M(1-\gamma)\dot{\xi} = M\dot{\xi}(1-\xi)^{t_c/t_a} \tag{1.36}$$

- M est le coefficient de combinaison d'eau, c'est un des paramètres du modèle.

Le gonflement libre $\varepsilon_l^r(t)$ induit par la réaction est alors pour une humidité relative donnée :

$$\varepsilon_l^r(t) = \frac{\beta M}{1+\varpi}\exp\left[-\frac{t_f}{t_c}(1+\varpi)\right]\left[1-\exp\left(-\frac{1+\varpi}{t_c}\left\langle t-t_f\right\rangle^+\right)\right] \tag{1.37}$$

- β est une constante, c'est un des paramètres du modèle ;

- t_f t_f est le temps nécessaire pour que le gonflement apparaisse (il correspond à ϕ_0) ;
- $f(x) = \langle x \rangle^+$ est la fonction qui renvoie la partie positive de x.
- ω est une constante qui dépend des temps caractéristiques :

$$\varpi = t_c / t_a \tag{1.38}$$

Un modèle de comportement thermo-chemo-élastoplastique implanté dans le code de calcul CESAR-LCPC permet de prendre en compte l'effet de variations de température et d'humidité relative et du gonflement interne sur le comportement du béton :

$$\boldsymbol{\sigma} = \left(K - \frac{2}{3} G \right) \left(\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^{\mathrm{p}} \right) + 2G \left(\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^{\mathrm{p}} \right) - \left(K \alpha \Delta \theta \right) \mathbf{I} - \left(K \beta v_w \right) \mathbf{I} \tag{1.39}$$

- $\boldsymbol{\sigma}$, $\boldsymbol{\varepsilon}$ et $\boldsymbol{\varepsilon}^{\mathrm{p}}$ sont respectivement les teneurs des contraintes, des déformations totales et des déformations plastiques ;
- **I** est le tenseur identité ;
- K et G sont les modules de compressibilité et de cisaillement du béton ;
- α est le coefficient de dilatation du béton.

Le calage des (nombreux) paramètres permet la reproduction du comportement hydro-chimique des bétons, même pour des historiques d'apport d'eau quelconques (voir Figure 26).

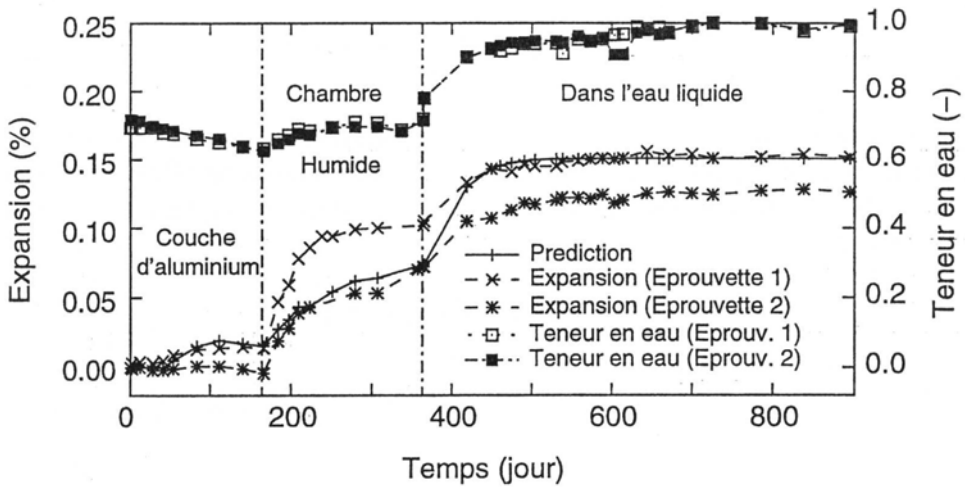

Figure 26 : comparaison entre la prédiction du gonflement et les résultats expérimentaux [LI-2002a]

Les simulations numériques permettent alors l'évaluation structurelle d'ouvrages dégradés [LI-2000] [LI-2002b].

Ce modèle permet de prendre en compte l'influence de l'environnement extérieur sur la réaction (température et apport d'eau). Le nombre conséquent de paramètres rend difficile le calage d'un tel modèle. Un modèle de comportement élastoplastique permet de décrire le comportement mécanique du béton et d'évaluer les conséquences structurelles de la réaction sur des ouvrages réels.

Conclusions sur les modèles

Les modèles présents dans la littérature peuvent être séparés en deux classes distinctes. Les modèles « chimiques » et les modèles « phénoménologiques ». Les premiers se basent sur des mécanismes réactionnels probables pour prédire l'évolution des espèces ioniques dans le matériau et l'avancement de la réaction. Ils caractérisent la réaction au niveau local (microscopique) et le gonflement au niveau du matériau. Les modèles concernés sont ceux proposés par Sellier, Bažant, Xi et le modèle U.F.O.

Les seconds se basent sur des phénomènes physiques observés expérimentalement pour décrire l'évolution du gonflement interne (ou des contraintes générées) induit par la réaction en fonction de données observables (chargement, température, humidité relative…) sans pour autant en connaître l'origine. Ils sont couplés avec des modèles de comportement et ont pour vocation l'évaluation des effets structuraux de la réaction sur des ouvrages réels. Les modèles concernés sont ceux proposés par Nielsen, Capra et Li.

Les modèles « chimiques » se ramènent tous à l'étude d'un V.E.R. au moyen d'hypothèses adéquates (granulats sphériques, homogénéité et isotropie des matériaux et de la réaction, répartition statistiquement homogène des granulats). Les mécanismes réactionnels décrits dans ces modèles sont très similaires (voir Tableau 2).

Modélisation des mécanismes réactionnels	**Modèle étudié**			
	Sellier	**Bažant**	**U.F.O.**	**Xi**
Diffusion dans le granulat	-	X	X	X
Diffusion dans la matrice	X	X	-	-
Création de gel	X	X	X	X
Perméation du gel	X	-	-	X
Imbibition du gel	-	X	-	-

Tableau 2 : mécanismes réactionnels décrits dans les modèles

Tous les modèles présentés permettent de prendre en compte l'influence du diamètre des granulats réactifs. En revanche, seulement deux sont écrits de manière à tenir compte de la présence simultanée de granulats réactifs de tailles différentes dans le V.E.R. (voir Tableau 3). De plus, seul le modèle U.F.O. est capable de reproduire la baisse de concentration induite par la consommation simultanée de tous les granulats présents et aucun modèle n'a été utilisé afin de simuler le gonflement d'un matériau avec plusieurs granulats réactifs.

Gestion de la granulométrie réactive	**Modèle étudié**			
	Sellier	**Bažant**	**U.F.O.**	**Xi**
Taille des granulats réactifs	X	X	X	X
Plusieurs granulats	-	-	X	X
Consommation simultanée	-	-	X	-
Application à plusieurs granulats	-	-	-	-

Tableau 3 : gestion de la granulométrie réactive

L'influence de l'eau sur la réaction est prise en compte dans les modèles proposés par Nielsen, Li, Bažant et Capra. Pour Li et Bažant, la réaction conduit à la formation d'un « gel sec » inoffensif qui a la propriété de s'imbiber d'eau pour former un « gel mouillé » dont la variation de volume entraîne le gonflement du matériau. Selon Bažant, cette imbibition ne peut se produire qu'au delà d'une certaine humidité relative dans les pores (voir Figure 23), et pour Li, il n'y a pas de restriction.

Nielsen et Capra calculent le gonflement interne en affectant au gonflement libre une fonction de réduction qui dépend de l'humidité relative dans les pores. La comparaison entre ces trois

fonctions est présentée sur la Figure 27. Les fonctions sont relativement proches La fonction choisie par Nielsen, est un peu différente des deux autres, car elle est extrapolée des résultats de Nilsson *et al.* [NIL-1983] qui caractérisent l'influence de l'humidité relative extérieure sur la dégradation (principalement fissures et pop-outs) de dallages et non des mesures d'expansion.

Ces fonctions sont déduites de résultats d'essais tels que ceux détaillés sur la Figure 14. L'atténuation du gonflement interne est directement assimilée à la diminution de l'expansion générée par la réaction en fonction de la baisse de l'humidité relative extérieure. L'hypothèse sous-jacente est que le matériau est en équilibre hydrique avec le milieu extérieur ou que les effets du déséquilibre hydrique éventuel sur la réaction sont négligeables.

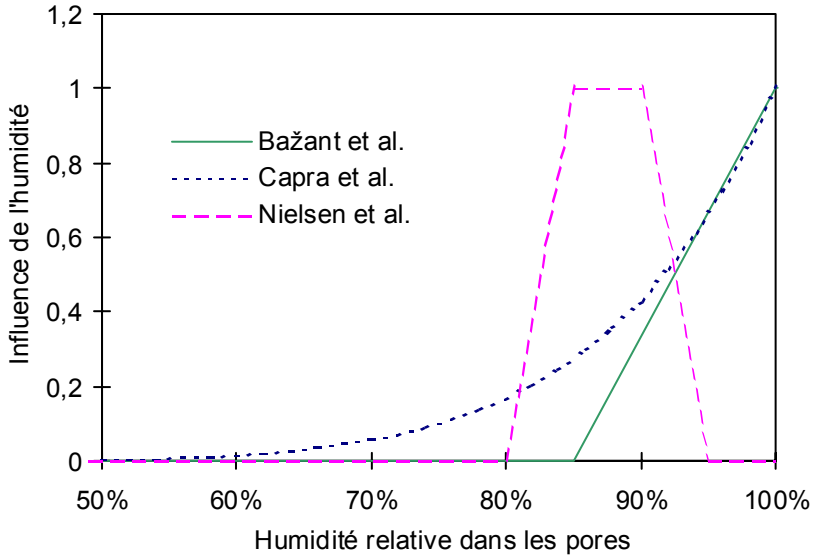

Figure 27 : Influence théorique de l'humidité relative dans les pores

Dans la pratique, le matériau utilisé n'est jamais en équilibre hydrique avec l'extérieur, les variations de masse des éprouvettes le prouvent [TOM-1989] [KUR-1989]. Les résultats expérimentaux intègrent donc cet effet structurel (il dépend de la forme et des dimensions des éprouvettes).

Conclusions sur l'étude bibliographique

La réaction alcali-silice est une pathologie des bétons qui se caractérise par une réaction chimique interne entre la silice amorphe ou mal cristallisée contenue dans certains granulats et les ions contenus dans la solution interstitielle. Le fait qu'elle se produise à l'intérieur du béton, la répartition aléatoire des sites de réaction rendent difficile l'analyse d'un tel phénomène.

Si les mécanismes réactionnels locaux font l'objet d'un consensus, il en va différemment en ce qui concerne les origines du gonflement. Selon certains auteurs, il est dû au caractère gonflant des produits de la réaction (gels). D'autres avancent que c'est la rupture de l'équilibre thermodynamique et la libération d'énergie associée qui en est la cause. Enfin, le gonflement pourrait être engendré par la déstructuration du réseau siliceux à l'intérieur des granulats réactifs.

Une grande partie des travaux de recherche actuels consiste à formuler des bétons incorporant des granulats réactifs. Le contrôle ou l'inhibition du gonflement généré par la réaction est obtenu par additions minérales (filler, fumée de silice, laitier, poussière de riz, cendre volante…), chimiques (ions lithium) ou par la modification des caractéristiques mécaniques (ajout de fibres ou de polymère dans la matrice).

Les granulats utilisés ont une grande influence sur le gonflement généré par la réaction. Leur réactivité dépend du type de silice réactive qu'ils contiennent. De plus, la taille des granulats réactifs a une importance. En ce qui concerne l'opale, plus les grains sont petits et plus le gonflement est important. Pour le verre, il y a un pessimum : il existe un diamètre pour lequel le gonflement est maximal. Il semble que pour d'autres granulats le gonflement augmente avec le diamètre. La distribution granulaire a aussi une grande importance. L'extension de la granulométrie réactive aux fines permet de réduire sensiblement le gonflement. Malheureusement, il y a très peu de travaux dans la littérature qui concernent l'influence de la granulométrie sur la réaction alcali-silice.

L'étude bibliographique a permis de montrer que l'eau est un paramètre essentiel pour la réaction alcali-silice. Le gonflement libre d'éprouvettes est directement corrélé à la prise de masse, plus elle est grande et plus l'expansion est importante. La réciproque est vraie, il est possible d'inhiber les gonflements en séchant suffisamment les éprouvettes. Il semble qu'un apport d'eau irrégulier affecte de manière irrémédiable le gonflement du matériau. Un apport d'eau tardif (par immersion) à des éprouvettes réactives conservées dans une atmosphère sèche (qui a inhibé le gonflement) entraîne un gonflement rapide et important alors qu'il n'entraîne pas de gonflement supplémentaire sensible pour des éprouvettes pour lesquelles le gonflement s'est arrêté par manque d'eau. De plus l'humidité relative n'est pas un paramètre pertinent pour la description de l'équilibre hydrique local.

Les modèles disponibles dans la littérature peuvent être séparés en deux classes distinctes. Les modèles « chimiques » et les modèles « phénoménologiques ».

Les « modèles phénoménologiques » se basent sur des phénomènes physiques observés expérimentalement pour décrire l'évolution du gonflement interne (ou des contraintes générées) induit par la réaction en fonction de données observables (chargement, température, humidité relative…). Ils permettent de décrire l'évolution du gonflement (en fonction des apports hydriques, du chargement…) dans le but d'évaluer les conséquences structurelles de la réaction.

Les « modèles chimiques » se basent sur des mécanismes réactionnels probables pour prédire l'évolution des espèces ioniques dans le matériau et de l'avancement de la réaction au niveau local. Ils se ramènent à l'étude d'un V.E.R. au moyen d'hypothèses adéquates. Le principal mécanisme réactionnel est la diffusion (dans les granulats et dans la matrice). La plupart des modèles supposent l'existence d'une zone de porosité connectée que le gel doit combler pour mettre en pression la matrice. Ils prennent tous en compte l'influence de la taille des granulats réactifs.

En revanche, seulement deux sont écrits de manière à tenir compte de la granulométrie réactive (U.F.O. et le modèle de Xi). Mais aucun des ces deux ne le fait de manière satisfaisante. Xi considère que la concentration à l'interface granulat/pâte est constante au cours du temps. Cette hypothèse est valable dans le cas d'un matériau dilué, elle devient d'autant plus fausse que la proportion de granulats réactifs augmente. Le modèle U.F.O. prend en compte la baisse de concentration engendrée par la consommation simultanée de plusieurs granulats réactifs. Malheureusement, cette baisse est obtenue grâce à un paramètre de calage C_{unit}.

Première partie :
Modélisation de la réaction alcali-silice
Prise en compte de l'influence de la granulométrie

Introduction

L'objectif de cette partie est de créer un outil d'aide à l'expertise des ouvrages atteints par la réaction alcali-silice qui permet de prédire la cinétique et l'amplitude du gonflement correspondant au matériau concerné. Il doit aussi être capable de prendre en compte la présence simultanée de granulats réactifs de différentes tailles dans le matériau.

L'étude bibliographique a permis de mettre en lumière deux lacunes. Premièrement, les résultats expérimentaux publiés concernant l'influence de la taille des granulats sont contradictoires et l'influence de la distribution des granulats réactifs a été très peu étudiée.

Deuxièmement, la plupart des « modèles chimiques » récents prennent en compte l'influence de la taille des granulats réactifs. En revanche, seulement deux (le modèle U.F.O. et le modèle proposé par Xi) sont écrits de manière à tenir compte de la présence simultanée de plusieurs granulats réactifs différents dans le matériau. Et seul le modèle U.F.O. prévoit la baisse de la concentration en alcalins à l'interface granulats/pâte.

Cependant, ce modèle n'est pas satisfaisant pour diverses raisons. En premier lieu, il ne tient pas compte de la diffusion des ions dans la pâte de ciment durcie qui entoure les granulats réactifs. De plus, la diffusion dans les granulats est modélisée par une équation simplifiée. Ensuite, le modèle ne tient pas compte des ions calcium. Enfin, la baisse de la concentration en alcalins à l'interface granulats/pâte est déterminée au moyen d'un paramètre de calage.

Dans un premier temps, nous avons lancé une campagne expérimentale dans le but de mettre en évidence d'une part l'influence de la taille des granulats réactifs et d'autre part l'influence de leur distribution sur le gonflement engendré par la réaction alcali-silice. Le mode opératoire et les résultats obtenus sont présentés dans la première partie de ce chapitre.

Dans un second temps, nous avons défini une « modélisation chimique » de la réaction qui est une évolution du modèle proposé par Sellier [SEL-1995]. Elle se base sur la diffusion et des mécanismes réactionnels probables pour décrire l'évolution chimique du matériau et prédire l'avancement et le gonflement libre induit par la réaction. Elle prend en compte les ions calcium et la portlandite.

Une version simplifiée du modèle est proposée, la portlandite est supposée être toujours en excès. Une étude paramétrique et les principaux résultats donnés par le modèle sont présentés. Le modèle est utilisé pour reproduire les résultats des essais cités précédemment. La comparaison entre les simulations et les allongements expérimentaux sont étudiés.

Ces essais ont pour but de mettre en évidence l'influence de la taille des granulats sur la cinétique et l'amplitude des gonflements engendrés par la réaction alcali-silice, ainsi que les interactions se produisant lorsque l'on mélange plusieurs classes granulaires réactives dans un même béton (ou mortier). Les résultats serviront de base de données expérimentale pour les simulations numériques.

Mise en évidence de l'influence de la granulométrie

Principe des essais

Afin de faciliter l'observation et la compréhension des phénomènes, nous avons choisi de travailler avec un sable modèle avec une granulométrie spécifique (voir Figure 28). Il est composé de trois classes granulaires distinctes :

- Classe fine C1, diamètre compris entre 0,08 et 0,160 mm ;
- Classe moyenne C2, diamètre compris entre 0,63 et 1,25 mm ;
- Classe grosse C3, diamètre compris entre 2,5 et 3,15 mm.

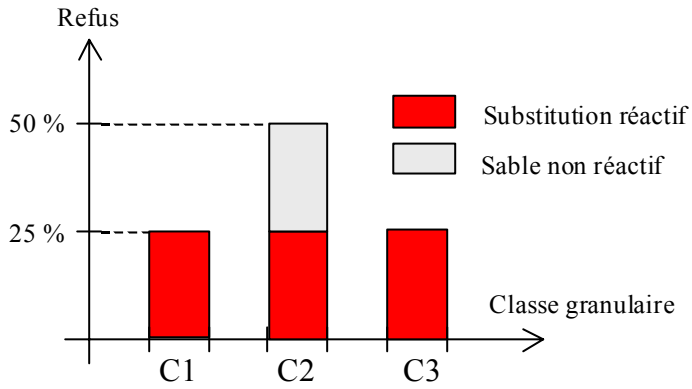

Figure 28 : granulométrie du sable utilisé

Ce sable est constitué à la fois de sable réactif et de sable inerte (voir Tableau 4). Suivant la classe granulaire à tester, un volume constant de sable réactif est substitué au sable inerte, différentes compositions ont donc été utilisées. Le Tableau 4 nous présente le pourcentage de granulats de chaque type (inerte ou réactif) en fonction de la classe granulaire et de la formulation étudiée.

La formulation IV CRéf[3] est la référence non réactive, elle permet la mesure du retrait (ou du gonflement) et de la variation de poids correspondant au matériau sain. Les formulations IV C1, IV C2 et IV C3 (Iso-Volume Classe i) ne font intervenir qu'une seule classe granulaire réactive. Elles servent à mettre en évidence l'influence du diamètre moyen des granulats réactifs (les volumes de sable réactif sont les mêmes donc le seul paramètre qui change est le diamètre des granulats). Les formulations IV C1C2, IV C1C3, IV C2C3 et IV C1C2C3

[3] La notation « IV CiCj» signifie que la substitution se fait à volume constant (Iso-Volume), les termes « CiCj » désigne les classes granulaires réactives substituées. Par exemple, la notation IV C1C3 signifie que les classes granulaires C1 et C3 sont réactives, les autres classes sont inertes et que le volume correspondant à chaque classe réactive est le même.

mettent en présence plusieurs classes granulaires réactives différentes. Elles servent à étudier l'interaction entre deux puis trois classes réactives différentes.

Formulation	Silice réactive totale	Sable inerte (%)			Sable réactif (%)		
		C1	C2	C3	C1	C2	C3
IV CRéf	0	25	50	25	-	-	-
IV C1	336 mol/m^3	-	50	25	25	-	-
IV C2	336 mol/m^3	25	25	25	-	25	-
IV C3	336 mol/m^3	25	50	-	-	-	25
IV C1C2	2*336 mol/m^3	-	25	25	25	25	-
IV C1C3	2*336 mol/m^3	-	50	-	25	-	25
IV C2C3	2*336 mol/m^3	25	25	-	-	25	25
IV C1C2C3	3*336 mol/m^3	-	25	-	25	25	25

Tableau 4 : différentes formulations utilisées

Granulométries testées

Deux campagnes expérimentales différentes ont été lancées consécutivement afin d'étudier l'influence de la granulométrie (voir Tableau 5), les diamètres sont donnés en millimètres (chacune des granulométries correspond à une campagne expérimentale).

Série exp.	C1		C2		C3	
	ϕ_{min}	ϕ_{max}	ϕ_{min}	ϕ_{max}	ϕ_{min}	ϕ_{max}
Granulo1	0,08	0,16	0,63	1,25	2,5	3,15
Granulo2	0,08	0,16	0,315	0,63	2,5	3,15

Tableau 5 : définition des classes granulaires en fonction de la série d'essais

Seule la définition des bornes de la classe C2 est changée entre les deux séries d'essais. La classe C2 se trouve décalée vers les fines pour la série Granulo2 (la diamètre médian passe de 0,94 mm pour la série Granulo1 à 0,47 mm pour la série Granulo2) par rapport à la série Granulo1. L'existence de deux séries expérimentales différentes est due au fait que les classes C2 et C3 sont trop proches en terme de surface spécifique pour la série Granulo1. Nous reviendrons sur ce point ultérieurement.

Formulation du mortier

La formulation retenue pour le mortier d'étude est définie dans le tableau suivant (voir Tableau 6).

Constituant	Quantité	Unité
Ciment	537,8	kg/m^3
Eau	268,9	l/m^3
Sable	1613,4	kg/m^3
Soude [Na(OH)]	9,86	kg/m^3

Tableau 6 : formulation du mortier d'étude

Le sable inerte utilisé est un sable roulé calcaire du Boulonnais et le sable réactif est un sable concassé calcaire siliceux du Tournaisis. Le ciment utilisé est un CPA – CEM I 52,5 CP 2 de marque Calcia, provenant de l'usine de Couvrot. L'eau utilisée est de l'eau déminéralisée. Le rapport E/C de ce mortier est égal à 0,5. La quantité d'alcalins contenue dans le ciment est donnée par l'analyse chimique du ciment (voir annexe). La teneur en alcalins équivalents est donc :

$$\begin{cases} Na_2O_{eq} = Na_2O + 0{,}658K_2O \\ Na_2O_{eq} = 2{,}4\%\ de\ C \end{cases} \quad (2.1)$$

La teneur en silice réactive est déterminée par la masse molaire ($M_{SiO_2}^{mol} = 60\ g/mol$) et le pourcentage de la silice réactive dans les granulats utilisés. Ce dernier a été déterminé par analyse semi-quantitatives par fluorescence des rayons X (voir en annexe), il est égal à 5,2%. Pour une formulation ne faisant intervenir qu'une seule classe granulaire réactive, la teneur en silice réactive est de 336 mol/m^3. La teneur en alcalins est quant à elle égale à 305 mol/m^3. Le nombre de moles de silice réactive est légèrement supérieur au nombre de moles d'alcalins. Nous pouvons donc penser que la réaction s'arrête *a priori* par manque d'alcalins.

Programme expérimental

Les deux campagnes expérimentales Granulo1 et Granulo2 sont différentes du point de vue de la définition des frontières de la classe C2, mais aussi de la forme des éprouvettes et du sens de coulage. Pour la série Granulo1 les éprouvettes sont prismatiques de dimensions 4*4*16 centimètres et elles sont coulées perpendiculairement à leur hauteur alors que pour la série Granulo2, elles sont cylindriques de diamètre 20 millimètres et de hauteur 16 centimètres, le sens de coulage est parallèle à leur hauteur (voir les photos en annexe).

Formulation	Série Granulo1		Série Granulo2	
	Prismatiques	Cylindriques	Prismatiques	Cylindriques
IV CRéf	X	-	X	X
IV C1	X	-	-	X
IV C2	X	-	X	X
IV C3	X	-	-	X
IV C1C2	X	-	-	X
IV C1C3	X	-	-	X
IV C2C3	X	-	-	X
IV C1C2C3	X	-	-	X

Tableau 7: programme expérimental pour l'étude de l'influence de la granulométrie

Le Tableau 7 récapitule le programme expérimental complet concernant l'étude de l'influence de la granulométrie en terme de forme des éprouvettes. Ces dernières sont respectivement prismatiques pour la série Granulo1 et cylindriques pour la série Granulo2. Cependant, des éprouvettes prismatiques sont incluses dans la série Granulo2 pour les formulations IV CRéf et IV C2 afin de pouvoir comparer les résultats des deux séries d'essais.

Fabrication des éprouvettes

Les quantités suffisantes de sable de chaque classe ont été obtenues par tamisage en suivant la norme NF P18-560. Les sables ont ensuite été lavés pour être débarrassés des fines puis ils sont séchés. L'ajustement de la teneur en alcalins équivalents se fait au moyen de pastilles de soude (Na(OH)) que l'on dissout au préalable dans l'eau (déminéralisée) de gâchage.

Une fois les mélanges constitués aux granulométries désirées, les éprouvettes de la série Granulo1 ont été coulées (en suivant la norme NF P18-585) dans des moules métalliques puis vibrées sur une table vibrante. Trois éprouvettes prismatiques 4*4*16 ont été fabriquées pour chaque formulation.

Les éprouvettes de la série Granulo2 sont coulées dans des moules fabriqués à partir de tubes en P.V.C. obturés par des bouchons en polyuréthane sur lesquels sont fixés les plots en laiton pour la mesure du retrait. Le bouchon supérieur est rainuré afin de laisser échapper les bulles d'air et la laitance. La taille correcte de l'éprouvette (16 centimètres) est obtenue au moyen de repères sur les bouchons (voir les photos en annexe). Les moules sont remplis en deux couches, l'ensemble est vibré après la réalisation de chaque couche au moyen d'une table vibrante. Quatre éprouvettes ont été fabriquées pour chaque formulation.

Le démoulage des éprouvettes est effectué après 13 jours passés dans les moules sous films étanches à température et humidité ambiante (environ 20°C et 50% HR). Elles sont ensuite conservées dans une enceinte climatique à la température de 60°C et à l'humidité relative de 95%.

Résultats expérimentaux

Des mesures de la masse et de la longueur de chaque éprouvette ont été effectuées régulièrement afin de suivre l'évolution de la réaction et des transferts hydriques entre les éprouvettes et l'extérieur.

Les classes granulaires seules

Les deux graphiques suivants (voir Figure 29) présentent les allongements relatifs correspondant aux formulations ne faisant intervenir qu'une seule classe granulaire réactive (l'allongement relatif d'une éprouvette est la différence des allongements de l'éprouvette réactive et de l'éprouvette de référence). Les points représentent la moyenne des mesures de l'allongement (moyenne de trois valeurs pour la série Granulo1 et de quatre pour la série Granulo2) et les barres d'erreur représentent l'écart type (il tient compte à la fois de la variabilité des éprouvettes de référence et des éprouvettes réactives, voir le calcul en annexe).

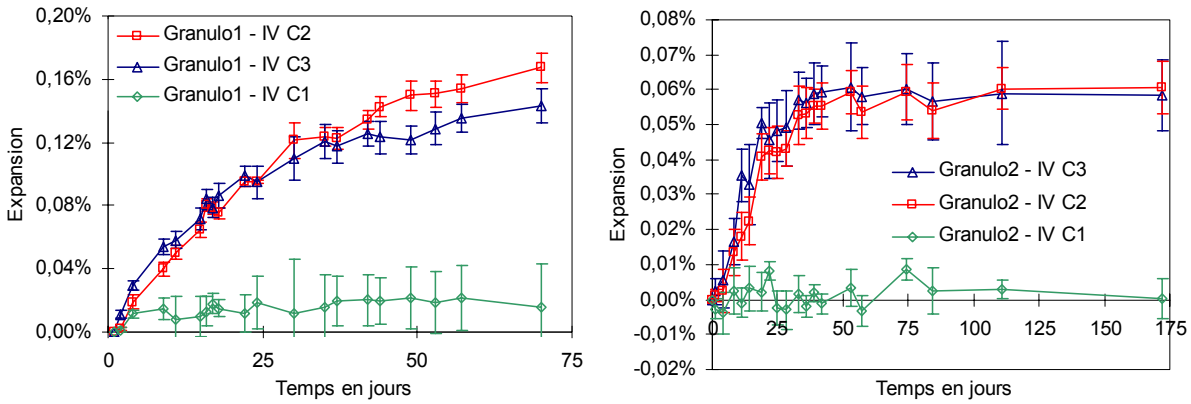

Figure 29 : influence de la classe granulaire sur les expansions mesurées

Les éprouvettes correspondant à la formulation IV C1 (faisant intervenir la classe la plus fine C1 dont le diamètre moyen des grains est compris entre 0,08 et 0,16mm) n'ont pratiquement pas gonflé. Leur allongement reste inférieur à 0,015% après 70 jours pour la série Granulo1 (éprouvettes prismatiques) et 0,003% après 172 jours pour la série Granulo2 (éprouvettes cylindriques). Les allongements des formulations IV C2 (classe réactive moyenne C2) et IV C3 (les plus gros granulats réactifs C3) sont beaucoup plus important. Ils sont de plus très proches tant du point de vue de la cinétique que de l'allongement maximal (voir Tableau 8).

Série d'essais	Formulation	Cinétique initiale	Temps	Gonflement
Granulo1	**IV C1**	0,0003 %/j	70 j	0,01%
	IV C2	0,0044 %/j	70 j	0,17%
	IV C3	0,0047 %/j	70 j	0,14%
Granulo2	**IV C1**	-	172 j	0,003%
	IV C2	0,002 %/j	172 j	0,06%
	IV C3	0,002%/j	172 j	0,06%

Tableau 8 : cinétiques initiales et allongements à la fin des essais pour les deux séries d'essais Granulo1 et Granulo2.

Les cinétiques initiales sont les pentes des tangentes à l'origine des courbes d'allongement exprimées en [%/jour]. Les valeurs des cinétiques initiales pour les formulations IV C2 et IV C3 sont très proches (0,0044 %/j pour IV C2 et 0,0047 %/j pour IV C3 pour la série Granulo1 et 0,002 %/j pour les deux formulations pour la série Granulo2). Les allongements finaux sont quasiment les mêmes pour les formulations IV C2 et IV C3, ils sont respectivement égaux à 0,167% et 0,141% et à 0,06% pour les classes IV C2 et IV C3 et pour les séries Granulo1 et Granulo2.

Combinaison de deux classes granulaires

Les deux graphiques suivants (voir Figure 30) présentent les courbes d'allongement des formulations IV C2 et IV C1C2 pour la série Granulo2 et IV C3 et IV C1C3 pour la série Granulo1. Ils mettent en évidence l'influence des fines réactives (classe C1) sur le gonflement dû à la réaction alcali-silice.

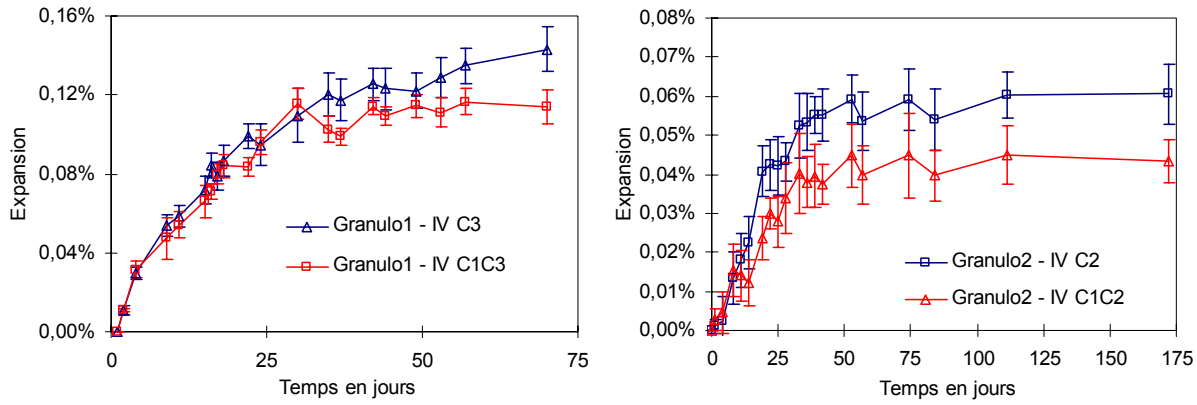

Figure 30 : influence de la classe C1 sur les allongements mesurés.

Nous pouvons remarquer que dans les deux cas l'ajout des fines permet de réduire sensiblement les expansions. En ce qui concerne la série Granulo2, l'allongement à 172 jours pour la formulation IV C2 est environ de 0,06% alors que pour la formulation IV C1C2 (faisant intervenir les fines) l'allongement à 172 jours est environ de 0,045%, ce qui

représente une baisse de 25% de l'expansion. Quant à la série Granulo1, l'allongement à 70 jours correspondant à la formulation IV C3 est de 0,14% alors que celui de la formulation IV C1C3 est de 0,12% environ, cela représente une diminution de 14%.

Il est à noter que pour les formulations IV C1C2 et IV C1C3, la quantité de silice réactive est doublée par rapport aux formulations IV C2 et IV C3 ne faisant intervenir qu'une seule classe granulaire réactive. La quantité totale d'alcalins est quant à elle conservée.

La Figure 31 présente les courbes de gonflement de la formulation faisant intervenir les deux classes granulaires les plus importantes du point de vue du diamètre des granulats (IV C2C3, couplage entre les classes C2 et C3).

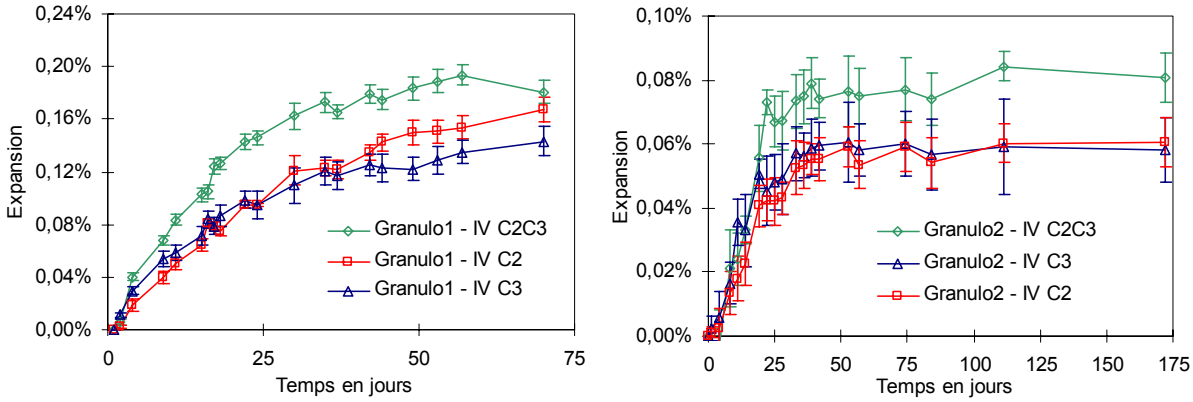

Figure 31 : couplage entre les deux plus grosses classes granulaires.

Contrairement aux formulations qui font intervenir les fines réactives, l'allongement généré par la réaction pour la formulation IV C2C3 est supérieur aux allongements correspondants aux formulations IV C2 et IV C3. Toutefois, malgré le fait que la quantité de silice réactive est doublée, l'expansion de la formulation IV C2C3 reste toujours inférieure à la somme des expansions des formulations IV C2 et IV C3. Pour la série Granulo2, la formulation IV C2C3 présente un allongement de 0,08% à 172 jours alors que la somme des allongements à 172 jours des formulations IV C2 et IV C3 est égale 0,12% (0,06%+0,06%). Il en est de même pour la série Granulo1, la formulation IV C2C3 a un allongement à 70 jours de 0,19% alors que la somme des allongements des formulations IV C2 et IV C3 est de 0,3% (0,16%+0,14%).

Ce phénomène peut être expliqué par le fait que la quantité totale d'alcalins est la même dans toutes les formulations. Ainsi pour la formulation IV C2C3 (pour laquelle la quantité de silice réactive est doublée par rapport aux formulations IV C2 et IV C3), il y a une interaction dans la consommation des alcalins entre les différentes classes granulaires (ce qui est consommé par un granulat de la classe C2 n'est plus disponible pour ceux de la classe C3 et réciproquement).

Combinaison des trois classes granulaires

La Figure 32 présente l'allongement moyen des éprouvettes correspondant à la formulation IV C1C2C3 (qui fait intervenir les trois classes granulaires réactives).

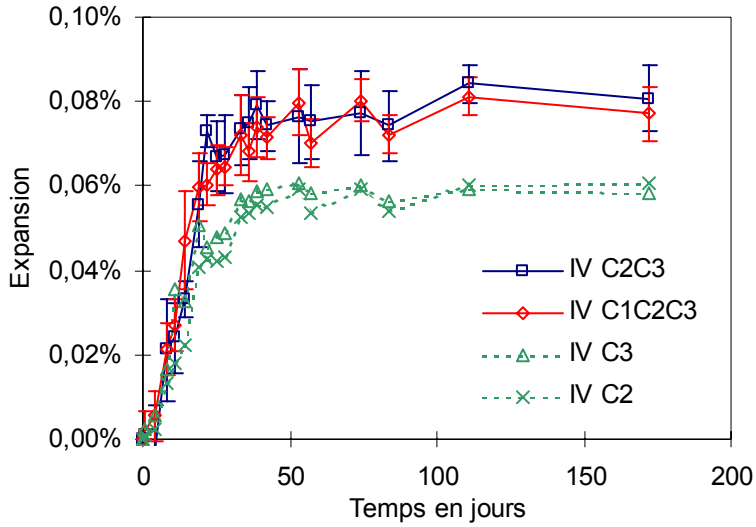

Figure 32 : couplage entre les trois classes granulaires pour la série Granulo2

La couplage des trois classes permet de retrouver les résultats développés dans les paragraphes précédents. L'expansion correspondant à la formulation IV C1C2C3 est très légèrement inférieure à celle de la formulation IV C2C3, alors que la quantité de silice réactive est plus importante. L'allongement résultant reste inférieur à la somme des allongements unitaires correspondant à chaque classe seule.

Dépouillement des essais

Classe granulaire seule

En ce qui concerne les expansions dues à une seule classe granulaire, les résultats des deux séries d'essais sont similaires. Des granulats réactifs de faible diamètre (classe C1 dont le diamètre médian des granulats est compris entre 0,08 et 0,16 mm) provoquent des gonflements faibles. L'allongement moyen généré par la réaction pour la série granulo1 (éprouvettes prismatiques) est de 0,009% à 70 jours et celui pour la série Granulo2 (éprouvettes cylindriques) est de 0,002% à 172 jours.

Les granulats réactifs de plus grand diamètre (classes C2 et C3) provoquent des gonflements plus importants. Les éprouvettes de la série Granulo1 ont généré un allongement à 70 jours de 0,16% pour la classe C2 (diamètre compris entre 0,63 et 1,25 mm) et de 0,135% pour la classe C3 (diamètre compris entre 2,5 et 3,15 mm) tandis que les éprouvettes de la série Granulo2 ont engendré un allongement à 172 jours de 0,06% pour chacune des deux classes testées (pour la classe C2 le diamètre est compris entre 0,315 et 0,63 mm).

Les allongements semblent être corrélés à la taille du granulat et plus particulièrement à la surface spécifique des granulats réactifs. En effet, les granulats de fortes surfaces spécifiques engendrent de faibles gonflements (classe C1) et les granulats de faible surface spécifique provoquent des gonflements plus importants (classes C2 et C3). La Figure 33 nous présente l'évolution de l'allongement à 70 jours pour les éprouvettes prismatiques correspondant à la formulation IV C2C3 des deux séries d'essais en fonction de leur surface spécifique conventionnelle (calculée en supposant que les granulats sont des sphères de rayon le rayon médian de la classe – voir en annexe).

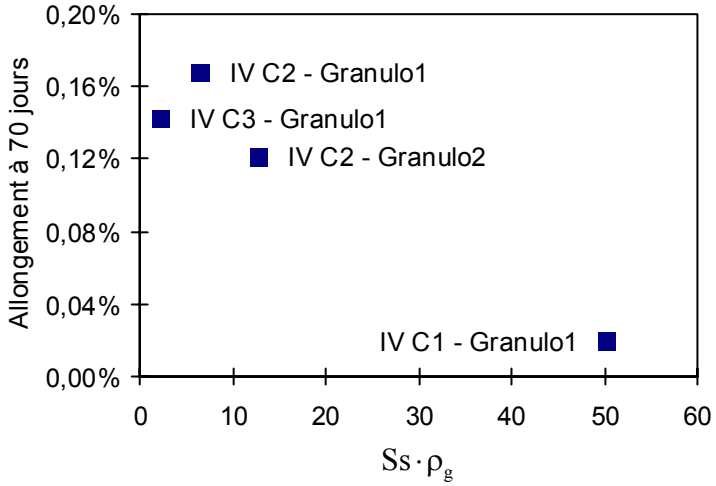

Figure 33 : allongements générés par la réaction à 70 jours en fonction du produit de la surface spécifique et de la masse volumique des granulats réactifs.

Nous pouvons remarquer dans un premier temps que les classes C2 et C3 de la série d'essais Granulo1 sont très proches du point de vue de la surface spécifique (respectivement 6,4 et 2,1 m^{-1} pour le produit $Ss.\rho_g$). Ceci peut expliquer pourquoi les allongements obtenus pour les formulations IV C2 et IV C3 sont très proches.

Les essais de la série Granulo2 nous ont permis de rajouter un point expérimental sur la Figure 33 entre les grandes et les petites surfaces spécifiques. L'évolution de l'allongement en fonction de la surface spécifique semble être linéaire décroissante, mais il convient d'être très prudent quant aux conclusions que nous tirons. En effet, la formulation IV C2 de la série Granulo2 a probablement une porosité différente de celle des formulations de la série Granulo1 à cause du décalage de la classe C2. De plus, l'écart entre les points des formulations IV C2 pour les séries Granulo1 et Granulo2 pourrait n'être que de la variation expérimentale. Selon les observations de Larive [LAR-1998] et Multon [MUL-2003], l'expansion générée par la réaction pour un béton peut varier jusqu'à 40% autour de sa moyenne.

Couplage entre classes granulaires

En ce qui concerne les couplages entre les différentes classes granulaires, les mêmes phénomènes ont pu être observés lors des deux séries d'essais. Lorsque les deux classes de plus fort diamètre (classes C2 et C3) se retrouvent en présence l'une de l'autre, l'allongement obtenu est toujours inférieur à la somme des allongements unitaires des classes concernées, mais toujours supérieur aux allongements correspondant aux classes seules. Pour la série Granulo1, la formulation IV C2C3 montre un allongement à 70 jours de 0,17% qui est bien inférieur à la somme de 0,16% (classe C2 seule) et 0,13% (classe C3 seule). Dans le cas de la série Granulo2, le même phénomène est observé, la formulation IV C2C3 présente un allongement à 172 jours de 0,08% alors que les allongements unitaires sont de 0,06% pour les deux.

Ce phénomène semble conditionné par l'interaction sur la consommation des alcalins entre les différentes classes granulaires réactives : les ions consommés par les granulats réactifs d'une classe granulaire ne sont plus disponibles pour les autres et diminuent d'autant le gonflement correspondant.

Le couplage de n'importe quelle classe avec la classe C1 réactive (fines) entraîne une diminution des gonflements par rapport à la classe seule. Pour la série Granulo1, les

allongements relatifs aux formulations IV C1C2 et IV C1C3 sont respectivement de 0,13% et 0,11% alors que les allongements pour les formulations IV C2 et IV C3 sont de 0,16% et 0,135%. Cela est vérifié pour la série Granulo2, les allongements respectifs des formulations IV C1C2 et IV C1C3 sont de 0,045% alors que les allongements unitaires sont de 0,06%.

Cela est dû à la consommation des alcalins par les fines qui n'entraîne quasiment pas de gonflement et qui réduit la quantité d'ions consommés par les gros granulats. Le gonflement obtenu est alors réduit en conséquence.

Effet de la forme des éprouvettes

Cependant, nous pouvons remarquer que si les phénomènes relatifs à la taille des granulats et au couplage entre les différentes classes granulaires ont été mis à jour lors des deux séries d'essais, les valeurs des allongements relatifs à une formulation donnée ne correspondent pas du tout d'une série d'essais à l'autre. Le tableau suivant (voir Tableau 9) fournit une comparaison des allongements à 70 jours pour trois formulations différentes en fonction de la forme de l'éprouvette (cylindrique ou prismatique) :

Forme des éprouvettes	IV C2	IV C1C2	IV C2C3
Prismatique (Granulo1)	0,16%	0,13%	0,17%
Cylindrique (Granulo2)	0,06%	0,045%	0,077%

Tableau 9 : allongement à 70 jours pour trois formulations différentes en fonction de la forme de l'éprouvette.

Dans les trois cas précédents (comme dans tous les autres non cités ici) l'expansion générée par la réaction alcali-silice pour les éprouvettes prismatiques est environ deux à trois fois plus importante que pour les éprouvettes cylindriques. Ce coefficient de réduction dépend bien évidemment de la forme des éprouvettes, des conditions extérieures et peut être de la formulation (la valeur du coefficient est 2,66 pour IV C2 – 2,88 pour IV C1C2 et 2,2 pour IV C2C3). Les éprouvettes prismatiques fabriquées dans le cadre de la série d'essais Granulo2 nous permettent de souligner ce phénomène (voir Figure 34).

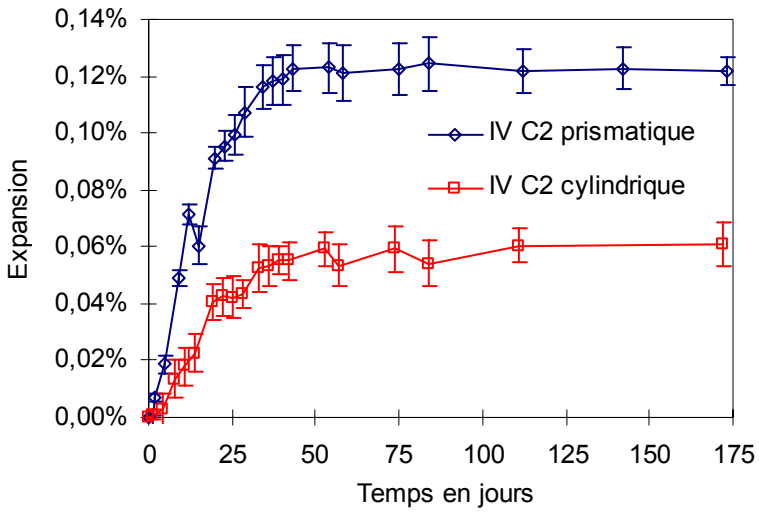

Figure 34 : influence de la forme de l'éprouvette sur l'allongement (série Granulo2).

Les résultats présentés correspondent aux allongements longitudinaux d'éprouvettes composées du même matériau (mortier de formulation IV C2). Ces éprouvettes ont été fabriquées le même jour et conservées dans les mêmes conditions thermiques et hydriques (elles étaient conservées dans la même enceinte climatique). Les seuls paramètres différents sont :

- la forme des éprouvettes, une série est prismatique (4*4*16 cm) l'autre est cylindrique de dimensions plus réduites (diamètre 20mm et hauteur 16cm) ;
- l'axe de mesure est perpendiculaire au sens de coulage pour les éprouvettes prismatiques et parallèle au sens de coulage pour les éprouvettes cylindriques.

Nous pouvons remarquer que les courbes diffèrent grandement tant du point de vue de la cinétique initiale que de l'allongement maximal :

- la cinétique initiale est de l'ordre de 0,0032%/jour pour les éprouvettes cylindriques alors qu'elle est autour de 0,0048%/jour pour les prismatiques ;
- l'allongement maximal observé à 172 jours est de 0,08% pour les éprouvettes cylindriques et de 0,12% pour les prismatiques.

Il y a deux raisons à cette différence. La première est l'anisotropie du gonflement. Ce phénomène a été observé expérimentalement par Larive [LAR-1998] et Multon [MUL-2003] avec les mêmes granulats réactifs que ceux utilisés dans ce travail. L'anisotropie est due à l'orientation privilégiée de la fissuration dans le sens perpendiculaire au coulage. Elle est elle-même engendrée par la poussée plus forte exercée par les produits de la réaction dans cette direction due à la forme aplatie des granulats et la plus faible résistance à la traction dans cette direction. Le coefficient d'anisotropie observé par Larive est autour de 2 [LAR-1998]. Dans notre cas, la mesure de l'allongement est faite dans le sens du gonflement le plus fort pour les éprouvettes prismatiques et le plus faible pour les éprouvettes cylindriques. Cela pourrait expliquer la présence d'un coefficient supérieur à 2 entre les allongements des formulations Granulo1 et Granulo2.

La deuxième raison est la différence sur les évolutions des prises de poids de ces éprouvettes au cours du temps (voir Figure 35).

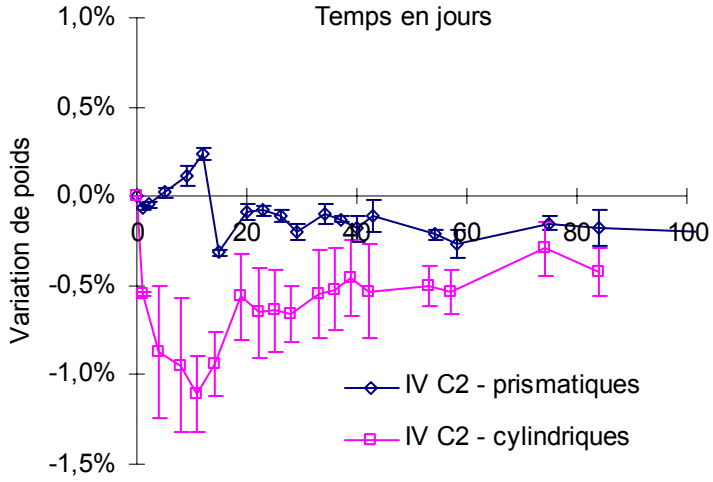

Figure 35 : influence de la forme de l'éprouvette sur sa variation de poids (série Granulo2).

Nous pouvons remarquer que les éprouvettes sèchent. Les pertes de poids sont variables au cours du temps. Par exemple les éprouvettes cylindriques voient leur masse diminuer de 1% en moins d'un mois pour remonter ensuite autour d'une perte de 0,6% à 80 jours (dans la pratique, on s'aperçoit que la perte de masse varie en fonction de la position de l'éprouvette dans l'enceinte, ceci peut expliquer en partie les évolutions de la variation de masse entre deux mesures).

De plus, la perte de masse est plus importante pour les éprouvettes cylindriques que pour les prismatiques. A 50 jours, les pertes de masse sont respectivement 0,2% pour les éprouvettes

prismatiques et 0,6% pour les cylindriques. Cela s'explique par la différence de volume des éprouvettes, les prismatiques présentent une section carrée de 4 centimètres de coté alors que les cylindriques présentent une section circulaire de 2 centimètres de diamètre. Les éprouvettes prismatiques présentent une plus grande épaisseur et ont donc une plus grande inertie hydrique que les cylindriques.

Or, nous savons que la réaction est très sensible à la quantité d'eau disponible (voir paragraphe *Mise en évidence expérimentale de l'influence de l'eau*, page 125). Les éprouvettes prismatiques perdent moins d'eau que les cylindriques, la réaction est alors plus avancée pour les éprouvettes prismatiques que pour les cylindriques. Les éprouvettes prismatiques présentent donc un allongement plus grand que les cylindriques.

Conclusions sur les essais

La campagne expérimentale avait pour but de mettre en évidence l'influence de la granulométrie sur le gonflement généré par la réaction alcali-silice. Pour cela, nous nous sommes basés sur des essais de gonflement libre. La composition du sable utilisé a été réduite à trois classes granulaires distinctes et du sable réactif a été substitué (à volume constant) successivement suivant les trois classes afin de mettre en évidence l'influence de la taille des granulats réactifs sur le gonflement. Ce dernier augmente avec le diamètre médian des granulats. Ce résultat est en contradiction avec les observations faites par Diamond et Thaulow [DIA-1974] et Hobbs et Gutteridge [HOB-1979] sur l'opale. Selon eux, le gonflement augmente lorsque la taille des grains diminue. En revanche, il confirme les observations faites par Sprung [SPR-1975].

L'influence de la distribution granulaire sur le gonflement a été étudiée en mélangeant deux ou trois classes réactives dans la même formulation. Il ressort de ces essais que l'ajout de fines réactives permet de diminuer de façon sensible le gonflement généré par la réaction. Cette constatation rejoint les observations faites par Guédon-Dubied [GUE-2000]. De plus, il apparaît que lorsque deux classes granulaires sont mélangées, le gonflement résultant est inférieur à la somme des gonflements unitaires.

Ces deux phénomènes sont dus à la compétition sur la consommation des alcalins entre les différentes classes granulaires. Les ions consommés par une classe granulaire ne sont plus disponibles pour réagir avec les autres. Il en résulte une chute de l'alcalinité de la solution interstitielle. Le gonflement généré par chaque classe réactive est donc inférieur à celui obtenu lorsqu'elle est seule. Le résultat est la réduction du gonflement engendré par l'ajout de fines et la non-additivité des gonflements lorsque l'on mélange plusieurs classes granulaires.

La compétition sur la consommation des alcalins entre les différentes classes granulaires est un mécanisme qu'il faut impérativement prendre en compte si l'on désire modéliser la réaction alcali-silice. Elle permet en effet de décrire l'influence de la distribution granulaire sur la réaction. De tous les modèles présentés dans l'étude bibliographique, seuls le modèle U.F.O. [UOM-1992] [FUR-1994] et celui présenté par Xi *et al.* [XI-2000] permettent de tenir compte de la présence simultanée de plusieurs classes granulaires dans le béton. En revanche, seul le modèle U.F.O. est capable de décrire cette compétition sur la consommation des alcalins. Cette prise en compte est faite par l'intermédiaire d'un paramètre de calage (voir paragraphe *Modélisations de la réaction*, page 39).

Modélisation de la réaction alcali-silice

Principe de la modélisation

La modélisation que nous allons présenter est une évolution de la version développée par Sellier [SEL-1995] [SEL-1997] (voir paragraphe *Modélisations de la réaction*, page 39). Elle a pour vocation la prédiction de la cinétique et de l'amplitude du gonflement engendré par la réaction alcali-silice pour un matériau donné et la reproduction des effets de couplage entre les différentes classes granulaires.

Afin de satisfaire le dernier objectif, nous nous sommes basés sur la démarche adoptée dans le cadre du modèle U.F.O. [UOM-1992] [FUR-1994] : à savoir l'écriture des équations de transport des ions considérés dans un V.E.R. tout en tenant compte de la baisse des concentrations engendrée par la consommation simultanée de plusieurs granulats réactifs différents.

Une première version du modèle [POY-2000] définie pour un seul granulat réactif gérait toutes les espèces sous forme liquide (c'est à dire les ions Na^+, K^+, Ca^{2+}, H_3O^+, OH^- et $H_2SiO_4^{2-}$) et solide (silice réactive, portlandite, gels sodique et potassique et C-K-S-H). L'utilisation de ce modèle a permis de faire ressortir les éléments les plus importants pour la réaction alcali-silice :

- Les alcalins ;
- Les ions calcium en solution ;
- La silice réactive ;
- La portlandite ;
- Les différents produits de la réaction.

Cette constatation est confirmée par Le Roux *et al.* [LER-1992]. Ce sont ces derniers que nous avons choisi de prendre en compte dans cette modélisation.

Les mécanismes réactionnels locaux retenus sont inspirés de ceux évoqués par Dent-Glasser et Kataoka [DEN-1981], Chatterji [CHA-2000] et Wang et Gillott [WAN-1991]. Les ions (alcalins, ions hydroxyles et calcium) pénètrent dans les granulats réactifs par diffusion. Le réseau siliceux est attaqué par les ions hydroxyles. Les charges négatives engendrées sont équilibrées par les alcalins et les ions calcium pour former des produits silico-alcalins (gels) ou silico-calciques (C-S-H). Ces produits se forment dans une zone de porosité connectée au voisinage des granulats réactifs (auréole de transition [OLL-1995] [SCR-1996]). Lorsque le volume des produits devient plus grand que le volume poreux disponible, la matrice est mise en pression et le béton se met à gonfler. La cause de gonflement retenue est donc la précipitation des produits de la réaction.

Ces mécanismes réactionnels locaux s'accompagnent de la diffusion des ions dans la matrice vers les sites de réaction (c'est à dire les granulats réactifs), la dissolution de la portlandite pour maintenir le niveau d'ions calcium en solution. L'augmentation de porosité liée à la dissolution n'est pas prise en compte.

L'étape limitante est supposée être la diffusion des ions (dans les granulats réactifs et dans la matrice). Tous les autres mécanismes sont alors considérés comme instantanés. Ce modèle ne

prend pas en compte l'influence de l'eau sur la réaction. Ce point est étudié séparément (voir la partie suivante).

Position du problème

Considérons un granulat potentiellement réactif g au sein d'une matrice cimentaire, on note ∂g son contour (voir Figure 36).

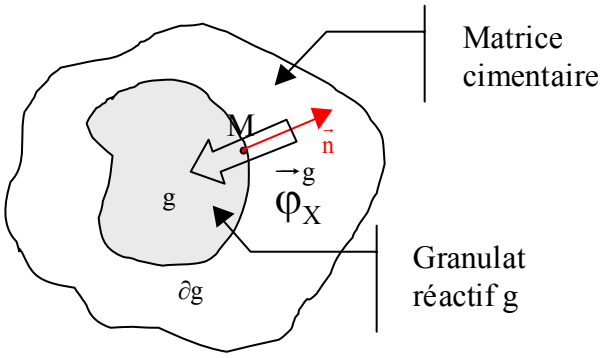

Figure 36 : granulat réactif au sein d'une matrice cimentaire

L'état de dégradation du granulat g est lié au volume de produits formés, c'est à dire à la quantité d'ions (ions hydroxyles, alcalins et ions calcium) ayant pénétré dans le granulat à une date t quelconque. Cette quantité $Q_X^g(t)$ est égale à l'intégrale sur le contour du granulat g du flux pénétrant dans le granulat.

$$Q_X^g(t) = \int_0^t \int_{\partial g} \vec{\varphi}_X^g(M,\tau)\cdot\vec{n}\,dA\,d\tau \tag{2.2}$$

où $\vec{\varphi}_X^g$ est le flux instantané d'espèces X traversant la surface ∂g du granulat g en un point M quelconque (voir équation (2.3)).

$$\vec{\varphi}_X^g(M,t) = -K_X\left(X^+ - X^-\right)\vec{n} \tag{2.3}$$

- X^+ et X^- sont respectivement les concentrations dans la matrice et dans le granulat au voisinage de ∂g ;
- $\vec{n}$ est le vecteur unitaire normal à ∂g sortant au point M considéré ;
- K_X est le coefficient d'échange en alcalins entre le granulat g au point M et l'extérieur du granulat (ce terme est explicité plus loin).

Les concentrations à l'intérieur et à l'extérieur du granulat X^+ et X^- sont solutions de l'équation différentielle locale de conservation de la masse :

$$\frac{\partial}{\partial t}(pSrX) = -div\left[-D_g^X\,\overrightarrow{grad}(X)\right] + S(X) \tag{2.4}$$

- p, Sr et X sont respectivement la porosité, le degré de saturation et la concentration de l'espèce X au point considéré ;
- S(X) est un terme de source volumique.

Le terme de source S(X) correspond à plusieurs origines :

- Dans le granulat il s'agit de la consommation d'ions X par la réaction ;

- Dans la pâte il s'agit de la dissolution, précipitation des espèces solides contenant l'espèce X (par exemple le calcium dans la portlandite).

La connaissance de $Q_X^g(t)$ et donc de $\vec{\varphi}_X^g$ nécessite la détermination de X en tout point du granulat g. Or le milieu est hétérogène, la concentration X est alors un champ aléatoire difficile à déterminer. Pour remédier à ce problème, nous procédons par homogénéisation en posant certaines hypothèses simplificatrices inspirées de la théorie de l'homogénéisation autocohérente.

Hypothèses simplificatrices

Les granulats réactifs sont supposés sphériques isotropes et homogènes. Ils sont de plus répartis uniformément dans le béton. Nous supposons en outre que la réaction est isotrope et qu'elle se produit de façon uniforme sur toute la surface des granulats réactifs.

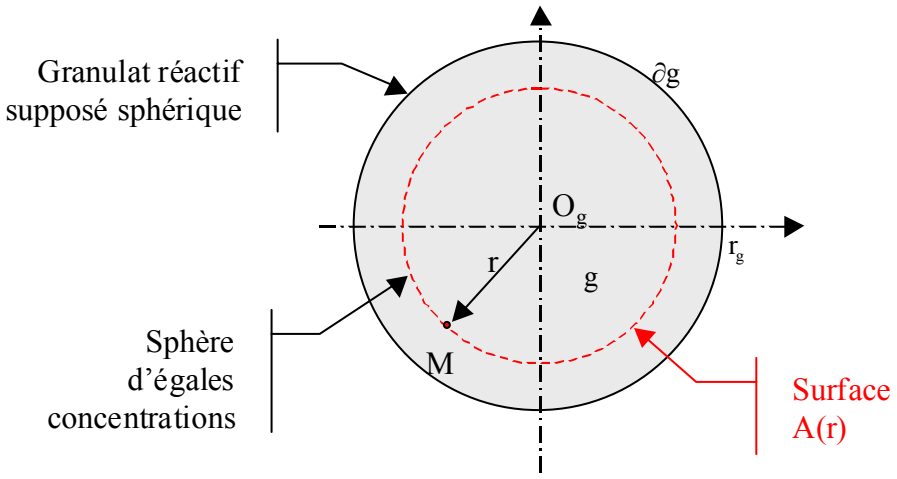

Figure 37: granulat réactif g supposé sphérique

La première conséquence de ces hypothèses est que le problème possède maintenant une symétrie sphérique dans et en dehors des granulats réactifs. Les lieux d'égales concentrations sont donc des sphères concentriques A(r) (voir Figure 37) de centre O_g et de rayon r. Ainsi, il n'est plus nécessaire d'utiliser la concentration locale réelle X, mais la concentration homogénéisée $\overline{X}_g(r)$ à la distance r du centre du granulat g. Elle est définie par la formule suivante :

$$\overline{X}_g(r) = \frac{1}{4\pi r^2} \int_{A(r)} X(M)\,dA \tag{2.5}$$

L'équation locale de conservation de la masse dans le granulat, par le processus d'homogénéisation décrit ci-dessus, devient alors :

$$\int_{A(r)} \frac{\partial}{\partial t}(pSrX)\,dV = -\int_{A(r)} div\left[-D_g^X \overrightarrow{grad}(X)\right]dV + \int_{A(r)} S(X)\,dV \tag{2.6}$$

puis,

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\overline{pSrX_g}\right) = -div\left[-\overline{D}_g^X \overrightarrow{grad}\left(\overline{X}_g\right)\right] + \overline{S}_g(X) \tag{2.7}$$

où $\overline{p}_g$, $\overline{Sr}_g$ et $\overline{X}_g$ sont respectivement la porosité, le degré de saturation et la concentration en espèces X moyens, définis par rapport au granulat g, à la distance r du centre du granulat g. Le

terme $\overline{S}_g(X)$ est la source ou le puits volumique moyen d'espèces X à la distance r du centre du granulat g :

$$\overline{S}_g(X) = \frac{1}{4\pi r^2} \int_{A(r)} S(X) dV \tag{2.8}$$

La deuxième conséquence des hypothèses que nous avons formulées est que nous pouvons nous ramener à l'étude d'un Volume Élémentaire Représentatif (V.E.R.) du matériau réel.

Définition du V.E.R.

V.E.R. pour une seule classe granulaire

Suite aux hypothèses formulées précédemment, le V.E.R. est sphérique. Dans le cas simple où il n'y a qu'une seule classe granulaire réactive, il peut être représenté graphiquement sous la forme d'un granulat réactif sphérique placé au centre d'une sphère de mortier ou de béton (voir Figure 38). Toutes les grandeurs étudiées (concentrations, porosité, degré de saturation, diffusivité…) ne dépendent que du rayon dans le V.E.R.

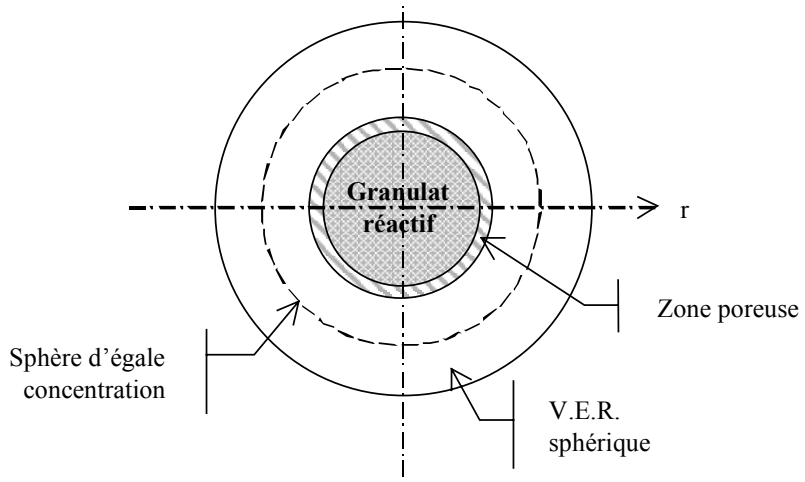

Figure 38 : exemple de V.E.R. pour une seule classe granulaire réactive
(la zone poreuse correspond à l'auréole de transition)

Le rayon du V.E.R. est déterminé par la quantité totale et le rayon médian de granulats réactifs :

$$R_{VER} = \frac{R_i}{\sqrt[3]{\xi_g}} = R_i \sqrt[3]{\frac{\rho_g}{M_g}} \tag{2.9}$$

- R_{VER} et R_i sont respectivement le rayon du V.E.R. et le rayon médian des granulats réactifs de la classe i considérée (le rayon médian est la moyenne arithmétique des rayons minimum et maximum) ;
- ξ_g est la concentration volumique de granulats dans le béton ;
- M_g et ρ_g sont respectivement la masse de granulats par m^3 de béton et leur masse volumique.

Généralisation à n_g classes granulaires réactives

Dans le cas où il y a plusieurs classes granulaires réactives présentes simultanément dans le béton, le V.E.R. n'admet plus de représentation graphique simple. Il peut néanmoins être représenté sous la forme précédente (voir Figure 38) en focalisant sa représentation sur une classe granulaire donnée. Un exemple est présenté pour trois classes granulaires sur la Figure 39. Les trois focalisations représentent le même V.E.R., le milieu homogénéisé comprend alors la pâte de ciment durci et tous les autres granulats réactifs.

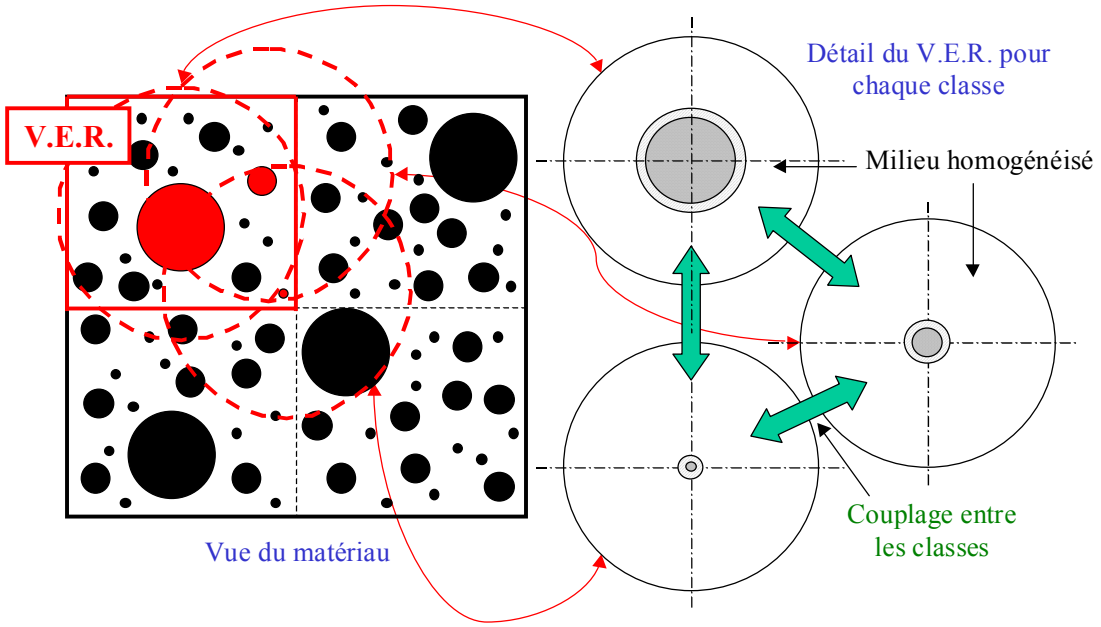

Figure 39 : exemple de V.E.R. pour trois granulats, visualisation des trois focalisations

Le rayon du V.E.R. est le maximum des rayons des V.E.R. élémentaires.

$$R_{VER} = \max\left(R_{VER}^{i}\right) = \max\left(\frac{R_i}{\sqrt[3]{\phi_i \xi_g}}\right) \tag{2.10}$$

- R_{VER} et R_{VER}^{i} sont respectivement les rayons du V.E.R. et des V.E.R. élémentaires pour chaque classe granulaire ;
- R_i est le rayon médian des granulats de la classe i (moyenne arithmétique des rayons minimum et maximum) ;
- ϕ_i est la fraction volumique de la classe i ;
- ξ_g est la concentration volumique de granulats dans le béton qui est calculée à partir de la composition du béton et de la masse volumique des granulats réactifs :

$$\xi_g = \frac{M_g}{\rho_g} \tag{2.11}$$

Le nombre de granulats réactifs sphériques pour chaque classe N_i^g est le suivant :

$$N_i^g = \frac{3\xi_g \phi_i}{4\pi R_i^3} \tag{2.12}$$

Le nombre de granulats réactifs de chaque classe dans le V.E.R. est donc le suivant :

$$n_i^g = \frac{N_i^g}{\min\left(N_i^g\right)} \tag{2.13}$$

Exemple pour la formulation IV C1C3 (voir paragraphe *Principe des essais*, page 58) :

Données	Classe C1	Classe C3
Diamètre minimal (mm)	0,08	2,5
Diamètre maximal (mm)	0,16	3,15
Rayon médian R_i (mm)	0,06	1,41
Concentration en granulats ξ_g	0,645	
Fraction volumique de la classe ϕ_i	25%	25%
Rayon du V.E.R. élémentaire R_{VER}^i (mm)	0,11	2,59
Nombre de granulats par m^3 de béton N_i^g	$1,8\ 10^{11}$	$13,7\ 10^6$
Rayon du V.E.R. global R_{VER} (mm)	2,59	
Nombre de granulats dans le V.E.R. n_i^g	13000	1

Tableau 10 : exemple de détermination des données du V.E.R. pour deux classes granulaires réactives

Développement du problème

Définition des conditions aux limites

Pour un V.E.R. qui comprend n_{cl} classes granulaires réactives différentes, l'équation de diffusion par rapport au granulat i est donc la suivante :

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\overline{p_i Sr_i X_i}\right) = -div\left[-\overline{D}_i^X \overrightarrow{grad}\left(\overline{X}_i\right)\right] + \overline{S}_i\left(X\right) \tag{2.14}$$

Les conditions aux limites dans le V.E.R. sont les suivantes :

- Flux nul au centre du granulat g (en O_g) :

$$\overline{\Phi}_i^X\left(r=0\right)=0 \tag{2.15}$$

- Flux nul au bord du V.E.R. :

$$\overline{\Phi}_i^X\left(r=R_{VER}\right)=0 \tag{2.16}$$

- Continuité du flux de part et d'autre de la frontière ∂g du granulat :

$$\overline{\Phi}_i^X\left(r=R_i^-\right)=\overline{\Phi}_i^X\left(r=R_i^+\right) \tag{2.17}$$

Cette condition s'écrit :

$$\overline{\Phi}_i^X\left(r=R_i\right)=4\pi R_i^2\overline{D}_i^g\left(X\right)\left.\frac{\partial\overline{X}_i}{\partial r}\right|_{\partial g_i^-}=4\pi R_i^2\overline{D}_i^m\left(X\right)\left.\frac{\partial\overline{X}_i}{\partial r}\right|_{\partial g_i^+} \tag{2.18}$$

$$\left.\frac{\partial\overline{X}_i}{\partial r}\right|_{\partial g_i^-}=\frac{\overline{D}_i^m\left(X\right)}{\overline{D}_i^g\left(X\right)}\left.\frac{\partial\overline{X}_i}{\partial r}\right|_{\partial g_i^+} \tag{2.19}$$

- $\overline{D}_i^g\left(X\right)$ et $\overline{D}_i^m\left(X\right)$ sont respectivement les coefficients de diffusion dans le granulat i et dans le mortier entourant le granulat i.

Définition du terme de source

Dans les granulats réactifs

A l'intérieur du granulat réactif i quelconque ($r \le R_i$), le terme de source $\overline{S}_i(X)$ correspond à la baisse de concentration engendrée par la consommation des ions X par la réaction alcali-silice. Tous les ions qui pénètrent dans le granulat sont supposés réagir instantanément avec la silice réactive. Ainsi, tant qu'il reste de la silice réactive, le terme de source est directement relié au flux dans le granulat :

$$\overline{(SiO2)}_i(r) > 0 \quad \Rightarrow \quad \overline{S}_i(X) = \overline{S}_i^{réac}(X) = -div\left[\overline{D}_i^g(X)\frac{\partial \overline{X}_i}{\partial r}(r)\right] \tag{2.20}$$

- R_i est le rayon médian des granulats de la classe i ;
- $\overline{D}_i^g(X)$ est le coefficient de diffusion des ions X dans le granulat i ;

Si localement toute la silice réactive est épuisée, le terme de source est nul. Les ions diffusent alors librement vers l'intérieur du granulat.

En dehors des granulats réactifs

En dehors du granulat réactif i quelconque ($r > R_i$), le terme de source $\overline{S}_i(X)$ correspond à la baisse de concentration engendrée par la consommation des ions X par tous les autres granulats réactifs présents dans le V.E.R (voir paragraphe *Conclusions sur les essais*, page 68). Les ions consommés par les autres granulats ne sont plus disponibles pour pouvoir diffuser et réagir avec le granulat considéré. Notons $\overline{C}_i(X)$ la consommation totale de tous les granulats autres que le granulat considéré. Cette consommation peut se décomposer en deux parties distinctes :

$$\overline{C}_i(X) = \overline{C}_i^{\,i}(X) + \sum_{j \neq i} \overline{C}_i^{\,j}(X) \tag{2.21}$$

Le terme $\overline{C}_i^{\,j}(X)$ représente la consommation des granulats de la classe j. Il est égal à la somme des flux entrant dans tous les granulats :

$$\overline{C}_i^{\,j}(X) = 4\pi R_j^2 n_j^g \left[\overline{D}_j^g(X)\frac{\partial \overline{X}_j}{\partial r}\left(r = R_j\right)\right] \tag{2.22}$$

Le terme $\overline{C}_i^{\,i}(X)$ représente la consommation par les autres granulats de la classe i.

$$\overline{C}_i^{\,i}(X) = 4\pi R_i^2 \left(n_i^g - 1\right)\left[\overline{D}_i^g(X)\frac{\partial \overline{X}_i}{\partial r}\left(r = R_i\right)\right] \tag{2.23}$$

Tous les ions qui ont été consommés ne sont plus libres pour diffuser et réagir avec le granulat étudié. Le terme de source est alors déduit de la consommation par une réduction homogène de la concentration dans le volume de mortier :

$$\overline{S}_i(X) = \overline{S}_i^{coup}(X) = -\frac{1}{V_{VER} - V_i^g}\left[\lambda_i^i(r) C_i^i(X) + \sum_{j \neq i} \lambda_i^j(r) C_i^j(X)\right] \tag{2.24}$$

La fonction $\lambda_i^j(r)$ est une fonction de pondération qui tient compte de la probabilité de présence d'un granulat de la classe j à la distance r du centre du granulat de la classe i. Cette fonction tend vers 0 lorsque l'on se rapproche de la surface du granulat de la classe i. Pour l'instant cette fonction est approchée par un échelon (voir Figure 40).

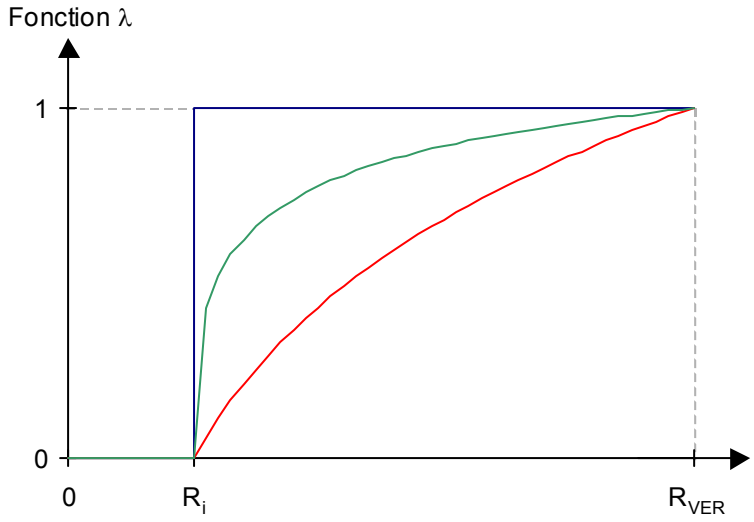

Figure 40 : exemple d'évolutions de la fonction λ(r)

Cette fonction pourrait être déterminée à partir de modèles d'empilement granulaire. Le terme de source est alors la répartition homogène de la consommation $\overline{C}_i(X)$:

$$\overline{S}_i^{coup}(X) = -\frac{4\pi R_i^2\left(n_i^g - 1\right)}{V_{VER} - V_i^g}\overline{D}_i^g(X)\frac{\partial \overline{X}_i}{\partial r}(R_i) - \frac{4\pi}{V_{VER} - V_i^g}\sum_{j\neq i} R_j^2 \overline{D}_j^g(X)\frac{\partial \overline{X}_j}{\partial r}(R_j) \quad (2.25)$$

Application de la méthode

La modélisation que nous venons de présenter est appliquée aux alcalins et aux ions calcium en solution. Les ions Na^+ et K^+ sont supposés avoir le même effet, nous les avons donc regroupés. Ils sont désignés dans tout ce qui suit par la notation Na.

Diffusion des alcalins

Dans les granulats réactifs

L'application directe de la modélisation proposée conduit à l'équation suivante pour décrire le transport des alcalins :

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\overline{p_i Sr_i Na_i}\right) = -div\left[-\overline{D}_i^g(Na)\overrightarrow{grad}(Na)\right] + \overline{S}_i^{réac}(Na) \quad (2.26)$$

Dans le granulat i, tant qu'il reste de la silice réactive, le terme de source correspond à la consommation des alcalins par la réaction alcali-silice :

$$\overline{S}_i^{réac}(Na) = -div\left[\overline{D}_i^g(Na)\frac{\partial \overline{Na}_i}{\partial r}(r)\right] \quad (2.27)$$

Les conditions aux limites sont les suivantes :

- Flux nul au centre du granulat réactif :

$$\overline{\Phi}_i^{Na}(r=0)=0 \quad \Rightarrow \quad \frac{\partial \overline{Na}_i}{\partial r}(r=0)=0 \tag{2.28}$$

- Compatibilité du flux à l'interface granulat/mortier :

$$\overline{D}_i^g(Na)\frac{\partial \overline{Na}_i}{\partial r}(R_i^-)=\overline{D}_i^m(Na)\frac{\partial \overline{Na}_i}{\partial r}(R_i^+) \tag{2.29}$$

Dans le mortier entourant les granulats réactifs

L'équation de transport s'écrit :

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\overline{p_i Sr_i Na_i}\right)=-div\left[-\overline{D}_i^m(Na)\overrightarrow{grad}\left(\overline{Na}_i\right)\right]+\overline{S}_i^{coup}(Na) \tag{2.30}$$

Le terme de source correspond à la consommation des ions par tous les autres granulats réactifs présents dans le V.E.R. :

$$\overline{S}_i^{coup}(Na)=-\frac{4\pi R_i^2\left(n_i^g-1\right)}{V_{VER}-V_i^g}\overline{D}_i^m(Na)\frac{\partial \overline{Na}_i}{\partial r}(R_i)-\frac{4\pi}{V_{VER}-V_i^g}\sum_{j\neq i} n_j^g R_j^2\frac{\partial \overline{Na}_j}{\partial r}(R_j) \tag{2.31}$$

Les conditions aux limites sont les suivantes :

- Flux nul au bord du V.E.R. :

$$\overline{\Phi}_i^{Na}(r=R_{VER})=0 \quad \Rightarrow \quad \frac{\partial \overline{Na}_i}{\partial r}(r=R_{VER})=0 \tag{2.32}$$

- Compatibilité du flux à l'interface granulat/mortier :

$$\overline{D}_i^g(Na)\frac{\partial \overline{Na}_i}{\partial r}(R_i^-)=\overline{D}_i^m(Na)\frac{\partial \overline{Na}_i}{\partial r}(R_i^+) \tag{2.33}$$

Récapitulation du système d'équations

Les équations (2.30) et (2.31) font intervenir la concentration $\overline{\mathrm{Na}_i}$ mais aussi toutes les autres concentrations $\overline{\mathrm{Na}_j}$ pour j≠i. Il est donc nécessaire d'écrire les équations précédentes autant de fois qu'il y a de classes granulaires réactives différentes pour pouvoir connaître les champs de concentration en alcalins $\overline{\mathrm{Na}_i}$ pour toutes les classes granulaires i. Cela conduit au système d'équations de diffusion dans le mortier :

$$\begin{cases}
\dfrac{\partial}{\partial t}\left(\overline{p_1 Sr_1 Na_1}\right)=-div\left[-\overline{D}_1^m(Na)\overrightarrow{grad}\left(\overline{Na}_1\right)\right]+\overline{S}_1^{coup}(Na) \\
\qquad\qquad \vdots \\
\dfrac{\partial}{\partial t}\left(\overline{p_i Sr_i Na_i}\right)=-div\left[-\overline{D}_i^m(Na)\overrightarrow{grad}\left(\overline{Na}_i\right)\right]+\overline{S}_i^{coup}(Na) \\
\qquad\qquad \vdots \\
\dfrac{\partial}{\partial t}\left(\overline{p_{n_{cl}} Sr_{n_{cl}} Na_{n_{cl}}}\right)=-div\left[-\overline{D}_{n_{cl}}^m(Na)\overrightarrow{grad}\left(\overline{Na}_{n_{cl}}\right)\right]+\overline{S}_{n_{cl}}^{coup}(Na)
\end{cases} \tag{2.34}$$

Nous avons donc un système composé de n_{cl} équations différentielles linéaires par rapport aux champs de concentration en alcalins. Toutes ces équations sont couplées entre elles par

l'intermédiaire du terme de source de couplage intergranulaire (voir équation (2.31), il fait intervenir la somme des gradients de concentration à l'interface de tous les granulats réactifs). Ce système est de plus couplé avec celui décrivant le transport des alcalins dans les granulats réactifs (voir équation (2.35)) par l'intermédiaire de la condition de compatibilité du flux à l'interface granulats/mortier (voir équation (2.33)). Le système décrivant le transport des ions à l'intérieur des granulats réactifs est constitué d'équations différentielles linéaires découplées (voir équation (2.35)). Il comporte autant d'équations qu'il y a de classes granulaires différentes (n_{cl} équations). Ces deux systèmes doivent être résolus simultanément.

$$\begin{cases} \dfrac{\partial}{\partial t}\left(\overline{p_1 Sr_1 Na_1}\right) = -div\left[-\overline{D}_1^g(Na)\overrightarrow{grad}\left(\overline{Na}_1\right)\right] + \overline{S}_1^{réac}(Na) \\ \qquad\qquad \vdots \\ \dfrac{\partial}{\partial t}\left(\overline{p_i Sr_i Na_i}\right) = -div\left[-\overline{D}_i^g(Na)\overrightarrow{grad}\left(\overline{Na}_i\right)\right] + \overline{S}_i^{réac}(Na) \\ \qquad\qquad \vdots \\ \dfrac{\partial}{\partial t}\left(\overline{p_{n_{cl}} Sr_{n_{cl}} Na_{n_{cl}}}\right) = -div\left[-\overline{D}_{n_{cl}}^g(Na)\overrightarrow{grad}\left(\overline{Na}_{n_{cl}}\right)\right] + \overline{S}_{n_{cl}}^{réac}(Na) \end{cases} \tag{2.35}$$

Diffusion des ions calcium en solution

Dans les granulats réactifs

L'application directe de la modélisation proposée conduit à l'équation suivante pour décrire le transport des ions calcium :

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\overline{p_i Sr_i Ca_i}\right) = -div\left[-\overline{D}_i^g(Ca)\overrightarrow{grad}\left(\overline{Ca}_i\right)\right] + \overline{S}_i^{réac}(Ca) \tag{2.36}$$

Dans le granulat i, tant qu'il reste de l a silice réactive, le terme de source correspond à la consommation des ions calcium par la réaction alcali-silice :

$$\overline{S}_i^{réac}(Ca) = -div\left[\overline{D}_i^g(Ca)\frac{\partial \overline{Ca}_i}{\partial r}(r)\right] \tag{2.37}$$

Les conditions aux limites sont les suivantes :

- Flux nul au centre du granulat réactif :

$$\overline{\Phi}_i^{Ca}(r=0) = 0 \quad \Rightarrow \quad \left.\frac{\partial \overline{Ca}_i}{\partial r}\right|_{r=0} = 0 \tag{2.38}$$

- Compatibilité du flux à l'interface granulat/mortier :

$$\left.\overline{D}_i^g(Ca)\frac{\partial \overline{Ca}_i}{\partial r}\right|_{\partial g_i^-} = \left.\overline{D}_i^m(Ca)\frac{\partial \overline{Ca}_i}{\partial r}\right|_{\partial g_i^+} \tag{2.39}$$

Dans le mortier entourant les granulats réactifs

Dans le mortier, on suppose la portlandite en équilibre local instantané avec la solution interstitielle. On peut alors montrer que les champs de concentrations en sodium et en calcium ne peuvent pas évoluer indépendamment les uns des autres [MOR-1988] [SCH-1993]. L'équilibre entre la portlandite et le calcium en solution s'écrit :

$$\left(Ca^{2+}\right)\left(OH^{-}\right)^{2} = 10^{-pK_{CH}} \tag{2.40}$$

Les termes [X] et (X) désignent respectivement la concentration et l'activité de l'espèce X en solution. La condition d'électroneutralité de la solution interstitielle peut être écrite de manière simplifiée en ne tenant compte que des espèces prédominantes (les alcalins Na et K sont regroupés sous la notation Na) :

$$2\left[Ca^{2+}\right]+\left[Na^{+}\right]\approx\left[OH^{-}\right] \tag{2.41}$$

Les activités des ions calcium et des ions hydroxydes sont calculées en utilisant les coefficients de Davies modifiés :

$$\left(Ca^{2+}\right)=\gamma_{Ca}\left[Ca^{2+}\right] \quad \text{et} \quad \left(OH^{-}\right)=\gamma_{OH}\left[OH^{-}\right] \tag{2.42}$$

Ils se calculent à partir de la force ionique de la solution interstitielle comme suit :

$$\log\left(\gamma_{X}\right)=-Az_{X}^{2}\left(\frac{\sqrt{I}}{1+\sqrt{I}}-0{,}2I\right) \tag{2.43}$$

La force ionique I se calcule à partir des concentrations :

$$I=\frac{1}{2}\sum_{X}z_{X}^{2}\left[X\right] \tag{2.44}$$

z_X est la valence de l'ion X, par exemple la valence de l'ion Ca^{2+} est égale à 2. La constante A de la loi de Davies est donnée par la formule suivante :

$$A=\frac{1{,}82\cdot10^{-6}}{\sqrt{\left(\varepsilon T\right)^{3}}} \tag{2.45}$$

- ε est la constante diélectrique de l'eau ε=7,73.10^{-7} ;
- T est la température absolue en K.

La force ionique de la solution peut s'écrire grâce à l'électroneutralité simplifiée (voir équation (2.41)) et en remarquant que la concentration [H_3O^+] est négligeable devant [OH^-] pour un pH élevé :

$$I\approx\frac{1}{2}\left[Na^{+}\right]+2\left[Ca^{2+}\right]+\frac{1}{2}\left[OH^{-}\right]=\left[Na^{+}\right]+3\left[Ca^{2+}\right] \tag{2.46}$$

L'équation déterminant l'équilibre entre les deux phases du calcium en fonction de la concentration en sodium devient quant à elle :

$$\gamma_{OH}^{2}\left(\left[Na^{+}\right]+2\left[Ca^{2+}\right]\right)^{2}\gamma_{Ca}\left[Ca^{2+}\right]=10^{-pK_{CH}} \tag{2.47}$$

Les coefficients d'activité sont égaux à :

$$4\log(\gamma_{OH}) = \log(\gamma_{Ca}) = -4A\left(\frac{\sqrt{[Na^+]+3[Ca^{2+}]}}{1+\sqrt{[Na^+]+3[Ca^{2+}]}} - 0{,}2\sqrt{[Na^+]+3[Ca^{2+}]}\right) \qquad (2.48)$$

Grâce à un calcul itératif, nous avons ainsi pu déterminer la courbe d'équilibre entre les alcalins et les ions calcium dans la solution interstitielle (voir Figure 41). Il est à noter que cet équilibre n'est valable que lorsqu'il y a suffisamment de portlandite. Lorsqu'il n'y a pas d'alcalins dans la solution interstitielle, la concentration en ions calcium est égale à 20 mmol/l, elle chute très rapidement en présence d'alcalins et tend vers 0. La fonction est comparée aux concentrations mesurées par Moragues *et al.* [MOR-1988]. La tendance expérimentale est correctement reproduite, il existe tout de même un léger décalage entre la prédiction et les mesures.

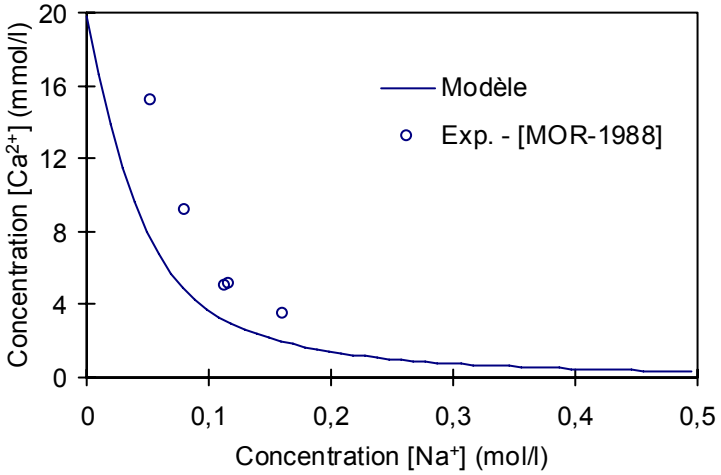

Figure 41 : Equilibre théorique entre le calcium et les alcalins dans la solution interstitielle en présence de portlandite

Cette courbe traduit l'équilibre entre le sodium et le calcium en solution. Elle montre qu'il est impossible de gérer le calcium en solution indépendamment des alcalins en solution tant qu'il reste de la portlandite. Cette dépendance peut aussi s'écrire de manière incrémentale par linéarisation de la fonction d'équilibre représentée sur la Figure 41.

$$\frac{\partial \overline{Ca}_i}{\partial t} = \alpha\left(\overline{Na}_i\right)\frac{\partial \overline{Na}_i}{\partial t} \qquad (2.49)$$

Cette relation n'est valable que si de la portlandite se dissout ou précipite pour maintenir la concentration en calcium définie par le sodium, il est donc nécessaire de prendre en compte dans les équations de transport des ions calcium un terme supplémentaire de source correspondant à la dissolution de la portlandite $\overline{S}_i^{diss}(Ca)$:

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\overline{p_i Sr_i Ca_i}\right) = -div\left[-\overline{D}_i^m \overrightarrow{grad}\left(\overline{Ca}_i\right)\right] + \overline{S}_i^{coup}(Ca) + \overline{S}_i^{diss}(Ca) \qquad (2.50)$$

La quantité d'ions calcium apportée à la solution interstitielle par la dissolution de la portlandite dans le V.E.R. pour le granulat i (à la distance r du centre du granulat) est donc :

$$\overline{S}_i^{diss}(Ca) = \frac{\partial}{\partial t}\left(\overline{p_i Sr_i Ca_i}\right) + div\left[-\overline{D}_i^m \overrightarrow{grad}\left(\overline{Ca}_i\right)\right] - \overline{S}_i^{coup}(Ca) \qquad (2.51)$$

Le nombre de moles total de portlandite dissoute pendant l'intervalle de temps dt est égal à la somme des contributions $\overline{S}_i^{diss}(Ca)$:

$$N_{CH}^{total} = 4\pi \sum_{i=1}^{n_{cl}} \int_{R_i}^{R_{VER}} \overline{p_i Sr_i S_i}^{diss}(Ca) r^2 dr \tag{2.52}$$

- N_{CH}^{total} est le nombre total de moles de portlandite dissoute dans le V.E.R. dans l'intervalle de temps quelconque dt ;
- R_i et R_{VER} sont respectivement les rayons du granulat i et du V.E.R.

Attendu que la réaction de dissolution/précipitation de la portlandite n'a lieu que dans la pâte de ciment entourant tous les granulats réactifs, le nombre de moles dissous pendant un intervalle de temps quelconque dans le V.E.R. N_{CH}^{total} doit être indépendant du granulat étudié :

$$\forall i \in \{1,..,n_{cl}\} \quad N_{CH}^{total} = 4\pi \int_{R_i}^{R_{VER}} \frac{\partial \overline{CH}_i}{\partial t} r^2 dr \tag{2.53}$$

$\overline{CH}_i$ est la variation du nombre de moles moyen de portlandite dans le V.E.R. par rapport au granulat i à la distance r du centre du granulat pendant un intervalle de temps quelconque. Afin de respecter les relations définies par l'équation (2.53), la variation du nombre de moles de portlandite $\overline{CH}_i$ s'écrit :

$$\frac{\partial \overline{CH}_i}{\partial t} = -\overline{p_i Sr_i S_i}^{diss}(Ca) - \frac{4\pi}{V_{VER} - V_i^g} \sum_{j \neq i} \int_{R_i}^{R_{VER}} \overline{p_j Sr_j S_j}^{diss}(Ca) r^2 dr \tag{2.54}$$

- $\overline{CH}_i$ est le nombre de moles de portlandite dans le V.E.R. moyen par rapport au granulat i à la distance r du centre du granulat ;
- V_{VER} et V_i^g sont respectivement les volumes du V.E.R. et du granulat i.

Dans le cas où la portlandite est localement entièrement consommée[4], le terme de source $\overline{S}_i^{diss}(Ca)$ est nul et l'équation qui décrit le transport des ions calcium dans le mortier est la même que pour les alcalins.

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\overline{p_i Sr_i Ca}_i\right) = -div\left[-\overline{D}_i^m(Ca)\overrightarrow{grad}\left(\overline{Ca}_i\right)\right] + \overline{S}_i^{coup}(Ca) \tag{2.55}$$

Récapitulation du système d'équations

Dans les granulats le système d'équations différentielles est le même que pour les alcalins (voir équation (2.35)).

[4] L'augmentation de la porosité engendrée par la dissolution de la portlandite n'est pas prise en compte, la porosité et le coefficient de diffusion sont donc constants.

$$\begin{cases} \dfrac{\partial}{\partial t}\left(\overline{p_1 Sr_1 Ca_1}\right) = -div\left[-\overline{D}_1^m(Ca)\overrightarrow{grad}\left(\overline{Ca}_1\right)\right] + \overline{S}_1^{réac}(Ca) \\ \vdots \\ \dfrac{\partial}{\partial t}\left(\overline{p_i Sr_i Ca_i}\right) = -div\left[-\overline{D}_i^m(Ca)\overrightarrow{grad}\left(\overline{Ca}_i\right)\right] + \overline{S}_i^{réac}(Ca) \\ \vdots \\ \dfrac{\partial}{\partial t}\left(\overline{p_{n_{cl}} Sr_{n_{cl}} Ca_{n_{cl}}}\right) = -div\left[-\overline{D}_{n_{cl}}^m(Ca)\overrightarrow{grad}\left(\overline{Ca}_{n_{cl}}\right)\right] + \overline{S}_{n_{cl}}^{réac}(Ca) \end{cases} \quad (2.56)$$

Dans le mortier entourant les granulats réactifs, les variations de la concentration en ions calcium sont directement imposées par celles des alcalins tant qu'il reste de la portlandite.

$$\overline{CH}_i(r) > 0 \quad \Rightarrow \quad \frac{\partial \overline{Ca}_i}{\partial t} = \alpha\left(\overline{Na}_i\right)\frac{\partial \overline{Na}_i}{\partial t} \quad (2.57)$$

Les variations du nombre de moles de portlandite dans le V.E.R. sont alors :

$$\begin{cases} \dfrac{\partial \overline{CH}_i}{\partial t} = -\overline{p_i Sr_i S_i^{diss}}(Ca) - \dfrac{4\pi}{V_{VER} - V_i^g}\sum_{j \neq i}\int_{R_i}^{R_{VER}} \overline{p_j Sr_j S_j^{diss}}(Ca) r^2 dr \\ \overline{S}_j^{diss}(Ca) = \dfrac{\partial}{\partial t}\left(\overline{p_i Sr_i Ca_i}\right) + div\left[-\overline{D}_i^m(Ca)\overrightarrow{grad}\left(\overline{Ca}_i\right)\right] - \overline{S}_i^{coup}(Ca) \end{cases} \quad (2.58)$$

Si la portlandite est localement épuisée, la concentration en ions calcium n'est plus imposée par les alcalins. Les ions calcium diffusent donc pour compenser les gradients.

$$\overline{CH}_i(r) > 0 \quad \Rightarrow \quad \frac{\partial}{\partial t}\left(\overline{p_i Sr_i Ca_i}\right) = -div\left[-\overline{D}_i^m(Ca)\overrightarrow{grad}\left(\overline{Ca}_i\right)\right] + \overline{S}_i^{coup}(Ca) \quad (2.59)$$

Calcul du gonflement

Détermination des quantités de produits formés

La résolution des systèmes d'équations différentielles linéaire présentées précédemment permet de connaître à chaque instant les flux d'alcalins $\overline{\Phi}_i^{Na}(t)$ et d'ions calcium $\overline{\Phi}_i^{Ca}(t)$ entrant dans les granulats de chaque classe présents dans le V.E.R.

$$\forall i \in \{1,..,n_{cl}\} \quad \begin{cases} \overline{\Phi}_i^{Na}(t) = -4\pi R_i^2 \overline{D}_i^g(Na)\dfrac{\partial \overline{Na}_i}{\partial r}(r = R_i) \\ \overline{\Phi}_i^{Ca}(t) = -4\pi R_i^2 \overline{D}_i^g(Ca)\dfrac{\partial \overline{Ca}_i}{\partial r}(r = R_i) \end{cases} \quad (2.60)$$

Pour pouvoir déterminer les quantités de produits formés, nous supposons que tous les ions (alcalins et ions calcium) qui pénètrent dans un granulat réactif sont consommés dès qu'ils rencontrent de la silice réactive. La réaction est supposée instantanée (le mécanisme limitant est supposée être la diffusion des ions).

De plus, nous supposons que les alcalins et les ions calcium réagissent séparément pour former des produits différents au prorata de leurs concentrations respectives. Les alcalins forment un gel silico-alcalin tandis que les ions calcium forment un produit silico-calcique de

type C- S-H. En réalité, il ne se forme qu'un seul produit qui est la réunion des deux produits élémentaires.

Nous supposons qu'il faut deux moles d'alcalins pour couper les liaisons du réseau siliceux et libérer une mole de silice réactive pour former une mole de gel silico-alcalin. Le rapport Na/Si du gel est donc égal à 2. En ce qui concerne le C-S-H, le rapport Ca/Si est fixé à 1 (voir le chapitre Etude bibliographique). Ces hypothèses nous permettent de calculer l'évolution du nombre de moles de produits formés en fonction du temps pour les granulats de chaque classe.

$$\forall i \in \{1,..,n_{cl}\} \quad \begin{cases} N_i^{Na}(t) = \dfrac{1}{2} n_i^g \displaystyle\int_0^t \overline{\Phi}_i^{Ca}(\tau) d\tau \\ N_i^{Ca}(t) = n_i^g \displaystyle\int_0^t \overline{\Phi}_i^{Ca}(\tau) d\tau \end{cases} \tag{2.61}$$

Le volume des produits formés pour chaque classe granulaire est calculé à partir du volume molaire $V_{mol}^{gel} = 21,5\ cm^3/mol$ déterminé expérimentalement par Lombardi *et al.* [LOM-2000].

$$\forall i \in \{1,..,n_{cl}\} \quad \begin{cases} V_i^{Na}(t) = N_i^{Na}(t) V_{mol}^{gel} \\ V_i^{Ca}(t) = N_i^{Ca}(t) V_{mol}^{gel} \end{cases} \tag{2.62}$$

le volume total de produits formés par les granulats de la classe i est alors :

$$V_i^g(t) = V_i^{Na}(t) + V_i^{Ca}(t) \tag{2.63}$$

Calcul du gonflement

Les produits de réaction se forment dans la porosité accessible connectée au site réactif. Lorsque le volume de produit devient supérieur au volume poreux disponible, il y a mise en pression de la matrice :

$$P_i^g(t) = K_i^g (1-D) \left\langle V_i^g - V_i^p \right\rangle^+ \tag{2.64}$$

- V_i^g est le volume de précipités formés par les granulats de la classe i ;
- V_i^p est le volume poreux disponible pour les précipités au voisinage des granulats i ;
- K_i^g est le coefficient de compressibilité des produits formés ;
- P_i^g est la pression (contrainte) générée par les précipités sur la matrice ;
- D est l'endommagement mécanique du matériau composant le V.E.R. ;
- la fonction $F(X) = \langle X \rangle^+$ donne la partie positive de X.

En supposant que le volume poreux accessible pour les précipités est déterminé par l'auréole de transition (zone de plus grande porosité due à l'excès d'eau, voir [OLL-1995] et [SCR-1996]) entourant les granulats et que cette zone a une épaisseur quelle que soit le diamètre des granulats, il vient :

$$V_i^p = S_i^g l_c p_m = 4\pi R_i^2 l_c p_m \tag{2.65}$$

- R_i et S_i^g sont respectivement le rayon et la surface extérieure du granulat i ;
- l_c est la distance sur laquelle le gel peut migrer dans la porosité connectée au voisinage du granulat ;
- p_m est la porosité moyenne du mortier.

L'incrément d'énergie développée par la création des produits pour une classe granulaire quelconque i est :

$$dE_i = d\left(P_i^g V_i^g\right) = K_i^g (1-D) d\left[V_i^g \left\langle V_i^g - V_i^p \right\rangle^+\right] \tag{2.66}$$

Si nous supposons de plus que toute l'énergie dépensée par la précipitation entraîne la fissuration de la matrice, l'incrément total d'énergie dans le V.E.R. est égal à :

$$dE_T = dE_{fissur} = \sum_i dE_i = -g_f dDV_{VER} \tag{2.67}$$

- g_f est l'énergie volumique de fissuration du mortier ;
- V_{VER} est le volume du V.E.R.

Il découle de la formule (2.67) une équation différentielle du premier ordre reliant l'endommagement au volume de produits formés :

$$\frac{dD}{1-D} = \sum_i \frac{K_i^g}{g_f V_{VER}} d\left[V_i^g \left\langle V_i^g - V_i^p \right\rangle^+\right] \tag{2.68}$$

La résolution de cette équation nous donne l'évolution de l'endommagement en fonction du volume de produits formés :

$$D(t) = 1 - \exp\left[-\sum_{i=1}^{n_{cl}} k_i^g V_i^g \left\langle V_i^g - V_i^p \right\rangle^+\right] \tag{2.69}$$

Dans l'équation précédente, les coefficients k_g^i correspondent à :

$$k_i^g = \frac{K_i^g}{g_f V_{VER}} \tag{2.70}$$

La déformation totale du mortier (tenant compte de l'effet de toutes les classes granulaires) est alors donné par la relation empirique suivante :

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0^{ras} \frac{D}{1-D}(t) \tag{2.71}$$

Le coefficient ε_0^{ras} est une constante égale à 0,3% pour les matériaux à matrice cimentaire (voir [SEL-1997]).

Application concrète de la modélisation

La mise en œuvre numérique du modèle est présentée dans les annexes (voir la numérisation du modèle en annexe). Une application de la modélisation proposée a été effectuée, elle correspond à la formulation IV C3 (voir paragraphe *Mise en évidence de l'influence de la granulométrie*, page 58) des essais ayant pour but de mettre en évidence l'influence de la

granulométrie. La comparaison entre les allongements expérimental et simulé est présentée sur la Figure 42.

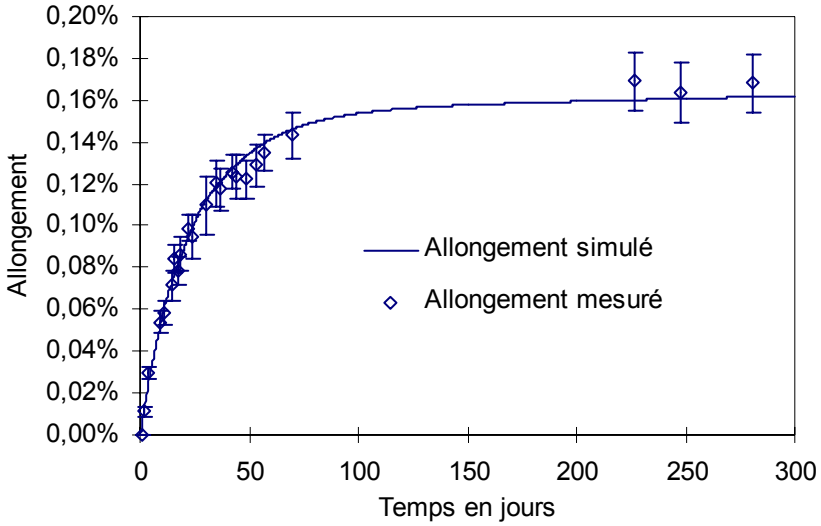

Figure 42 : comparaison entre les allongements réel et simulé

L'allongement expérimental est correctement reproduit. Les valeurs des paramètres utilisés pour la simulation de la formulation IV C3 sont les suivants :

Paramètre	**Description**	**Valeur**	**Unité**
R_{VER}	Rayon du V.E.R.	2,59	mm
R_i	Rayon du granulat réactif	1,4125	mm
p_{SIO}	Pourcentage de silice réactive dans les granulats	5,2%	-
Sr	Degré de saturation dans le V.E.R.	1	-
p_g	Porosité dans le granulat	1%	-
p_m	Porosité dans le mortier	17%	-
$D^g(Na)$	Diffusion des alcalins dans le granulat	$5\ 10^{-12}$	m^2/s
$D^g(Ca)$	Diffusion des ions calcium dans le granulat	$4\ 10^{-13}$	m^2/s
$D^m(Na)$	Diffusion des alcalins dans le mortier	$5\ 10^{-12}$	m^2/s
$D^m(Ca)$	Diffusion des ions calcium dans le mortier	$4\ 10^{-13}$	m^2/s
l_c	Longueur de porosité connectée	0	µm
k^g	Coefficient d'endommagement	$8,5\ 10^{12}$	dm^{-6}

Tableau 11 : paramètres utilisés pour la simulation de la formulation IV C3

La modélisation nous permet d'avoir accès à la quantité de chacun des produits concernés par la réaction à chaque instant. Par exemple, la Figure 43 nous présente la quantité initiale de portlandite (en nombre de moles par litre dans le V.E.R.) en fonction du rayon dans le V.E.R. La portlandite est supposée représenter 20% du volume total du V.E.R. et être répartie de façon homogène.

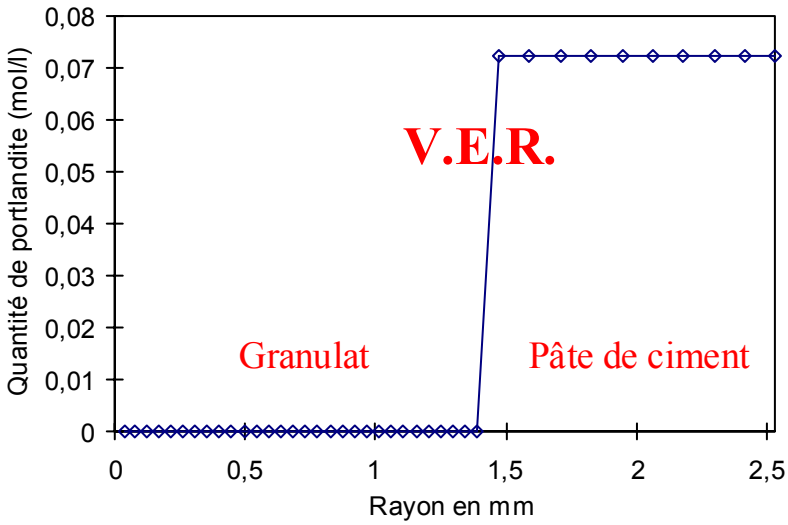

Figure 43 : évolution de la quantité de portlandite initiale dans le V.E.R

Le point origine du graphique correspond au centre du V.E.R. (sphérique) et du granulat réactif (supposé sphérique) placé en son centre. Les abscisses r=1,4125 mm et r=2,59 mm correspondent respectivement au rayon du granulat réactif (rayon R_i) et au rayon du V.E.R. (rayon R_{VER}). De l'origine à R_i, la quantité de portlandite est nulle car il n'y a pas d'hydrate dans le granulat. Entre R_i et R_{VER} elle est constante et égale à 0,072 mol/l en fonction du rayon jusqu'à R_{VER}.

La variation du nombre de moles de portlandite dans le V.E.R. entre les instants initial et final est présenté sur la graphique suivant. Nous pouvons noter que la dissolution de la portlandite n'a entraîné que peu de changement dans le nombre de moles. La variation après 300 jours est de $1{,}39\ 10^{-7}$ moles. Cela représente une variation de 3% par rapport au nombre de moles initial. Cette variation se répartit pour une petite partie sur l'ensemble de la pâte de ciment, la plus grosse partie est concentrée dans le premier élément au contact du granulat.

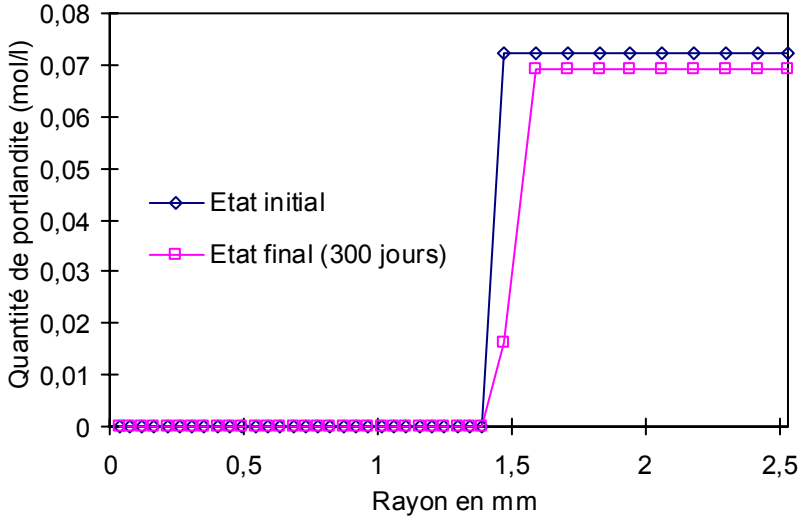

Figure 44 : variation de la quantité de portlandite entre les instants initial et final

La baisse du nombre de moles dans le premier élément correspond à la dissolution de la portlandite pour maintenir la concentration en ions calcium en solution en rapport avec la concentration en alcalins tout en tenant compte de la diffusion des ions calcium dans le granulat. La faible diminution dans les autres éléments ne correspond quant à elle qu'au maintien de la concentration en ions calcium en solution.

La dissolution de la portlandite est un phénomène qui n'a pas d'influence à court terme. En effet, tant qu'il reste de la portlandite dans le premier élément de la pâte de ciment jouxtant le granulat, l'approvisionnement en ions calcium est assuré. Mais, si la portlandite vient à manquer dans cet élément, la concentration en ions calcium ne peut plus être maintenue. Un déséquilibre apparaît alors qui doit être compensé par la dissolution de la portlandite dans l'élément voisin et la diffusion des ions calcium ainsi libérés. Ce phénomène ne peut se produire qu'à long terme lorsque la réaction a consommé suffisamment d'ions calcium.

Ainsi, dans le but de simplifier la modélisation et d'augmenter la rapidité des simulations numériques, nous avons développé une version simplifiée de la modélisation présentée précédemment en tenant compte du phénomène observé à propos de la portlandite.

Détail de la modélisation

Pour développer cette modélisation simplifiée nous avons supposé que la portlandite est toujours en excès en tout point de la pâte de ciment. Cette hypothèse est toujours vérifiée à court terme (grâce à la grande quantité de portlandite contenue dans les bétons). Cependant elle devient de plus en plus fausse au cours du temps.

Ainsi dans le mortier, la concentration en ions calcium en solution est toujours maintenue au niveau imposé par la concentration en alcalins (voir Figure 41). Dans le granulat, elle est déterminée par la diffusion et la consommation par la réaction. La concentration en alcalins est, quant à elle, entièrement déterminée par la diffusion (dans la pâte de ciment et le granulat) et la consommation par la réaction dans le granulat.

Les deux systèmes d'équations à résoudre dans un granulat quelconque i concernent donc la diffusion et la consommation des alcalins et ions calcium. Les systèmes d'équations correspondants sont définis comme suit :

$$\begin{cases} \forall i \in \{1,..,n_{cl}\} \\ \forall r \in [R_i ; R_{VER}] \end{cases} \quad \begin{cases} \dfrac{\partial}{\partial t}\left(\overline{p_i Sr_i Na_i}\right) = -div\left[-D_i^g(Na)\overrightarrow{grad}\left(\overline{Na_i}\right)\right] + \overline{S}_i^{réac}(Na) \\ \dfrac{\partial}{\partial t}\left(\overline{p_i Sr_i Ca_i}\right) = -div\left[-D_i^g(Ca)\overrightarrow{grad}\left(\overline{Ca_i}\right)\right] + \overline{S}_i^{réac}(Ca) \end{cases} \tag{2.72}$$

Les termes de source correspondent à la consommation des ions par la réaction :

$$\begin{cases} \overline{S}_i^{réac}(Na) = div\left[-\overline{D}_i^g(Na)\dfrac{\partial \overline{Na}_i}{\partial r}(r)\right] \\ \overline{S}_i^{réac}(Ca) = div\left[-\overline{D}_i^g(Ca)\dfrac{\partial \overline{Ca}_i}{\partial r}(r)\right] \end{cases} \tag{2.73}$$

Les flux au centre du granulat sont nuls :

$$\frac{\partial \overline{Na}_i}{\partial r}(r=0) = \frac{\partial \overline{Ca}_i}{\partial r}(r=0) = 0 \tag{2.74}$$

Les conditions de compatibilité des flux à l'interface granulat/mortier s'écrivent :

$$\begin{cases} \overline{D}_i^g(Na)\dfrac{\partial \overline{Na}_i}{\partial r}\left(R_i^-\right) = \overline{D}_i^m(Na)\dfrac{\partial \overline{Na}_i}{\partial r}\left(R_i^+\right) \\ \overline{D}_i^g(Ca)\dfrac{\partial \overline{Ca}_i}{\partial r}\left(R_i^-\right) = \overline{D}_i^m(Ca)\dfrac{\partial \overline{Ca}_i}{\partial r}\left(R_i^+\right) \end{cases} \tag{2.75}$$

Dans le mortier entourant les granulats réactifs, les champs de concentration en alcalins $\overline{\mathrm{Na_i}}$ sont déterminés par la diffusion et le couplage entre les différentes classes granulaires sur la consommation. Les champs de concentration en ions calcium $\overline{\mathrm{Ca_i}}$ sont imposés par les champs $\overline{\mathrm{Na_i}}$ au moyen de la relation (2.49). Les variations des champs de nombre de moles de portlandite ne sont, quant à elles, plus gérées.

Le système d'équations décrivant le transport des alcalins dans le mortier est le suivant :

$$\begin{cases} \forall i \in \{1,..,n_{cl}\} \\ \forall r \in [R_i ; R_{VER}] \end{cases} \qquad \frac{\partial}{\partial t}\left(\overline{p_i Sr_i Na_i}\right) = -div\left[-\overline{D}_i^m \overrightarrow{grad}\left(\overline{Na}_i\right)\right] + \overline{S}_i^{coup}(Na) \qquad (2.76)$$

Le terme de source correspond à la consommation simultanée des alcalins par tous les granulats réactifs présents dans le V.E.R. :

$$\overline{S}_i^{coup}(Na) = -\frac{4\pi R_i^2\left(n_i^g - 1\right)}{V_{VER} - V_i^g}\overline{D}_i^m(Na)\frac{\partial \overline{Na}_i}{\partial r}(R_i) - \frac{4\pi}{V_{VER} - V_i^g}\sum_{j\neq i} n_j^g R_j^2 \overline{D}_j^m(Na)\frac{\partial \overline{Na}_j}{\partial r}(R_j) \quad (2.77)$$

Les conditions aux limites sont la continuité du flux aux interfaces granulats/mortier et l'absence de flux sur le bord du V.E.R. :

$$\overline{D}_i^m(Na)\frac{\partial \overline{Na}_i}{\partial r}(r = R_{VER}) = 0 \qquad (2.78)$$

Les champs de concentration en ions calcium $\overline{\mathrm{Ca_i}}(\mathrm{r,t})$ sont imposés par la concentration en alcalins :

$$\forall i \in \{1...n_{cl}\} \quad \forall r \in [R_i ; R_{VER}] \quad \frac{\partial \overline{Ca}_i}{\partial t} = \alpha\left(\overline{Na}_i\right)\frac{\partial \overline{Na}_i}{\partial t} \qquad (2.79)$$

Le calcul des quantités de produits formés et du gonflement induit par la réaction alcali-silice se fait de la même façon que celle présentée précédemment (voir paragraphe *Calcul du gonflement*, page 83).

Résultats obtenus

Les résultats présentés ci-dessous correspondent à la modélisation des essais sur éprouvettes prismatiques visant à mettre en évidence l'influence de la granulométrie sur la réaction alcali-silice (voir paragraphe Programme expérimental, page 60), et plus particulièrement sur la formulation faisant intervenir la plus grosse classe granulaire (formulation IV C3).

La Figure 45 nous présente le résultat de la simulation numérique en terme d'allongement correspondant à la formulation IV C3 comparé à l'allongement mesuré. Nous pouvons noter que la correspondance est correcte. Les paramètres utilisés pour cette simulation sont les mêmes que ceux présentés dans le Tableau 11. Le calage des paramètres a pu être effectué grâce à une étude paramétrique préalable (voir paragraphe Etude paramétrique du modèle simplifié, page 94).

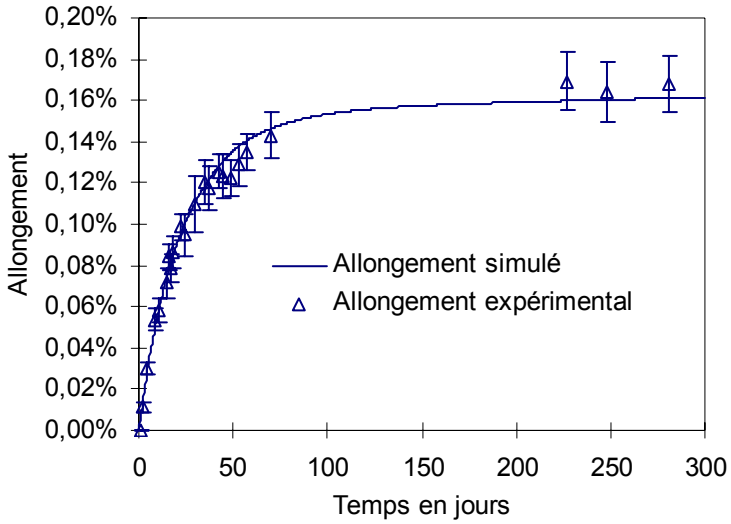

Figure 45 : comparaison entre les allongements simulé et expérimental

La cinétique de la réaction est pilotée par la pénétration des ions (alcalins et ions calcium dans le granulat). La Figure 46 présente l'évolution de la concentration en alcalins dans le V.E.R. au cours du temps. La concentration initiale est égale en tout point de la pâte de ciment à 2 mol/l. La concentration initiale dans le granulat est nulle.

Après un jour de simulation nous voyons déjà apparaître un profil caractéristique de la diffusion dans la pâte de ciment, alors que la concentration dans le granulat reste nulle. Tous les alcalins qui ont pénétrés dans le granulat ont été consommés immédiatement pour former des précipités silico-calco-alcalins. Cette consommation entraîne la baisse de la concentration moyenne dans le V.E.R.

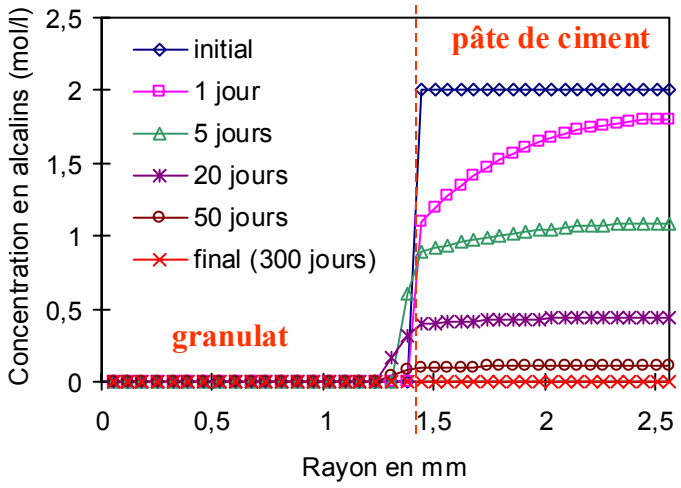

Figure 46 : évolution de la concentration en alcalins dans le V.E.R. au cours du temps

Après cinq jours, la concentration dans le granulat devient non nulle dans le premier élément maillant du granulat. Cela signifie que les ions qui pénètrent dans cet élément du granulat ne sont plus consommés. Ils se trouvent ainsi libres de diffuser plus loin dans le granulat (dans l'élément voisin). Après 20 jours de simulation, la concentration en alcalins devient aussi non nulle dans le deuxième élément maillant le granulat. Il y a en quelque sorte progression d'un front de réaction dans le granulat au cours du temps. La vitesse de propagation de ce front dépend notamment de la concentration initiale en alcalins et des propriétés de transport dans le mortier et dans le granulat (coefficients de diffusion pour les alcalins et les ions calcium,

porosité et degré de saturation). Cela se produit tant qu'il reste des réactifs : de la silice réactive dans le granulat et des ions (alcalins ou ions calcium en solution).

L'évolution de la concentration en ions calcium en solution dans le V.E.R. au cours du temps est présentée sur la Figure 47. La concentration initiale est imposée par la condition d'équilibre entre les alcalins et les ions calcium en solution, elle est égale à $5{,}25.10^{-5}$ mol/l. De la même façon que pour les alcalins, il n'y a pas d'ions calcium dans le granulat au début de la simulation.

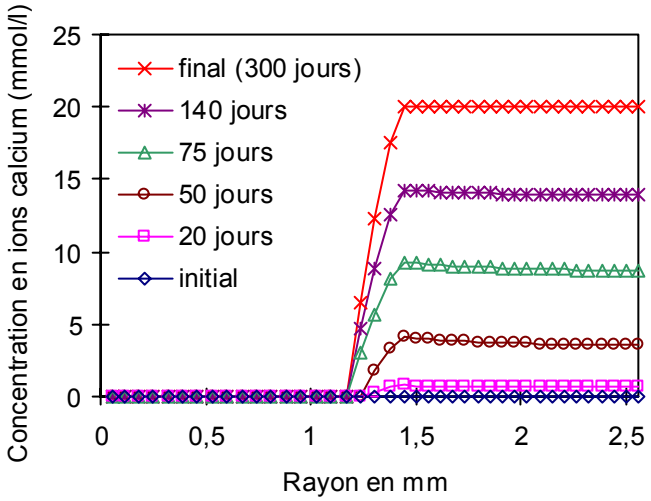

Figure 47 : évolution de la concentration en ions calcium en solution dans le V.E.R. au cours du temps

Au cours du temps, la concentration moyenne en ions calcium augmente. Elle est de l'ordre de 4 mmol/l après 50 jours de simulation, 10 mmol/l après 75 jours, 14 mmol/l après 140 jours, elle atteint la valeur finale de 20 mmol/l lorsque la concentration en alcalins est nulle. Cette augmentation est due à l'existence d'un équilibre chimique dans la solution interstitielle (voir paragraphe *Diffusion des ions calcium en solution*, page 78).

La Figure 48 présente l'évolution de la quantité de silice réactive dans le V.E.R. au cours du temps. La silice est répartie de façon homogène dans le granulat. Les ions (alcalins et calcium) pénètrent dans le granulat et réagissent avec la silice pour former des précipités silico-calco-alcalins. Ainsi, au cours du temps la silice réactive est consommée. Après 10 jours de simulation toute la silice contenue dans le premier élément du granulat ainsi que la plus grande partie du deuxième élément ont été consommées.

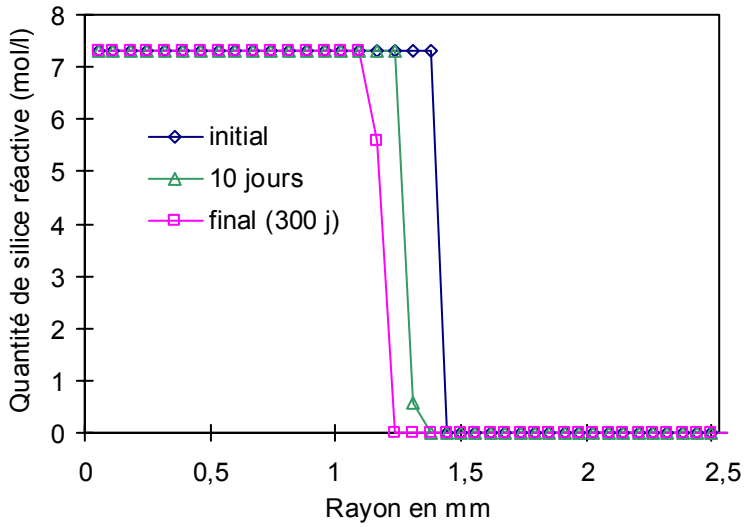

Figure 48 : évolution de la quantité de silice réactive dans le granulat au cours du temps

Après 10 jours, le front de réaction a progressé d'environ 0,1 mm à l'intérieur du granulat (cela correspond au deuxième élément), alors qu'après 300 jours la profondeur attaquée est de l'ordre de 0,25 mm (cela correspond au quatrième élément). La silice réactive n'est pas consommée en totalité, cela nous montre que la réaction s'arrête dans ce cas par manque d'ions.

De plus, la cinétique de progression du front de dégradation (et donc l'allongement) n'est pas constante (0,1 mm en 10 jours, puis 0,15 sur les 290 jours restants). Cela est dû d'une part au gradient de concentration des alcalins qui diminue au cours du temps à cause de leur consommation par la réaction, et d'autre part par la configuration physique du granulat. En effet, plus il faut aller chercher la silice réactive loin dans le granulat et plus cela prend du temps car la distance est plus longue.

Tous les ions qui pénètrent à l'intérieur du granulat réagissent immédiatement avec la silice réactive (s'il en reste) pour former des précipités silico-calco-alcalins. Numériquement, il existe deux produits différents de stœchiométrie fixée :

- un gel silico-alcalin $\left[\left(H_2SiO_4^{2-}\right)\left(Na^+\right)_2\left(H_2O\right)_n\right]$ comprenant deux moles d'alcalins pour une mole de silice ;
- un 'C-S-H' $\left[\left(H_2SiO_4^{2-}\right)\left(Ca^{2+}\right)\left(H_2O\right)_m\right]$ comprenant une mole d'ions calcium pour une mole de silice.

La Figure 49 présente les nombres de moles de gel et de C-S-H en fonction du rayon dans le V.E.R. à la fin de la simulation (300 jours). Le gel se forme le premier, en effet le pic correspondant à la formation du gel est le plus proche de la surface du granulat. De plus pendant les 300 jours, il se forme beaucoup plus de gel que de C-S-H (environ 30 fois plus).

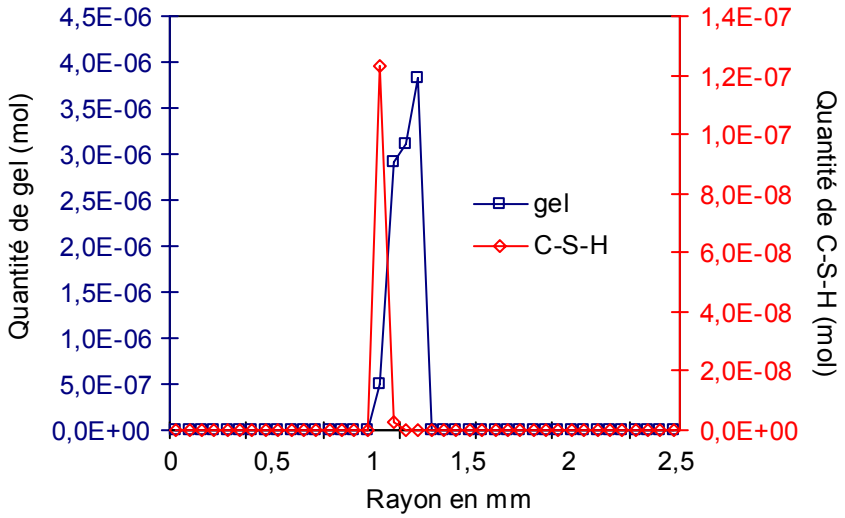

Figure 49 : quantités de gel et de C-S-H formées par la réaction

Cela est confirmé par la Figure 50 qui présente la progression du nombre de moles de gel et de C-S-H formés au cours du temps. Les deux courbes ont des allures complètement différentes. Il se forme beaucoup de gel très rapidement, le niveau maximal du nombre de moles de gel est quasiment atteint en moins de 100 jours et la pente initiale est très grande. La formation du C-S-H présente une cinétique initiale très faible, cette dernière augmente lentement pour atteindre une valeur constante. Le régime permanent est atteint aux alentours de 100 jours. A partir de cette date, la formation du C-S-H se fait à vitesse constante.

Ce phénomène s'explique par le fait que les alcalins diffusent très rapidement dans le granulat à cause du gradient élevé (2 mol/l initialement). La concentration moyenne en alcalins diminue et celle en ions calcium augmente. Ainsi, la formation du gel ralentit et celle du C-S-H s'accélère. Lorsque la plus grande partie des alcalins est consommée, la concentration en ions calcium atteint son maximum (20 mmol/l), le gradient de concentration en ions calcium est alors maximal. Cela correspond à la partie linéaire de la courbe.

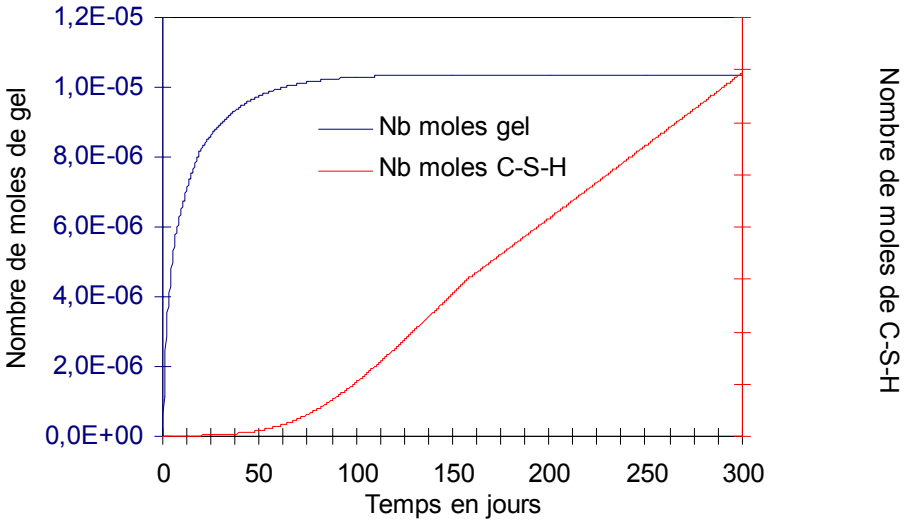

Figure 50 : formation du gel et de C-S-H au cours du temps

La stœchiométrie globale du produit formé (gel et C-S-H) dépend des quantités de gel et de C-S-H créées. Le produit global formé (Figure 50) contient de plus en plus de calcium au

cours du temps. Cela est dû au fait que lorsque les alcalins sont épuisés, la réaction consomme les ions calcium en solution.

Etude paramétrique du modèle simplifié

Cette partie a pour vocation de mettre en évidence l'influence des paramètres clés du modèle simplifié afin d'une part de clarifier son fonctionnement et d'autre part de faciliter son utilisation et notamment en ce qui concerne la détermination de la valeur des paramètres.

Pour ce faire, nous avons utilisé un exemple unique tout au long de ce chapitre. Il s'agit des éprouvettes prismatiques de la formulation IV C3 de la campagne expérimentale concernant l'influence de la granulométrie (faisant intervenir seulement la plus grosse classe granulaire réactive). Les paramètres utilisés pour ces simulations sont (sauf mention contraire) :

Paramètre	Description	Valeur	Unité
R_{VER}	Rayon du V.E.R.	2,59	mm
R_i	Rayon du granulat réactif	1,4125	mm
p_{SIO}	Pourcentage de silice réactive dans les granulats	5,2%	-
Sr	Degré de saturation dans le V.E.R.	1	-
p_g	Porosité dans le granulat	1%	-
p_m	Porosité dans le mortier	17%	-
$D^g(Na)$	Diffusion des alcalins dans le granulat	$5\ 10^{-12}$	m^2/s
$D^g(Ca)$	Diffusion des ions calcium dans le granulat	$4\ 10^{-13}$	m^2/s
$D^m(Na)$	Diffusion des alcalins dans le mortier	$5\ 10^{-12}$	m^2/s
$D^m(Ca)$	Diffusion des ions calcium dans le mortier	$4\ 10^{-13}$	m^2/s
k^g	Coefficient d'endommagement	$8,5\ 10^{12}$	dm^{-6}
l_c	Longueur de porosité connectée	0	µm

Tableau 12 : paramètres utilisés pour la simulation de la formulation IV C3

Influence de la diffusion

Diffusion des alcalins dans les granulats

Pour mettre en évidence l'influence de la diffusion des alcalins dans le granulat, nous avons mis à zéro le coefficient de diffusion correspondant aux ions calcium (son influence est étudiée dans le paragraphe *Diffusion des ions calcium en solution*, page 96), et nous avons fait varier la valeur du coefficient de diffusion réel dans le granulat entre 10^{-14} et $5\ 10^{-13}$ m²/s. Le coefficient de diffusion réel dans un granulat réactif i quelconque (la définition dans le mortier est la même) correspond au produit de la porosité, du degré de saturation et du coefficient de diffusion des alcalins dans les granulats réactifs :

$$\overline{D}_i^g(Na) = \overline{p}_i \overline{Sr}_i \overline{D}^g(Na) \tag{2.80}$$

La Figure 51 nous présente l'influence de la variation du coefficient $\overline{D}_i^g(Na)$ sur la réponse du modèle en terme d'expansion en fonction du temps (les valeurs de coefficient de diffusion données dans la légende sont en m²/s). La porosité dans le granulat est de 1% et de la degré de saturation est de 1 (voir Tableau 12), de plus le coefficient de diffusion réel dans la pâte est supposé être plus grand que dans le granulat.

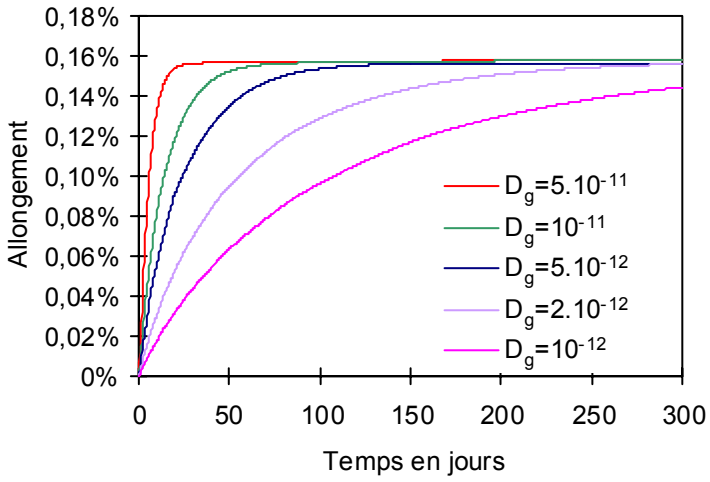

Figure 51 : allongement en fonction du coefficient de diffusion dans le granulat

La valeur du coefficient de diffusion dans le granulat n'a pas d'influence sur la valeur finale du gonflement, toutes les courbes atteignent la même valeur pour un temps assez long. En revanche, la cinétique de gonflement dépend énormément de la valeur du coefficient de diffusion. Plus ce dernier est grand et plus la cinétique est rapide (voir Tableau 13).

D^g(Na) (m²/s)	5.10^{-11}	10^{-11}	5.10^{-12}	2.10^{-12}	10^{-12}
Cinétique initiale (%/j)	0,018	0,009	0,006	0,003	0,0015

Tableau 13 : cinétique initiale de gonflement en fonction du coefficient de diffusion dans le granulat

Nous pouvons en conclure que pour un seul granulat réactif, le coefficient de diffusion dans le granulat contrôle uniquement la cinétique de gonflement.

Diffusion des alcalins dans le mortier

Pour mettre en évidence l'influence du coefficient de diffusion dans le mortier entourant les granulats réactifs, nous avons fixé la valeur du coefficient de diffusion dans le granulat à 5.10^{-12} m²/s (ce qui nous donne un coefficient réel de 5.10^{-14} m²/s car le degré de saturation est égal à 1 et la porosité à 1%) et nous avons fait varier la valeur du coefficient de diffusion dans le mortier. La porosité et le degré de saturation dans le mortier extérieur au granulat sont égaux respectivement à 17% et 1%.

La Figure 52 présente l'évolution de l'allongement théorique en fonction de la variation du coefficient de diffusion dans le mortier. La légende nous affiche la relation entre les coefficients de diffusion réels dans le granulat et dans le mortier. Ce dernier varie entre 1,7 et 34 fois le coefficient de diffusion réel dans le granulat (5 10^{-14} m²/s). Le coefficient de diffusion dans le mortier n'a aucune influence sur la valeur finale de l'allongement, toutes les courbes atteignent la même valeur après un temps infini. De plus, pour les ratios 34, 17 et 10,2 les courbes d'allongements se superposent. Ce n'est que pour des valeurs de ratio inférieures à 10 que les courbes se différencient, les cinétiques de gonflement devenant plus lentes en fonction de la diminution du ratio.

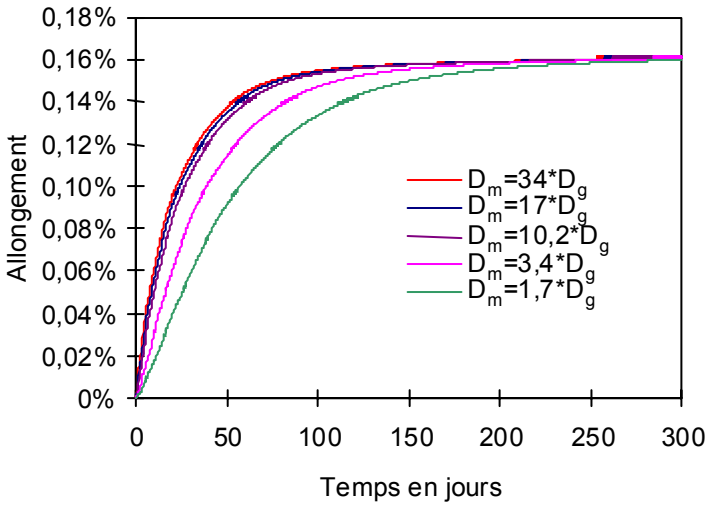

Figure 52 : influence du coefficient de diffusion dans la pâte sur l'allongement

Cela s'explique par le fait que plus le coefficient de diffusion dans le mortier est faible et plus la diffusion des ions vers le granulat est lente. Ainsi, le renouvellement des alcalins et des ions calcium au voisinage du granulat, c'est à dire le gradient de concentration en ions est influencé par la diffusion dans le mortier. C'est ce qui induit cette baisse de la cinétique de gonflement lorsque le coefficient de diffusion réel dans le mortier devient du même ordre de grandeur (ratio inférieur à 10) que celui du granulat.

Dans la réalité, il apparaît très peu probable qu'un granulat puisse présenter les mêmes propriétés qu'un mortier courant (porosité, connectivité et tortuosité), ainsi il y a toujours un ordre de grandeur entre le coefficient de diffusion réel dans le granulat et dans le mortier.

Diffusion des ions calcium en solution

Les coefficients de diffusion pour les alcalins dans le granulat et dans le mortier ont été fixés (voir Tableau 12) et nous avons fait varier la valeur des coefficients de diffusion pour les ions calcium en solution. Les concentrations initiales sont de 2 mol/l pour les alcalins et de $5{,}25.10^{-5}$ mol/l pour les ions calcium en solution.

La Figure 53 présente l'influence des coefficients de diffusion des ions calcium (dans le granulat et dans le mortier) sur l'allongement théorique. Les valeurs choisies pour les ions calcium s'échelonnent entre 5% et 100% de la valeur définie pour les alcalins. Les courbes de gonflement se superposent parfaitement entre 0 et 100 jours, ensuite, l'allongement théorique semble progresser de façon linéaire avec le temps et la pente de cette droite dépend fortement du rapport entre les coefficients de diffusion. Plus la valeur des coefficients de diffusion des ions calcium est élevée et plus la pente de cette droite est grande.

La première partie des courbes (jusqu'à 100 jours) correspond à la consommation des alcalins, leur concentration moyenne est élevée, il n'y a donc pas beaucoup d'ions calcium en solution. Ils ne participent donc pas très fortement à l'allongement théorique. Lorsque les alcalins sont tous consommés (après 100 jours), le gradient d'ions calcium est maximal et un régime permanent s'établit, imposé par l'approvisionnement en ions calcium dans le granulat (voir Figure 50). La cinétique de gonflement est alors entièrement définie par la vitesse d'arrivée des ions calcium. Ainsi, plus le coefficient de diffusion des ions calcium est grand et plus la cinétique de gonflement est importante.

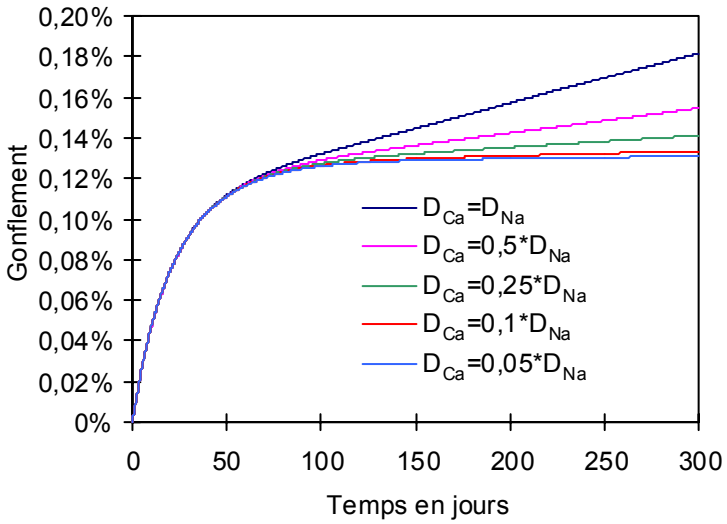

Figure 53 : influence du coefficient de diffusion des ions calcium

La valeur des coefficients de diffusion des ions calcium (dans le granulat et dans le mortier) permet de contrôler le comportement à long terme de la réaction, c'est à dire lorsqu'il n'y a plus d'alcalins libres dans la solution interstitielle.

Influence de la modélisation mécanique

Influence du paramètre de propagation d'endommagement k_g

Le calcul du gonflement théorique fait appel à des paramètres k_i^g (voir les équations (2.69) et (2.70)) qui relient le volume des produits de la réaction à l'endommagement pour chacune des classes. Ils permettent de régler l'amplitude des gonflements théoriques en fonction des résultats chimiques (volume total des produits formés). La Figure 54 nous présente l'évolution du gonflement théorique à 300 jours en fonction de la valeur du paramètre k_i^g. Plus elle est grande et plus le gonflement à 300 jours est important. De plus, ce dernier ne varie pas linéairement en fonction de k_i^g, cela est dû aux relations non linéaires reliant le gonflement à k_g (voir les équations (2.69) et (2.71)).

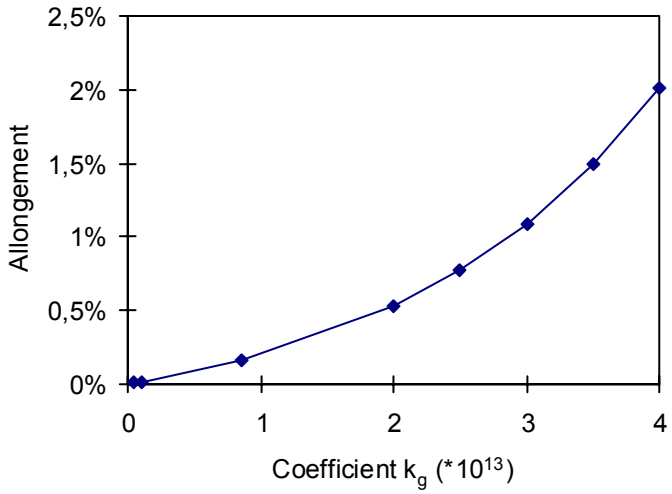

Figure 54 : gonflement à 300 jours en fonction de k_g

Influence de la longueur de porosité connectée l_c

Ce paramètre intervient dans les équations permettant de calculer le gonflement théorique (voir les équations (2.64) et (2.65)), il correspond à la longueur de porosité connectée sur laquelle les produits de réaction peuvent migrer. Il caractérise donc le vase d'expansion disponible initialement pour la réaction. La Figure 55 nous présente son influence sur l'allongement théorique.

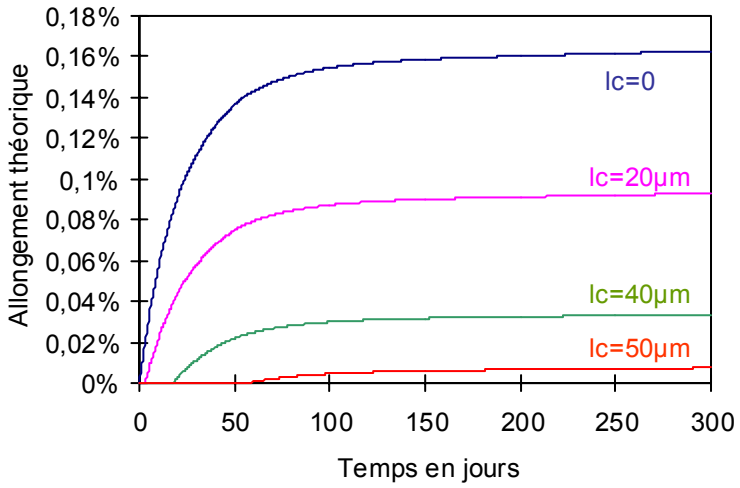

Figure 55 : influence de la longueur connectée sur l'allongement théorique

L'influence de ce paramètre est double quand il est non nul :

- il induit une période de latence pendant laquelle il n'y a pas de gonflement, cette période augmente avec la longueur de porosité connectée ;
- il diminue la valeur finale de l'allongement théorique d'autant plus que la longueur est grande.

Les graphiques suivants (Figure 56 et Figure 57) nous présentent les évolutions du temps de latence et de l'allongement théorique en fonction de la longueur de porosité connectée l_c.

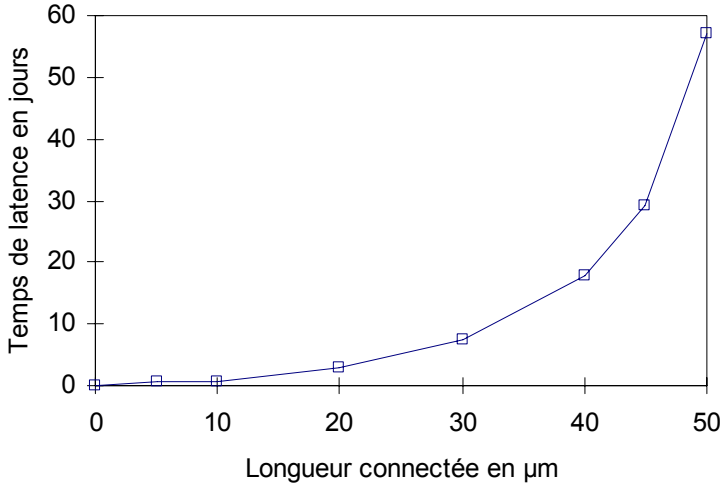

Figure 56 : évolution du temps de latence en fonction de la longueur connectée

Plus le paramètre l_c est grand et plus le volume poreux disponible au voisinage du granulat pour les produits de la réaction est grand. Ainsi, cela prend d'autant plus de temps pour remplir ce volume et créer une déformation que l_c est grande.

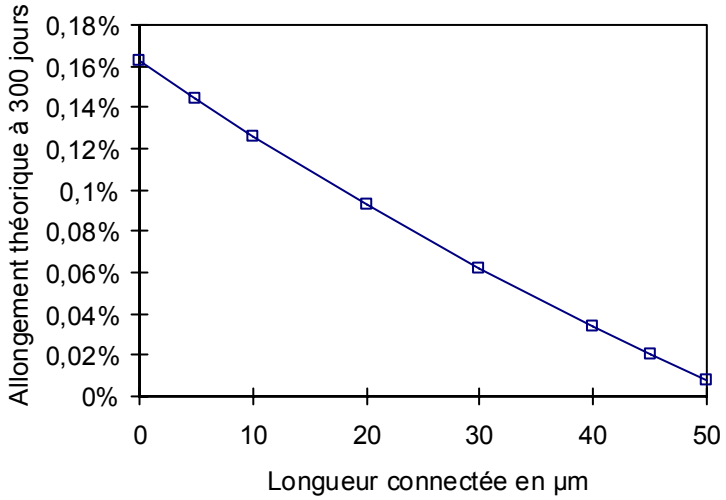

Figure 57 : évolution de l'allongement théorique en fonction de la longueur connectée

En outre, le volume des produits de la réaction qui engendrent une expansion est égal au volume total des produits formés moins le volume poreux initial (qui dépend de l_c). Ainsi, plus la longueur l_c est grande, plus le volume poreux initial est important et plus le volume de produits formés engendrant une expansion est faible. Donc, plus l_c est grande et plus le gonflement est faible.

Influence de la concentration initiale en alcalins

Nous avons fait varier la concentration initiale en alcalins dans le V.E.R. entre 0,1 mol/l et 2,25 mol/l. La Figure 58 présente l'évolution de l'allongement théorique en fonction de la concentration initiale en alcalins.

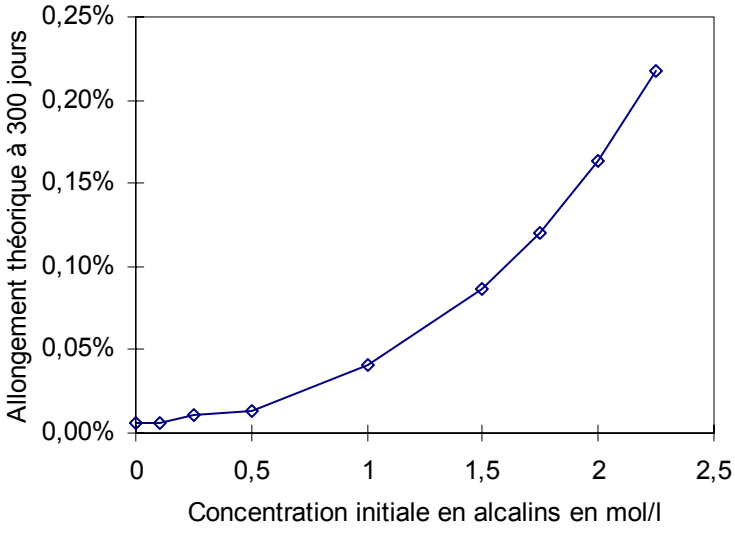

Figure 58 : influence de la concentration en alcalins sur l'allongement

La valeur de l'allongement à 300 jours (0,0055%) pour la concentration initiale en alcalins nulle correspond à l'action des ions calcium en solution seuls. L'allongement théorique à 300 jours est une fonction croissante de la concentration initiale en alcalins, il évolue de 0,0055% pour une concentration nulle à 0,217% pour une concentration de 2,25 mol/l. Le volume total de produits qui peuvent être formés est proportionnel au nombre de moles d'alcalins et d'ions calcium en solution disponibles pour la réaction. Ainsi, plus la

concentration est grande, plus le nombre de moles d'alcalins est important et plus le volume de produits formés est important. La non linéarité de la courbe traduit la relation non linéaire qui relie le volume des produits à l'allongement théorique.

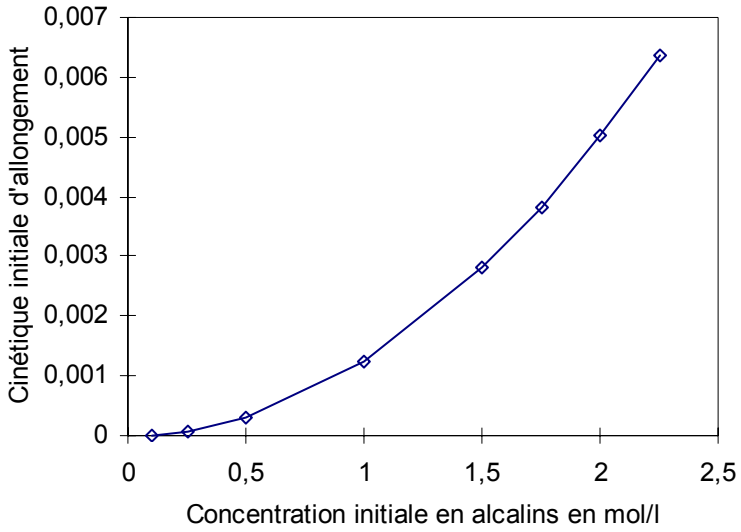

Figure 59 : influence de la concentration en alcalins sur la cinétique initiale de gonflement théorique

La Figure 59 présente l'évolution de la cinétique initiale de gonflement théorique (pente de la tangente à l'origine) en fonction de la concentration initiale en alcalins. La modélisation proposée permet de retrouver le phénomène d'accroissement de la cinétique d'attaque par dopage en alcalins.

Influence du maillage

L'indépendance de l'allongement théorique en fonction du maillage a été étudiée en fixant le pas de temps (0,25 jours) et en faisant varier le nombre d'éléments maillants dans le V.E.R. La comparaison entre les différentes réponses obtenues est présentée sur la Figure 60 (le nombre d'éléments dans le granulat est la moitié du nombre d'éléments dans le V.E.R.).

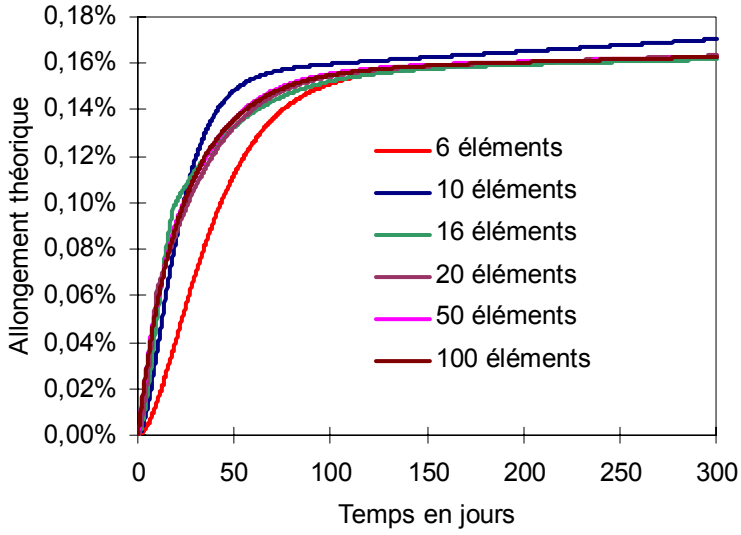

Figure 60 : influence du maillage sur l'allongement théorique

Nous avons volontairement donné successivement au nombre d'éléments maillants dans le V.E.R. six valeurs distinctes (6, 10, 16, 20, 50 et 100 éléments). Les courbes d'allongement pour 100, 50, 20 et 16 éléments sont parfaitement confondues. Une légère divergence entre les courbes apparaît quand le nombre d'éléments est encore réduit (10 et 6 éléments). Pour 10 éléments, la cinétique initiale est correcte mais au delà de 40 jours l'allongement est légèrement surestimé (environ 5%), tandis que pour 5 éléments l'allongement après 300 jours est correct et la cinétique initiale est sous-estimée et engendre un décalage entre les courbes d'allongement.

Il est à noter qu'un nombre d'éléments trop petit peut engendrer des ruptures de pente dans les courbes d'allongement. Cela se produit quand toute la silice est consommée dans un élément et que les ions doivent diffuser vers l'élément voisin. La distance de transport est alors augmentée d'autant plus que le nombre d'éléments est faible, la cinétique de gonflement peut alors être fortement réduite et engendrer une rupture de pente dans la courbe de gonflement. Dans la pratique, une vingtaine d'éléments semble être un bon compromis entre rapidité du calcul et précision de la solution pour une V.E.R. avec un seul granulat réactif.

Influence du pas de temps

Afin d'étudier la dépendance du modèle proposé vis-à-vis de la discrétisation temporelle, nous avons effectué deux séries de simulations numériques avec des pas de temps variables et deux maillages différents, un maillage grossier composé de 20 éléments et un maillage fin composé de 100 éléments. L'évolution de l'allongement théorique en fonction du pas de temps pour le maillage grossier est présentée sur la Figure 61. Le maillage est composé de 20 éléments dont 10 dans le granulat, le pas de temps vaut successivement 0,25 – 1 – 5 – 10 - 30 et 60 jours.

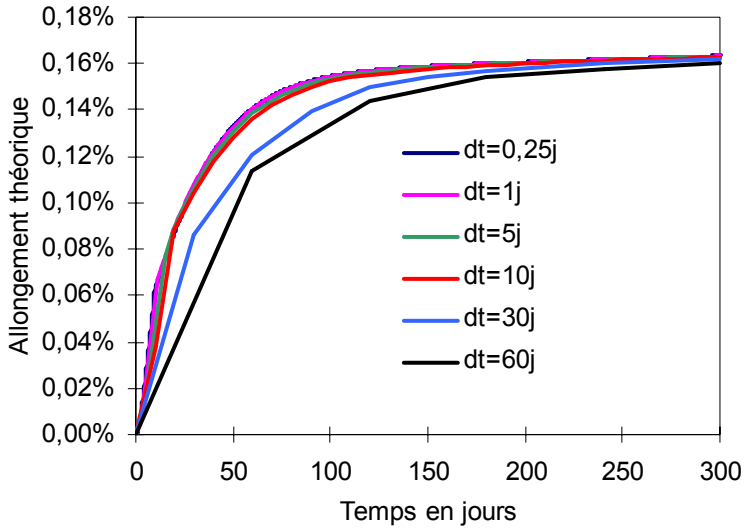

Figure 61 : influence du pas de temps sur l'allongement théorique pour un maillage grossier

Les courbes correspondant aux pas de temps compris entre 0,25 et 10 jours inclus sont parfaitement similaires. Une différence sensible entre les courbes d'allongements apparaît pour un pas de temps supérieur à 10 jours. En effet, pour 30 et 60 jours, bien que la valeur de l'allongement à 300 jours soit correcte, à une échéance quelconque donnée, la valeur de l'allongement est sous-estimée jusqu'à 20 % entre 0 et 150 jours.

L'évolution de l'allongement théorique en fonction du pas de temps pour le cas du maillage fin (composé de 100 éléments dont 50 dans le granulat) est présentée sur la Figure 62. Pour

une pas de temps faible (inférieur ou égal à 1 jour) il n'y a aucune différence entre les courbes d'allongement. En revanche, des différences apparaissent pour un pas de temps supérieur. La cinétique initiale est surestimée, conduisant à une majoration de la valeur de l'allongement à 50 jours. Ensuite la valeur de l'allongement connaît une décroissance d'autant plus forte que le pas de temps est grand. Cela est dû à la non adéquation entre la finesse du maillage et la durée du pas de temps.

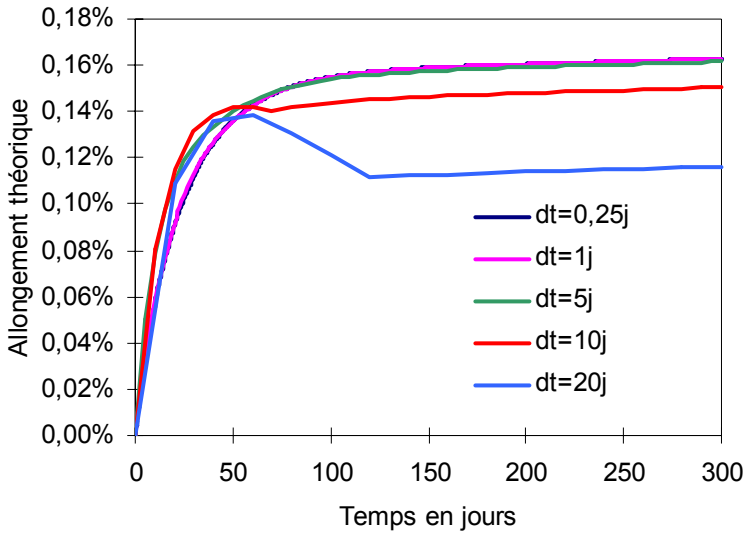

Figure 62 : influence du pas de temps sur l'allongement théorique pour un maillage fin

En effet, pour une échéance donnée, la quantité d'ions pénétrant dans le granulat est proportionnelle au produit du gradient de concentration par le pas de temps. Si ce dernier est grand et que le maillage est fin, il se peut que la quantité d'ions soit supérieure à la quantité de silice disponible dans l'élément concerné. Il en résulte dans un premier temps que le volume de produits formés est supérieur à la valeur attendue, l'allongement est donc surestimé. Dans un deuxième temps, le nombre de moles de silice réactive dans l'élément étant devenu négatif, la réaction forme un nombre de moles de produits négatif. C'est ce qui explique que l'allongement connaît une baisse après 50 jours. Ce problème est donc lié à la méthode de résolution retenue et non pas à la modélisation.

Exemple d'évolution des produits formés

Afin de montrer comment évolue la composition théorique des produits formés dans le temps, nous avons essayé de nous placer dans le cadre des matériaux non dopés en alcalins (avec de la soude ou de la potasse). Nous avons pour cela fait varier la concentration initiale en alcalins entre 0,1 et 0,4 mol/l. Les autres paramètres utilisés sont ceux de la formulation IV C3 (voir Tableau 12). Le produit formé est composé d'un gel silco-alcalin (constitué de silice, d'alcalins et d'eau) de rapport C/S nul et d'un C-S-H (constitué de silice, de calcium et d'eau) de rapport C/S égal à 1.

La Figure 63 nous présente l'évolution du rapport C/S immédiat du produit formé au cours du temps (il s'agit du rapport C/S du produit formé entre deux pas de temps successifs). Nous pouvons remarquer que les courbes présentent un profil en « S ».

Les valeurs pour des dates comprises entre 0 et 10 jours sont très faibles (entre 0 et 0,1), cela correspond à la formation majoritaire de gel (consommation des alcalins). Ensuite, entre 10 et 40 jours, le rapport C/S augmente quasi linéairement, la part de C-S-H augmente dans le

produit formé. Au delà de 40 jours le rapport atteint sa valeur maximale (C/S=1), la réaction ne crée quasiment plus que du C-S-H.

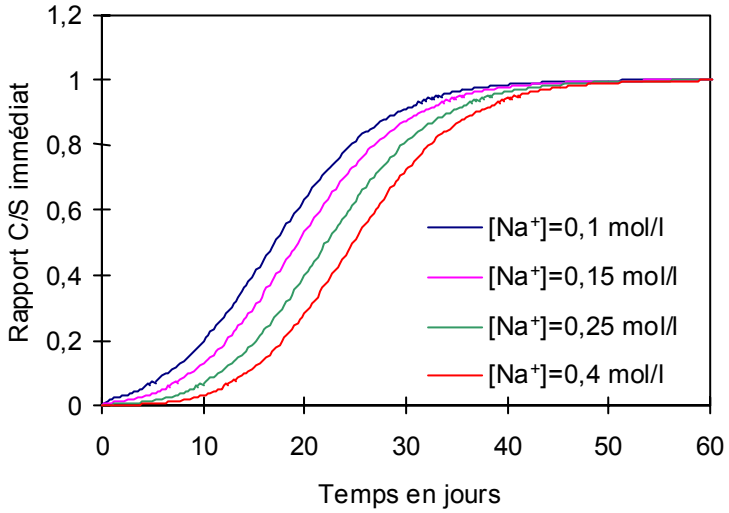

Figure 63 : évolution du rapport C/S immédiat en fonction du temps et de la concentration initiale en alcalins

La Figure 64 nous présente l'évolution du rapport C/S du produit global (c'est à dire le rapport cumulé) en fonction du temps et de la concentration initiale en alcalins.

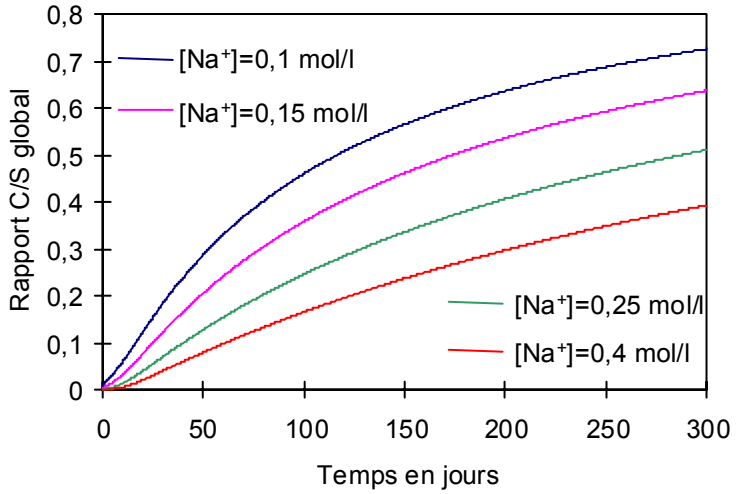

Figure 64 : exemple d'évolution de la stoechiométrie des produits formés au cours du temps

Conformément aux observations faites d'après la Figure 63, ce rapport n'est pas constant, il augmente au cours du temps. Cette évolution est fortement dépendante de la concentration initiale en alcalins. Au départ, la concentration en alcalins est plus importante que celle en ions calcium, les précipités formés intègrent donc massivement les alcalins, le rapport C/S global est proche de zéro. Au cours de la réaction, les alcalins sont consommés, la concentration en ions calcium augmente, la réaction produit de plus en plus de C-K-S-H par rapport au gel : le rapport C/S global augmente : le produit formé devient de plus en plus calcique avec le temps.

Récapitulation de la modélisation proposée

Le modèle présenté a pour vocation la prédiction de la cinétique et de l'amplitude du gonflement engendré par la réaction alcali-silice tout en tenant compte de l'influence de la

taille des granulats réactifs et leur distribution granulaire. Le modèle caractérise ce gonflement au niveau du matériau. Il s'inspire du modèle développé par Sellier [SEL-1995] et du modèle U.F.O. [UOM-1992] [FUR-1994].

Il est basé sur la description du transport des alcalins et des ions calcium en solution dans un V.E.R. vers plusieurs sites de réaction différents. Ce transport est décrit par des équations de diffusion (deuxième loi de Fick) dans et en dehors des granulats. La prise en compte d'un terme de source (négatif) dans ces équations permet de tenir compte de la consommation des ions par la réaction dans les granulats et l'affaiblissement de concentration en dehors des granulats due à la consommation simultanée de tous les granulats présents dans le V.E.R.

L'étape limitante est supposée être la diffusion, les mécanismes réactionnels locaux sont donc considérés comme immédiats. Ces derniers se résument à une dissolution de la silice réactive, la réaction avec les alcalins et les ions calcium en solution pour former un gel silico-alcalin (Na/S=2) et un C-S-H (rapport C/S=1).

Les résultats fournis par le modèle sont les évolutions des quantités de silice réactive dans les granulats, des quantités de produits formés et des concentrations en alcalins, en ions calcium. Ces résultats sont définis pour chaque granulat réactif.

L'étude paramétrique a permis de mettre en évidence l'influence des paramètres qui interviennent dans la modélisation. Les coefficients de diffusion contrôlent la cinétique de la réaction tandis que les paramètres l_c et k_i^g définissent la valeur maximale du gonflement et l'éventuel temps de latence (voir Tableau 14). Il est à noter que la diffusion des alcalins contrôle principalement la cinétique de gonflement à court terme alors que la diffusion des ions calcium gère principalement la cinétique de gonflement à long terme.

Paramètre	Signification physique	Influence
$D_i^g(Na)$	Diffusion des alcalins dans le granulat i et dans le mortier	Cinétique de gonflement à court terme
$D_i^m(Na)$		
$D_i^g(Ca)$	Diffusion des ions calcium dans le granulat i et dans le mortier	Cinétique de gonflement à long terme
$D_i^m(Ca)$		
l_c	Longueur de porosité connectée sur laquelle le gel peut migrer	Temps de latence Valeur maximale du gonflement
k_i^g	Paramètre de propagation de l'endommagement	Valeur maximale du gonflement

Tableau 14: influence des principaux paramètres du modèle

L'étude de l'influence de la concentration initiale en alcalins a permis de montrer que le modèle est capable de reproduire les effets d'accélération de la cinétique de la réaction et d'augmentation de l'expansion engendrés par un dopage en alcalins.

Le produit formé est décomposé en deux entités distinctes (gel et C-S-H de stœchiométries fixées) qui se forment indépendamment l'une de l'autre en fonction des concentrations en alcalins et en ions calcium. Le produit global est la réunion du gel et du C-S-H. Le modèle montre que la stœchiométrie du produit global formé évolue au cours du temps. La réaction crée principalement du gel en début de réaction. Ensuite le produit devient de plus en plus calcique au cours du temps.

Enfin, l'étude paramétrique a permis de montrer la robustesse du modèle vis à vis du maillage et du pas de temps utilisés.

Calage des paramètres

Les paramètres mécaniques (k_g et l_c) et cinétiques (coefficients de diffusion dans le granulat) doivent être déterminés séparément pour chaque classe. Le Figure 65 nous présente la simulation de la formulation IV C2 qui utilise les paramètres cinétiques calés pour la formulation IV C3.

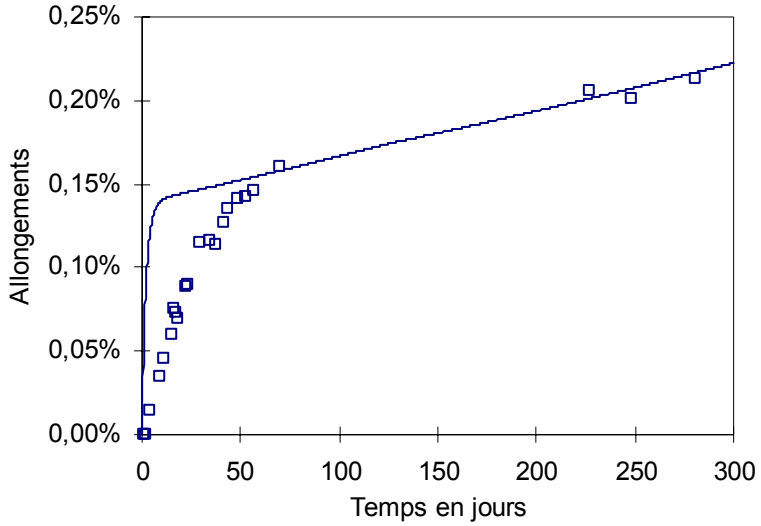

Figure 65 : simulation de la formulation IV C2 avec les paramètres de cinétique de la formulation IV C3

Le trait continu représente la simulation numérique et les symboles les points expérimentaux. Il n'y a pas concordance entre les points expérimentaux et la simulation : l'allongement théorique augmente beaucoup plus vite que l'allongement expérimental. Le calage correct nécessite donc la détermination des paramètres pour chacune des classes. Ces derniers sont donnés dans le tableau suivant.

Paramètre	IV C1	IV C2	IV C3	Unité
R_{VER}	0,11	0,83	2,59	mm
R_i	0,06	0,47	1,4125	mm
p_{SIO}	5,2%			-
Sr	1			-
P_g	1%			-
P_m	17			-
$D^g(Na)$	6.10^{-15}	3.10^{-13}	5.10^{-12}	m^2/s
$D^g(Ca)$	6.10^{-16}	3.10^{-14}	4.10^{-13}	m^2/s
$D^m(Na)$	5.10^{-12}			m^2/s
$D^m(Ca)$	4.10^{-13}			m^2/s
k_i^g	$1,3.10^{20}$	$7,3.10^{15}$	$8,5.10^{12}$	dm^{-6}
l_c	0			µm

Tableau 15: paramètres pour les simulations des formulations simples

Les coefficients de diffusion dans le mortier entourant les granulats sont conservés, en revanche, ceux dans le granulat ne sont pas constants : ils diminuent avec la taille du granulat. Cette diminution est indispensable pour pouvoir reproduire les cinétiques expérimentales. Elle est la conséquence immédiate de l'hypothèse d'instantanéité des réactions chimiques dans le granulat.

En effet, plus le granulat est petit et plus le temps nécessaire à la diffusion est faible. Ainsi, lorsque la taille du granulat réactif diminue, l'hypothèse selon laquelle le temps nécessaire pour les réactions chimiques peut être négligé devant le temps nécessaire à la diffusion devient de plus en plus fausse. Il est alors impératif de diminuer la valeur des coefficients de diffusion dans le granulat afin de tenir compte du fait que la cinétique réelle est imposée par les cinétiques de diffusion et de réaction.

La Figure 66 présente la comparaison entre les courbes d'allongements expérimentales et simulées.

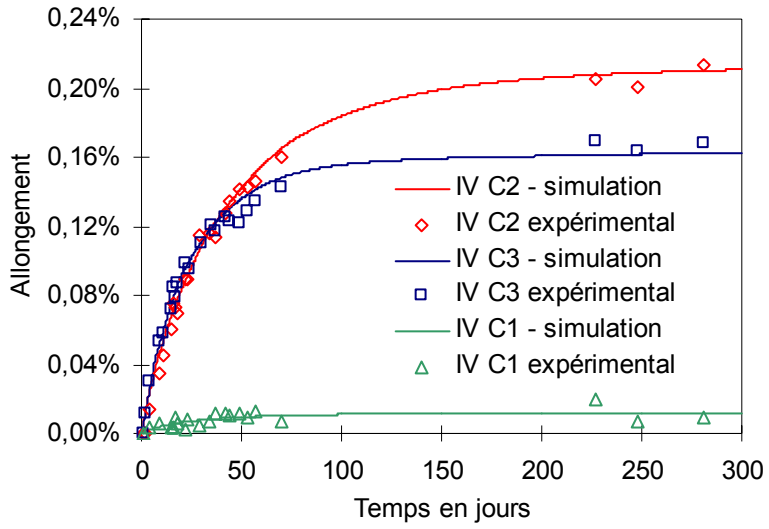

Figure 66 : comparaison entre les allongements expérimentaux et simulés

Simulation des couplages entre classes

La simulation des couplages ne fait intervenir que les paramètres déterminés précédemment pour les classes seules et le nombre de granulats de chaque classe granulaire. Il n'y a pas de modification de paramètres. Les courbes simulées ne vont pas jusqu'à l'échéance finale de 300 jours, la simulation numérique s'arrête automatiquement dès qu'il n'y a plus suffisamment d'alcalins.

Simulation de l'effet réducteur des fines

Les deux graphiques suivants nous présentent les résultats des simulations des formulations IV C1C2 et IV C1C3.

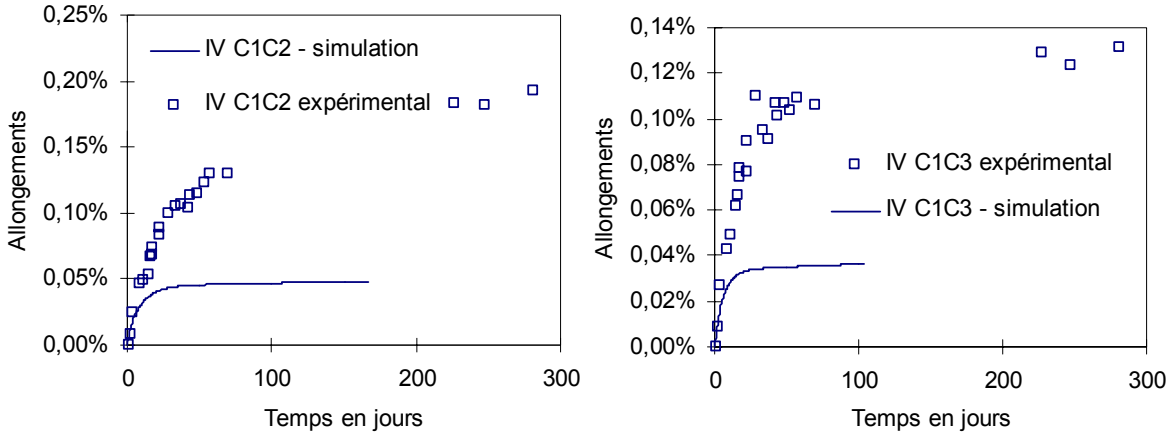

Figure 67 : simulation de l'influence des fines, allongements théoriques et expérimentaux pour les formulations IV C1C2 (à gauche) et IV C1C3 (à droite)

Le modèle permet de reproduire la baisse du gonflement engendrée par l'ajout de fines (les allongements correspondant aux formulations IV C1C2 et IV C1C3 sont respectivement de 0,05% et 0,04% à comparer avec les allongements des formulations IV C2 et IV C3 qui sont respectivement de 0,2% et 0,16%).

En revanche, les allongements théoriques sont toujours inférieurs à ceux déterminés expérimentalement. Par exemple pour la formulation IV C1C2, la valeur de l'allongement théorique est de 0,048% après 100 jours alors qu'à la même échéance l'allongement expérimental est de 0,13%. Il y une différence de l'ordre de 3 entre les deux valeurs. Il est à noter que le mode de conservation des éprouvettes a changé autour de 100 jours, les trois derniers points, qui paraissent très éloignés des premiers par rapport à la courbe d'allongement de la formulation IV C1C2, sont donc sujets à caution. En ce qui concerne la formulation IV C1C3, l'allongement théorique est de 0,036% après 100 jours alors que l'allongement mesuré est de 0,11%. Il y a dans ce cas encore une différence de l'ordre de 3 entre les deux valeurs.

En ce qui concerne la cinétique de la réaction, les simulations numériques donnent un résultat qui semble être trop rapide au vu des mesures effectuées. En effet, la plus grande partie de la valeur finale est obtenue en 50 jours environ pour l'allongement théorique alors qu'il en faut environ le double pour l'allongement expérimental.

Simulation de la formulation IV C2C3

Dans le cas de la formulation IV C2C3, l'allongement théorique est lui aussi toujours inférieur à la valeur mesurée, par exemple, l'allongement théorique donné par le modèle après 100 jours est de 0,072%, alors qu'à la même échéance la valeur mesurée est de 0,19%. Le rapport entre ces deux valeurs est sensiblement le même que pour les formulations IV C1C2 et IV C1C3, c'est à dire 3.

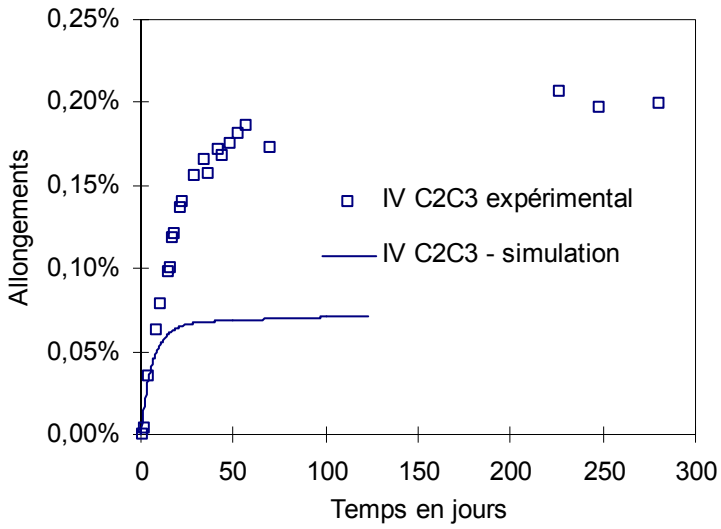

Figure 68 : simulation de la formulation IV C2C3

La même remarque concernant la cinétique de la réaction peut être formulée, l'allongement théorique est plus rapide que ce qui a été mesuré expérimentalement. La valeur finale de l'allongement est quasiment atteinte après 50 jours en ce qui concerne la simulation numérique alors qu'il en faut le double en réalité.

Exploitation des simulations numériques.

Le graphique de gauche de la Figure 69 présente la comparaison de quelques unes des courbes d'allongement théoriques détaillées précédemment. Elles ont déjà été comparées aux courbes d'allongements expérimentales qu'elles sont censées reproduire. Nous allons maintenant les comparer entre elles afin de vérifier que les phénomènes observés expérimentalement sont bien reproduits numériquement.

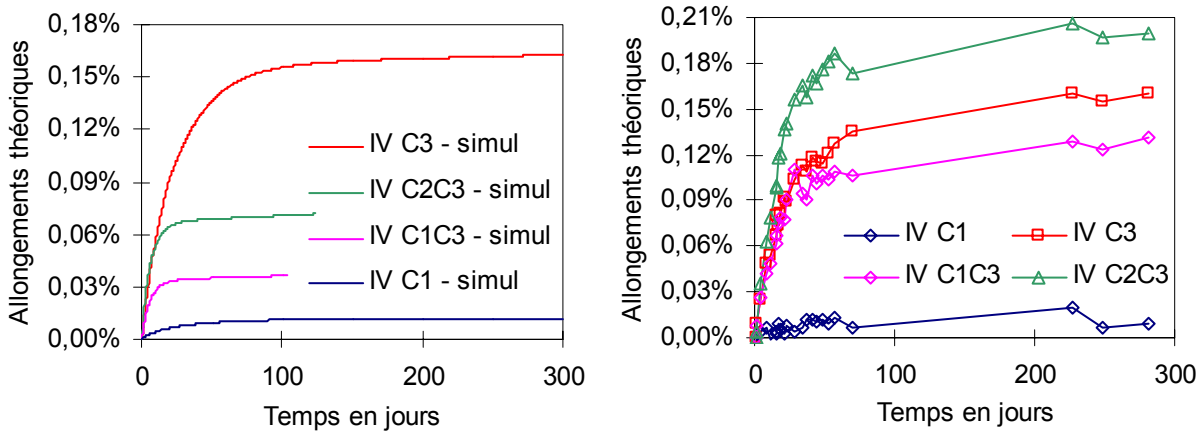

Figure 69 : comparaison entre les allongements théoriques (à gauche) et expérimentaux (à droite)

Les simulations concernant les formulations IV C1 et IV C3 (et aussi IV C2 non représentée sur ce graphique) sont celles qui ont permis le calage des paramètres. Les deux autres courbes sont des simulations des formulations IV C1C3 et IV C2C3 effectuées à partir de ces paramètres.

Le graphique de droite de la Figure 69 présente la comparaison des courbes d'allongement expérimentales pour les mêmes formulations que sur les simulations (IV C1, IV C3, IV C1C3 et IV C2C3). Nous pouvons remarquer que l'effet réducteur des fines sur les allongements

que nous pouvons observer sur la Figure 69 (allongement de la formulation IV C1C3 inférieur à l'allongement de la formulation IV C3) est reproduit par le modèle. En effet, pour une échéance donnée, la valeur de l'allongement prédit par le modèle est toujours comprise entre celles des formulations IV C1 et IV C3. Malheureusement, la réduction prédite par le modèle est plus forte que celle observée expérimentalement.

Les deux campagnes expérimentales ayant pour objet l'étude de l'influence de la granulométrie sur la réaction, nous ont montré que l'allongement mesuré de la formulation IV C2C3 (faisant intervenir les deux plus grosses classes C2 et C3) est toujours supérieur aux allongements des formulations IV C2 et IV C3 tout en étant toujours inférieur à leur somme. La simulation numérique de cette formulation ne permet pas de retrouver cet état de fait. En effet, l'allongement expérimental à 100 jours est de 0,19% alors que l'allongement théorique est de 0,07%. Ce dernier est même inférieur aux allongements expérimentaux des formulations IV C2 et IV C3 (environ 0,16% pour les deux).

En revanche, la valeur de l'allongement théorique pour la formulation IV C2C3 (0,07% à 100 jours) est bien supérieur à celles prédites pour les formulations IV C1C2 et IV C1C3 (respectivement 0,04% et 0,05% à 100 jours).

A ce stade de nos travaux, la détermination séparée des paramètres pour chacune des classes granulaires réactives permet de reproduire correctement les courbes d'allongements expérimentales. En revanche, la simulation des couplages intergranulaires ne permet pas de retrouver avec précision les résultats expérimentaux. Plusieurs approches mécaniques basées sur des équivalences énergétiques ont été étudiées afin de calculer l'endommagement et l'allongement, mais les différences sont minimes. Il est plausible que la cause de la mauvaise reproduction des couplages soit due à certaines de nos hypothèses, et notamment à celle de la consommation totale des alcalins.

La détermination des paramètres de cinétique et d'amplitude est effectuée pour chaque classe en supposant que les granulats consomment tous les ions présents dans le V.E.R. La courbe présentée sur la Figure 70 représente la relation théorique entre l'allongement et le volume des produits créés.

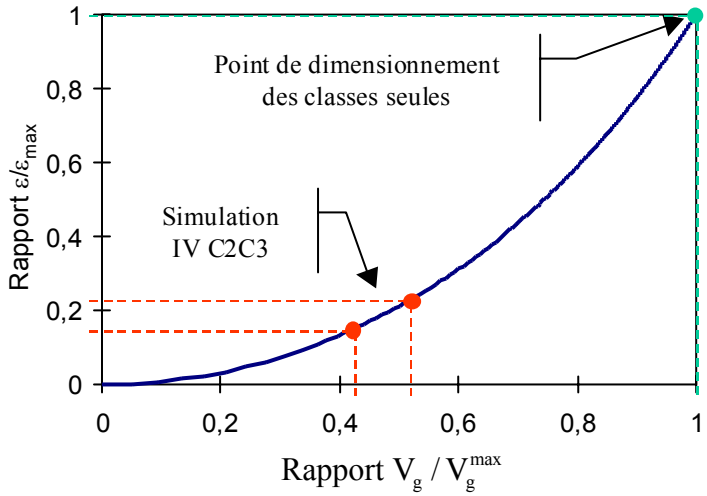

Figure 70 : relation entre volume de produits et allongement.

La détermination des paramètres se fait alors au point le plus à droite de la courbe (le volume de produits est maximal, tous les ions ont été consommés). Si nous nous intéressons par exemple à la simulation numérique de la formulation IV C2C3, nous pouvons déterminer les paramètres propres à chaque classe grâce à cette hypothèse (voir Tableau 15).

La simulation numérique de la formulation IV C2C3 nous permet ensuite de connaître les volumes de produits formés par chacune des classes. Les granulats des classes C2 et C3 forment respectivement à 100 jours 42% et 52% du volume de produits total correspondant au dimensionnement (ce sont les deux points rouges sur la courbe). Les allongements engendrés par ces consommations d'alcalins sont alors respectivement seulement 15% et 23% des allongements unitaires correspondant aux classes C2 et C3. Ainsi, l'expansion théorique résultante est donc inférieure à la somme des deux allongements unitaires conformément aux observations expérimentales. Cela explique pourquoi les couplages entre classes granulaires font toujours baisser les allongements théoriques.

De plus, la réduction de consommation en alcalins pour chacune des deux classes (engendrée par l'hypothèse de consommation totale des ions) est trop forte et provoque une baisse importante de l'allongement induit par chacune des classes. Cette forte baisse est due à la non linéarité de la relation entre l'allongement et le volume des produits formés (voir Figure 70).

Conclusion

L'objectif de cette partie était double. Premièrement, il s'agissait de mettre en évidence l'influence de la granulométrie réactive et de dissiper les incertitudes soulevées par l'étude bibliographique concernant l'influence de la taille des granulats réactifs. Pour cela, nous nous sommes basés sur une approche expérimentale en utilisant un mortier fabriqué à partir d'un sable modèle composé uniquement de trois classes granulaires distinctes suivant lesquelles du sable réactif est substitué. Les résultat de ces essais montrent que le gonflement induit par la réaction augmente avec la taille des granulats réactifs. De plus, il apparaît clairement que la distribution granulaire a une forte influence sur le gonflement. Lorsque plusieurs classes granulaires sont mélangées, l'allongement résultant est inférieur à la somme des allongements des classes seules et l'ajout de fines réactives permet de réduire sensiblement l'expansion alors que la quantité de silice réactive est augmentée. Ces phénomènes sont dus à l'affaiblissement de la concentration en alcalins dans la solution interstitielle due à la consommation simultanée de tous les granulats réactifs présents dans le matériau.

Le second objectif était de créer un outil d'aide à l'expertise des ouvrages atteints qui permet de prédire l'avancement et le gonflement libre induit par la réaction alcali-silice et qui prend en compte l'influence de la taille et de la distribution des granulats réactifs telle qu'elle a été mise en lumière dans la partie expérimentale. Pour cela nous avons pris pour base le modèle proposé par Sellier [SEL-1995] et nous avons tenu compte de la façon dont a été traitée l'abaissement de la concentration en alcalins dans le cadre du modèle U.F.O. [UOM-1992]. Le problème est réduit à l'étude d'un V.E.R. sphérique au moyen d'hypothèses classiques. L'étape limitante est supposée être le transport des alcalins et des ions calcium en solution dans le V.E.R.. Ce dernier est décrit dans les granulats réactifs et dans le mortier les entourant par des équations de diffusion qui font intervenir des termes de source. Dans les granulats réactifs, ils correspondent à la consommation des ions par la réaction et dans le mortier ils représentent l'abaissement de la concentration engendrée par la consommation simultanée de tous les granulats réactifs présents dans le V.E.R. Ces termes sont calculés directement à partir des équations de diffusion et ne font pas appel à des paramètres de calage.

Le modèle ainsi créé est un programme de diffusion vers différents sites de réaction dans lequel les mécanismes réactionnels peuvent être modifiés aisément (par exemple la stœchiométrie des produits formés, libération des alcalins…). D'autres pathologies du béton pourraient être traitées avec le même modèle (l'attaque sulfatique par exemple). Tous les paramètres utilisés ont une signification physique, ce qui facilite la prise en main du modèle et le calage des paramètres. Il permet d'obtenir l'évolution des concentrations en alcalins et en ions calcium et des quantités de silice et de produits formés à chaque instant et en tout point du V.E.R. et permet de prédire le gonflement libre induit par la réaction.

Des simulations numériques des essais Granulo1 ont été menées. Elles permettent de reproduire les tendances expérimentales de gonflement et elles permettent de prouver que les phénomènes d'interaction entre des classes granulaires différentes observés lors de la campagne expérimentale sont dus à l'abaissement de la concentration en alcalins dans le V.E.R. due à la consommation simultanée de tous les granulats réactifs. Cependant, la prédiction des gonflements n'est pas encore fiable, ces derniers sont sous-estimés. Des ajustements sont nécessaires. Diverses pistes doivent être explorées, notamment la remise en cause de la consommation totale des alcalins, la libération d'une partie des alcalins après réaction et la substitution des ions calcium ou la stœchiométrie des produits formés.

Deuxième partie :
Étude expérimentale et modélisation de l'influence de l'eau sur la réaction alcali-silice

Introduction

Il ressort de l'étude bibliographique que l'eau est un élément essentiel pour la réaction alcali-silice car elle est à la fois le siège des réactions chimiques, le milieu de transport des espèces ioniques et elle fait partie des produits de la réaction. Quelques essais ont été publiés concernant l'étude de l'influence de l'humidité relative extérieure sur la cinétique et l'amplitude des gonflements. Ces derniers sont directement corrélés à la prise d'eau. Plus elle est forte et plus les gonflements sont importants et réciproquement. Il ressort aussi de l'étude de la littérature qu'en deçà d'un seuil d'humidité relative extérieure, les gonflements sont inhibés. Ce seuil varie en fonction de la température.

De plus, les variations de l'humidité relative extérieure et l'historique d'apport d'eau semblent avoir une grande influence sur la réaction. Des transports ioniques peuvent se produire sous l'effet de gradients hydriques et les alcalins peuvent être adsorbés de façon durable par le séchage du matériau. Des apports d'eau irréguliers semblent modifier de façon irréversible l'expansion générée par la réaction alcali-silice : un apport d'eau tardif entraîne un gonflement important lorsque le matériau n'a pas encore montré de gonflement alors qu'il ne semble pas générer d'expansion supplémentaire significative quand le gonflement a cessé par manque d'eau.

Tous les essais décrits dans la littérature ont été réalisés principalement dans le but de déterminer une relation entre l'intensité des gonflements observés et l'humidité relative extérieure ou dans le matériau atteint. Dans ce dernier cas, les auteurs supposent implicitement que le matériau est en équilibre hydrique avec l'extérieur. Malheureusement, ce n'est pas le cas, les matériaux présentent toujours au cours des essais des variations de masse qui indiquent un changement significatif de leur état hydrique local. Les résultats obtenus sont alors biaisés par la méconnaissance de l'état hydrique local du matériau et sont inexploitables en l'état.

Il apparaît donc impératif de développer une modélisation qui permet de dépouiller ces essais de manière précise en tenant compte des gradients hydriques à l'intérieur du matériau. Pour cela, nous avons lancé une double campagne expérimentale (humidité relative maintenue constante ou cyclique) dans le but de mettre en évidence l'influence de l'eau sur la réaction et de servir de basse de données. Nous avons aussi défini une modélisation originale qui permet de prédire la cinétique et l'amplitude du gonflement interne pour des structures quelconques atteintes par la réaction alcali-silice. Les lois constitutives du modèle ont été calées grâce aux essais cités précédemment. La validation du modèle a été effectuée au moyen de simulations numériques d'essais tirés de la littérature.

Principe des essais

Le but de cette campagne expérimentale est de définir de manière claire et définitive l'influence de l'eau sur la réaction alcali-silice. Les phénomènes ainsi observés sont pris en compte dans la démarche de modélisation. Ces essais servent de référence pour le calage des lois constitutives du modèle. Pour cela, nous plaçons des éprouvettes identiques constituées de mortier réactif dans différentes ambiances. Des mesures de longueur et de masse sont effectuées régulièrement.

Pour des questions de facilité du dépouillement ultérieur de ces essais, nous avons choisi d'utiliser des éprouvettes cylindriques. Nous avons conservé la base de mesure de 16 centimètres correspondant aux essais détaillés dans le chapitre précédent. Reste à déterminer la valeur du diamètre. Cette dernière a été déterminée de manière à minimiser les effets parasites engendrés par les gradients hydriques. Pour cela il convient de réduire la cinétique de ces transferts hydriques par rapport à la cinétique du gonflement. Les essais effectués précédemment nous permettent de connaître la cinétique de gonflements de notre matériau (voir Figure 71), l'allongement atteint près de 95% de sa valeur finale après seulement trois mois d'essai.

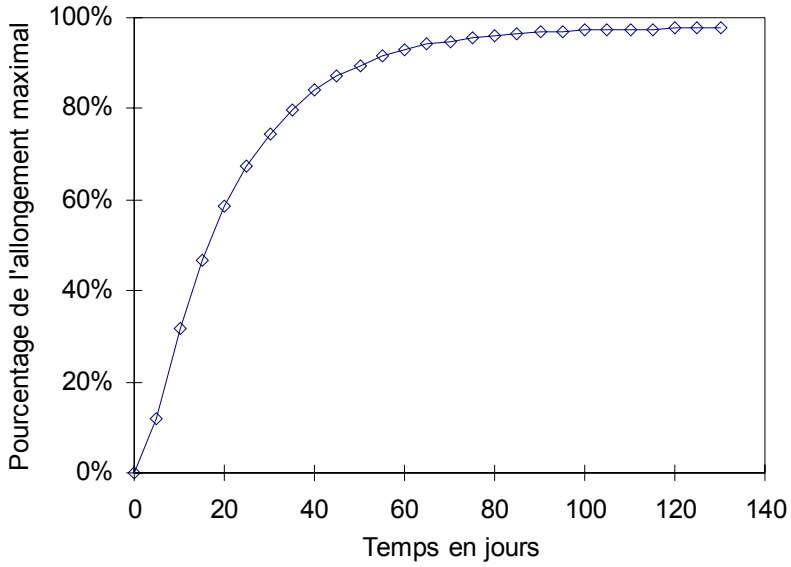

Figure 71 : courbe lissée modèle déduite des essais des séries granulo1 et granulo2

La cinétique des transferts hydriques a été estimée au moyen des simulations de séchage d'éprouvettes cylindriques effectuées avec le code de calcul CAST3M (le mode opératoire de ces simulations est détaillé plus loin dans le paragraphe *Simulation des transferts hydriques*, page 131). Le matériau est supposé être initialement proche de la saturation (teneur en eau égale à 160 l/m^3). La teneur en eau finale est de 100 l/m^3, ce qui correspond, d'après l'isotherme de sorption pour un béton ordinaire définie par Baroghel-Bouny [BAR-1999], à une chute de l'humidité relative dans les pores de 100% à environ 60%. La diffusivité de l'eau est celle d'un béton courant de centrale nucléaire [BEN-2002].

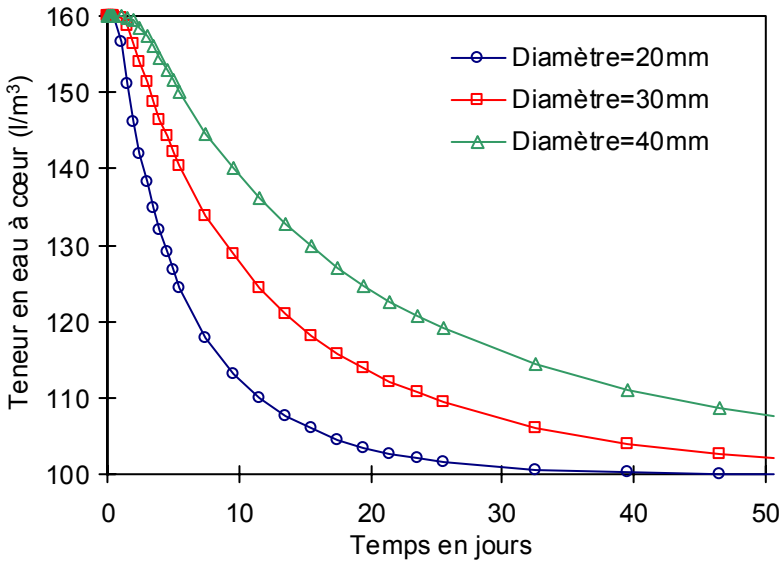

Figure 72 : séchage à coeur d'une éprouvette cylindrique en fonction de son diamètre

La Figure 72 donne l'évolution de la teneur en eau au cœur de l'éprouvette en fonction du temps pour trois diamètres différents. Le séchage complet de l'éprouvette est obtenu en environ 30 jours pour un diamètre de 20 mm, et lorsque le diamètre augmente de 10 mm le temps nécessaire pour sécher complètement l'éprouvette est approximativement multiplié par deux. Ainsi, pour avoir une cinétique de séchage plus rapide que celle de la réaction nous avons choisi un diamètre de 20 mm. Le séchage est alors terminé en un mois environ alors que la réaction alcali-silice met environ trois mois pour atteindre son apogée. De plus, ce diamètre respecte la condition de représentativité du matériau (diamètre environ 10 fois le diamètre maximal du plus gros granulat).

Protocole expérimental

Le matériau utilisé est le mortier modèle défini pour l'étude de l'influence de la granulométrie (voir paragraphe *Étude expérimentale*, page 58). Deux séries d'éprouvettes cylindriques sont coulées. Une série de référence fabriquée avec un granulat inerte (formulation IV CRéf - voir paragraphe *Étude expérimentale*, page 58) et une série réactive. La formulation réactive retenue est celle qui donne les gonflements les plus importants, à savoir la formulation IV C2C3. Les éprouvettes sont placées verticalement dans des réceptacles étanches (voir Figure 73). Ces containers sont placés dans une enceinte climatique qui maintient la température à 60°C.

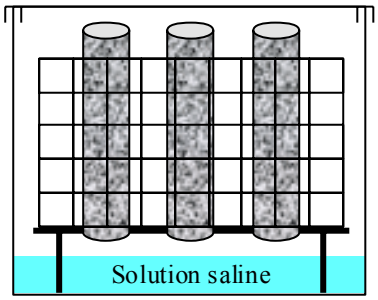

Figure 73 : protocole expérimental pour l'étude de l'influence de l'eau

Deux séries d'essais complémentaires ont été réalisées. Dans la première (série HR-constante) l'humidité relative extérieure est maintenue constante à l'intérieur des containers à la valeur désirée au moyen de solutions salines (voir en annexe). Ce procédé a déjà été utilisé par d'autres auteurs [BAR-1994] [RAO-1998] [DEL-1998]. Six humidités relatives extérieures différentes ont été testées (voir Tableau 16).

Sel utilisé	Formule	HR obtenue à 60°C
Eau pure	H_2O	100%
Sulfate de potassium	K_2SO_4	96%
Nitrate de potassium	KNO_3	82%
Chlorure de potassium	KCl	80%
Chlorure de sodium	NaCl	76%
Nitrite de sodium	$NaNO_2$	59%

Tableau 16 : humidité relative obtenue en fonction du sel utilisé

Pour la seconde campagne d'essais (série HR-variable), réalisée après la première, nous avons fait varier l'humidité relative extérieure entre deux valeurs extrêmes. L'objectif est de faire varier l'état hydrique du matériau entre la saturation et le séchage quasi-complet pour voir si des gradients hydriques ou des cycles de séchage peuvent induire des singularités sur le gonflement généré par la réaction alcali-silice. Les humidités extrêmes sont respectivement 96% et 59%.

Deux périodes différentes ont été utilisées (voir Figure 74), une longue pour laquelle le matériau atteint l'équilibre hydrique avec l'extérieur à chaque cycle et une courte pour laquelle le matériau n'est jamais en équilibre. La durée des cycles est déterminée à partir des simulations numériques effectuées pour dimensionner le diamètre des éprouvettes de cette première campagne. Le calcul préliminaire nous donnait une durée approximative de 1 mois pour sécher complètement l'éprouvette (voir Figure 72), le choix de la période du cycle long a donc été de 28 jours, la période du cycle court fut quant à elle fixée à 14 jours.

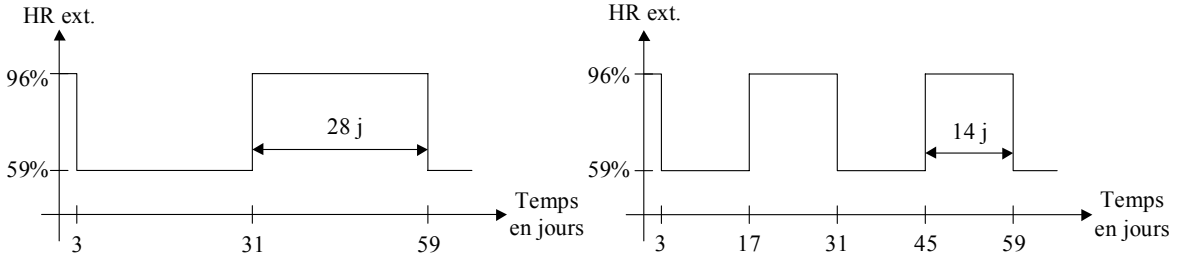

Figure 74 : cycles d'humidité relative extérieure : à gauche le cycle long et à droite le cycle court.

Fabrication des éprouvettes

La préparation des matériaux est la même que celle présentée dans le chapitre précédent (voir paragraphe *Étude expérimentale*, page 58). Une fois les mélanges constitués aux granulométries désirées, les éprouvettes sont coulées dans des moules fabriqués à partir de tubes en P.V.C. obturés par des bouchons en polystyrène sur lesquels sont fixés les plots en laiton pour la mesure du retrait. Le bouchon supérieur est rainuré afin de laisser échapper les bulles d'air et la laitance. La taille correcte de l'éprouvette (16 centimètres) est obtenue au moyen de repères sur les bouchons (voir photos en annexes). Les moules sont remplis en deux couches, l'ensemble est vibré après la réalisation de chaque couche au moyen d'une table vibrante.

Le démoulage des éprouvettes est effectué après 13 jours passés dans les moules sous films étanches à température et humidité ambiante (environ 20°C et 50% HR). Elles sont ensuite conservées dans une enceinte climatique à la température de 60°C et à l'humidité relative désirée.

Résultats des essais

Résultats pour la série HR-constante

Les variations expérimentales de masse des éprouvettes réactives sont présentées sur la Figure 75. Elles s'échelonnent entre un gain de 2,4% pour HR=100% et une perte de 2,5% pour HR=59%. Les éprouvettes soumises à une humidité relative de 82% ne présentent pas de variation sensible de leur masse. L'humidité relative initiale dans les pores du mortier est donc *a priori* de 82%. Comme attendu, les variations de masse sont d'autant plus importantes que l'humidité relative extérieure est éloignée de l'humidité relative initiale dans les pores.

HR extérieure	100%	96%	82%	80%	76%	59%
Prise de masse	2,4%	2,1%	0%	-0,98%	-1,27%	-2,5%

Tableau 17 : variation de masse des éprouvettes réactives à 100 jours en fonction de l'humidité relative extérieure

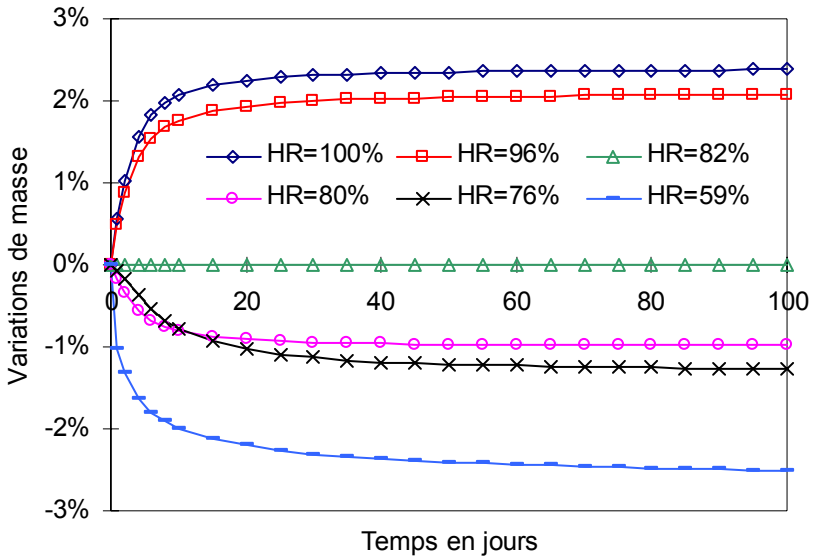

Figure 75 : variations de masse expérimentales pour la série HR-constante

A partir des mesures de longueur effectuées à l'aide d'un dilatomètre à billes, l'allongement généré par la réaction alcali-silice est calculé (voir Figure 76) en retranchant la variation de longueur moyenne des éprouvettes de référence à la variation de longueur moyenne des éprouvettes réactives. Par la suite, seul l'allongement généré par la réaction sera présenté (et non pas l'allongement brut des éprouvettes réactives – voir le calcul de l'écart type en annexe). Le temps t=0 correspond au premier jour après la période de cure.

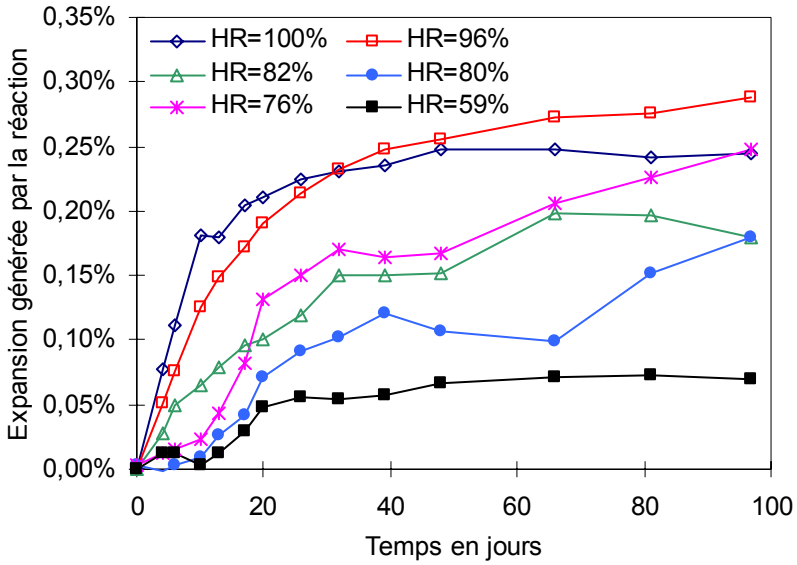

Figure 76 : allongement induit par la réaction en fonction de l'humidité relative extérieure

Les courbes d'allongement sont relativement bien étagées en fonction de l'humidité relative extérieure (voir Tableau 18), plus cette dernière est élevée et plus les gonflements sont importants. Cela confirme les observations précédentes [OLA-1986] [KUR-1989] [TOM-1989].

HR extérieure	100%	96%	82%	80%	76%	59%
Allongement maximal	0,24%	0,28%	0,19%	0,15%	-	0,06%
Temps pour y parvenir	50 j	90 j	90 j	90 j	-	80 j

Tableau 18 : allongement en fonction de l'humidité extérieure

En revanche, les éprouvettes soumises à une humidité relative de 100% présentent un allongement moins important que celles soumises à une humidité relative de 96% (0,24% contre 0,28%), et le temps nécessaire pour atteindre le plateau a été largement inférieur (environ 35 jours contre 90 jours). L'observation des courbes d'allongements en fonction du temps nous montre que la cinétique de gonflement initiale est supérieure pour l'ambiance à 100% à celle à 96%. Cependant la cinétique se réduit rapidement à mesure que le temps avance (à partir de 10-15 jours) et les allongements des éprouvettes soumises à l'humidité de 96% deviennent supérieurs aux allongements des éprouvettes soumises à 100% (à environ 32 jours). Ceci peut s'expliquer par le fait qu'à 100% l'ambiance est saturée et l'eau (pure) ruisselle sur les éprouvettes provoquant ainsi un lessivage des alcalins. L'éprouvette étant relativement fine les effets du lessivage ne sont pas négligeables et se font rapidement sentir. Ce phénomène a déjà été observé expérimentalement [ROG-1991] [WIE-2000].

De plus, les courbes d'allongement pour les humidités 80% et 76% présentent de fortes variations et dépassent même celle correspondant à 82%. Cela est dû à un problème expérimental. Une réaction parasite entre le chlore contenu dans les solutions salines correspondantes et le cuivre des plots de retrait s'est développée et a entraîné la création d'un précipité qui a faussé les mesures de longueur pour ces éprouvettes.

Ces essais permettent de confirmer les observations faites par Vivian [VIV-1981] et Larive *et al.* [LAR-2000] selon lesquelles le gonflement est d'autant plus fort que la prise de masse est importante (voir Figure 77).

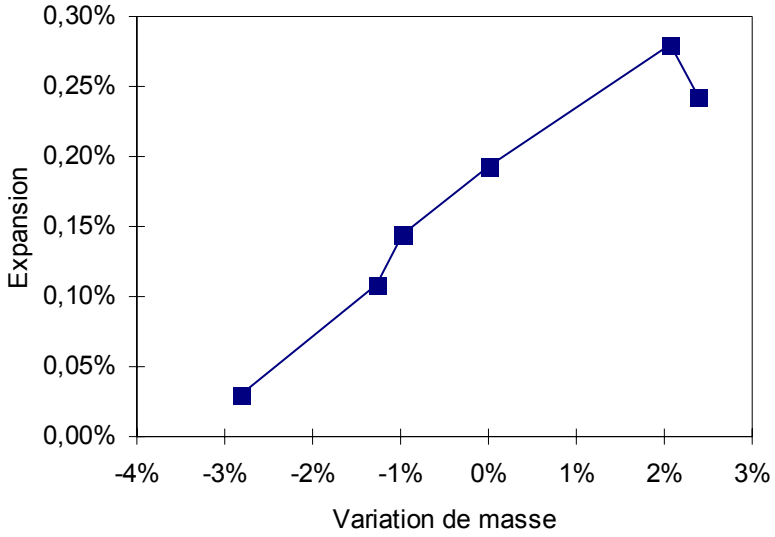

Figure 77 : expansion à 90 jours en fonction de la variation de masse

Résultats pour la série HR-variable

Les variations de masse moyennes expérimentales sont présentées sur les figures suivantes (voir Figure 78 et Figure 79). Il existe une différence entre le comportement hydrique entre des éprouvettes réactives et celles de référence. Ces dernières échangent de l'eau beaucoup rapidement que les éprouvettes réactives. Dans le cas du cycle long, les éprouvettes de référence retrouvent leur masse initiale à la fin de chaque cycle, c'est à dire qu'elles retrouvent leur état hydrique initial (perte de masse nulle), tandis que les éprouvettes réactives ne sont pas entièrement saturées (perte de masse entre 1% et 2%). Le même phénomène se retrouve pour les éprouvettes soumises à un cycle court.

La différence de comportement hydrique entre les deux formulations s'explique par le fait que la substitution de la moitié des granulats a engendré une différence des propriétés hydriques du mortier (et notamment la diffusivité).

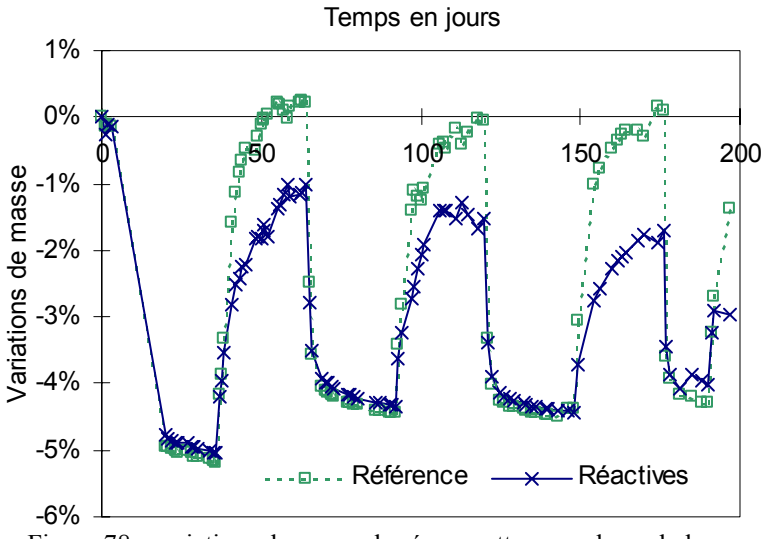

Figure 78 : variations de masse des éprouvettes pour le cycle long

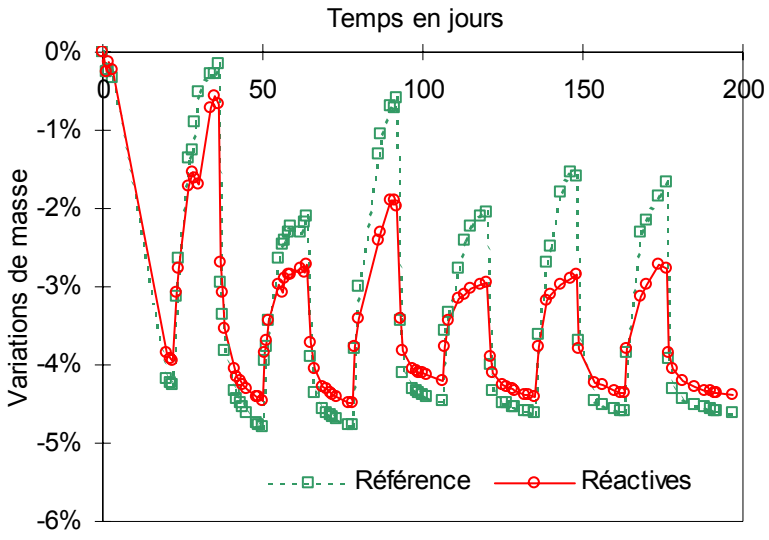

Figure 79 : variations de masse des éprouvettes pour le cycle court

En conséquence, les éprouvettes réactives de cycle long ne retrouvent pas leur état hydrique initial à la fin de chaque cycle comme cela était prévu au départ. Néanmoins, la différence entre les durées respectives des cycles court et long induit une différence sur les variations de masse entre les éprouvettes réactives soumises à des cycles courts ou longs (voir Figure 80).

Les éprouvettes réactives soumises à des cycles longs perdent en moyenne 4,5% de leur masse après 28 jours passés à une humidité relative de 59%. Lorsqu'elles sont soumises ensuite à une humidité relative de 96% pendant 28 jours, leur masse remonte et la perte est comprise entre 1% et 2%. En ce qui concerne les éprouvettes réactives soumises à des cycles courts, après 14 jours passés à une humidité relative de 59%, la perte de masse moyenne est la même que précédemment (4,5% environ). Après 14 jours à 96%, la perte de masse est (à l'exception du premier et du troisième cycle) de l'ordre de 3%. L'état hydrique moyen du mortier est donc plus 'humide' pour les éprouvettes soumises à des cycles longs.

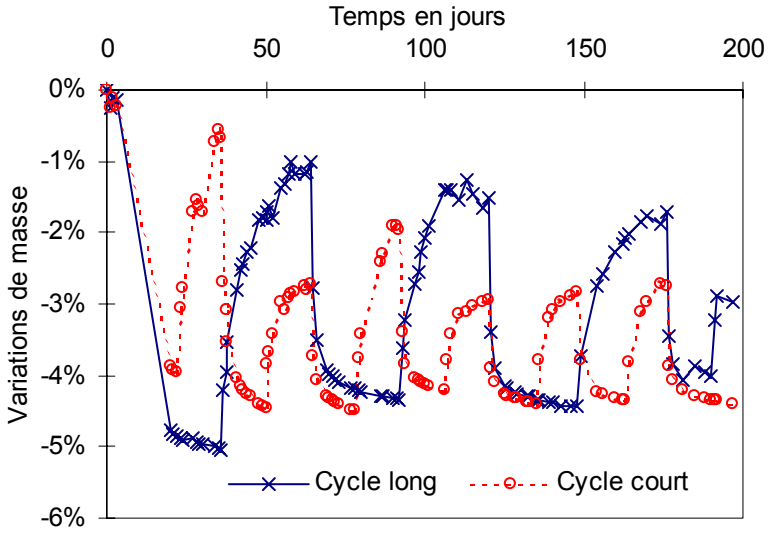

Figure 80 : comparaison entre les variations moyennes de masse des éprouvettes réactives pour les deux types de cycle

De plus, nous pouvons constater que l'état hydrique initial du mortier est différent pour les éprouvettes des deux séries d'essais HR-constante et HR-variable. En effet, le gain de masse pour les éprouvettes maintenues à une humidité relative extérieure de 96% est de 2,4% alors

que pour celles soumises à des cycles d'humidité relative, la perte est nulle (pour les éprouvettes de référence). Cette différence de saturation initiale s'explique par la différence des dates de préparation pour chaque série d'essais. Les éprouvettes de la série HR-constante ont été coulées courant avril, alors que celles pour la série HR-variable l'ont été en décembre. Les conditions extérieures (température et humidité relative) n'ont pas été les mêmes pour les deux séries d'essais.

Les allongements générés par la réaction alcali-silice sont présentés sur la Figure 81. Ils sont très proches puisque après 176 jours de cycles, l'expansion est égale à 0,23% pour les éprouvettes soumises à des cycles longs contre 0,21% pour celles soumises à des cycles court. Cela représente une différence de 10% environ sur la valeur de l'allongement.

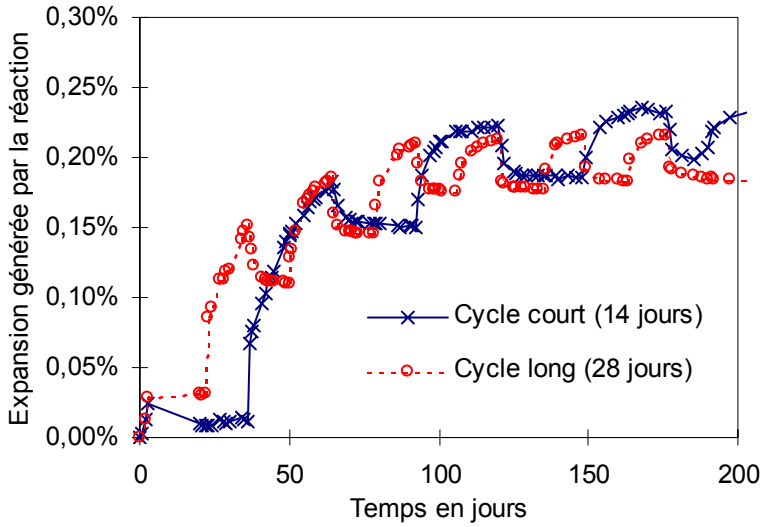

Figure 81 : allongement en fonction du temps et de la durée du cycle

Toutefois, il apparaît clairement que les courbes se séparent après une durée de 100 jours environ. La courbe d'allongement correspondant au cycle long continue de progresser alors que celle correspondant au cycle court marque le pas. Cette différence est *a priori* due à la différence des variations de masse des éprouvettes. Celles soumises à des cycles longs ont un état hydrique plus 'humide' (voir Figure 80) et présentent donc un gonflement plus important que celles soumises aux cycles courts. Le dépouillement et la modélisation de ces essais devraient confirmer cette conclusion.

Lorsque l'on soumet les éprouvettes à une humidité relative de 59%, il apparaît une baisse de l'allongement moyen de l'ordre de 0,04%. Les effets du séchage ont déjà été pris en compte en retirant le retrait des éprouvettes de référence à l'allongement des éprouvettes réactives. La cause probable de cette diminution d'allongement est la perte d'eau des produits de la réaction (gels) qui entraîne un retrait. Il en résulte une baisse de la pression exercée sur la matrice et donc une chute de l'expansion.

Les éprouvettes de la sérié HR-variable présentent un allongement moyen toujours inférieur à celui des éprouvettes maintenues à HR=96%, mais supérieur à celui correspondant à HR=59% (voir Figure 82). Par exemple, après 64 jours d'essai, les éprouvettes de la série HR-variable présentent un allongement moyen de 0,18% contre respectivement 0,07% et 0,27% pour celles maintenues à HR=59% et HR=96%.

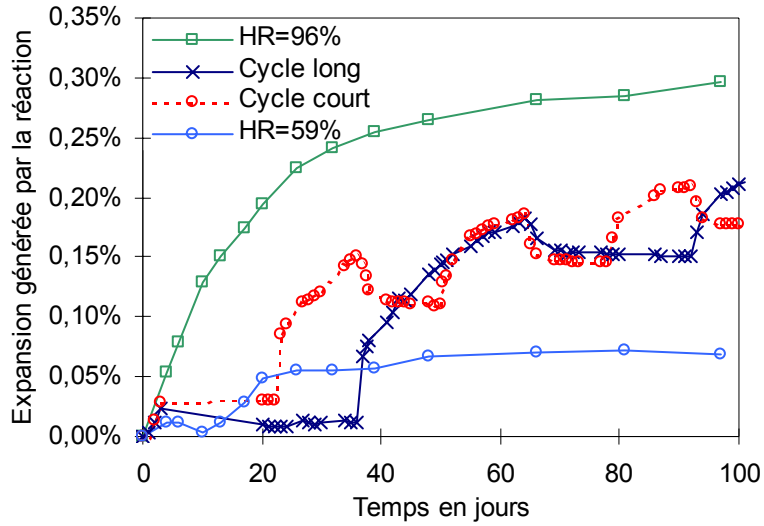

Figure 82 : comparaison entre les allongements des séries HR-constante et HR-variable

Conclusions

Conclusions sur les essais

Ces nouveaux essais confirment pour la plupart les résultats expérimentaux et les conclusions des différents auteurs. En ce qui concerne l'influence de l'humidité relative extérieure maintenue constante, les nouveaux points s'intègrent parfaitement dans l'ensemble des résultats précédents (voir Figure 83). La tendance qui se dégage est claire : le gonflement libre d'un matériau atteint par la réaction alcali-silice augmente avec l'humidité relative extérieure (voir Figure 83) comme l'ont souligné entre autres Olafsson [OLA-1986], Kurihara *et al.* [KUR-1989] et Tomosawa *et al.* [TOM-1989].

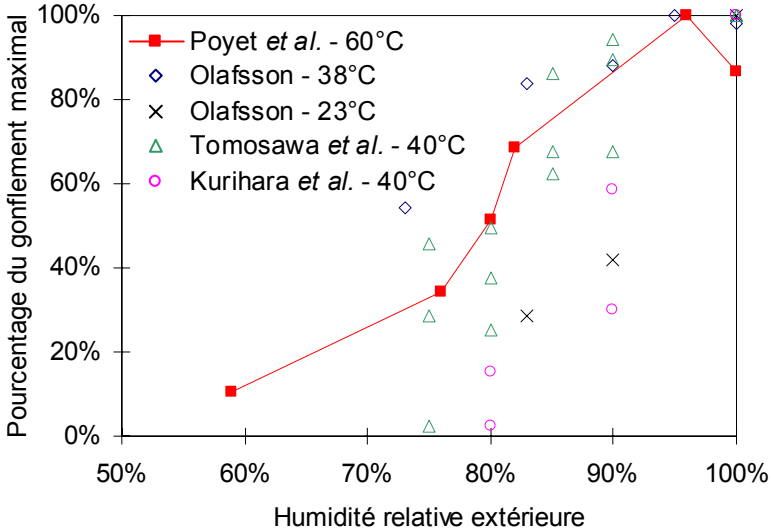

Figure 83 : évolution du gonflement en fonction de l'humidité relative extérieure, d'après [OLA-1986] [KUR-1989] et [TOM-1989]

De plus, dans le cas de nos essais, il semble que pour une humidité relative extérieure inférieure à 50% les gonflements engendrés par la réaction alcali-silice tendent vers zéro. Cette constatation est compatible avec les observations faites par différents auteurs selon laquelle les gonflements sont inhibés en deçà d'une certaine valeur de l'humidité relative. Cette valeur seuil dépend de la température (voir Figure 84).

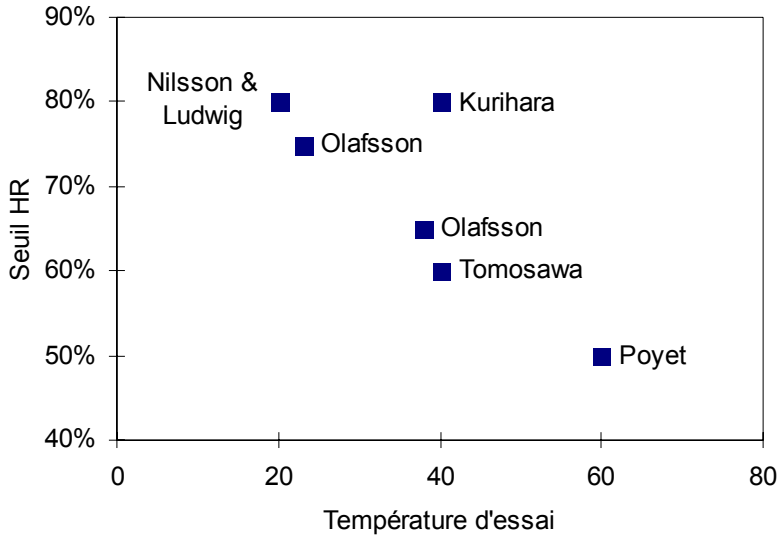

Figure 84 : évolution du seuil d'humidité relative extérieure en fonction de la température

En ce qui concerne nos essais, les cycles de séchage n'ont induit aucune différence dans le gonflement des éprouvettes par rapport à ce que nous avons observé avec celles maintenues dans une humidité relative extérieure constante. Le séchage court ou long des éprouvettes n'a pas entraîné d'arrêt ou de chute de cinétique de la réaction Et contrairement aux conclusions de Larive [LAR-2000] la remise en eau des éprouvettes après une période de séchage a entraîné le redémarrage systématique de l'expansion générée par la réaction. La modélisation devrait nous permettre d'apporter une réponse satisfaisant à cette indétermination.

Perspectives pour la modélisation

En ce qui concerne la modélisation de la réaction, les résultats que nous venons de présenter ne nous permettent pas de déduire une loi expérimentale qui relierait directement l'humidité relative extérieure et l'intensité des gonflements (même approche que celle adoptée par Capra et Bournazel [CAP-1998] et Bažant et Steffens [BAŽ-2000]). En effet, l'ensemble des résultats expérimentaux de la Figure 83 présente une dispersion trop large pour pouvoir en tirer une loi acceptable.

De plus, l'humidité relative extérieure n'est pas un critère objectif pour la description de l'influence de l'eau sur la réaction. L'humidité relative dépend de la température (voir en annexe). C'est ce qui explique la variation du seuil en fonction de la température. De plus, le gonflement d'un matériau atteint par la réaction alcali-silice est conditionné par la quantité d'eau disponible ou absorbée pendant le gonflement [VIV-1981] [LAR-2000]. Plus l'humidité relative extérieure est élevée et plus la prise d'eau est grande et plus le gonflement est important. Les résultats présentés correspondent à des essais effectués à des températures différentes, ce qui implique que pour la même valeur d'humidité relative la teneur en eau réelle de l'air est différente. La variation de masse et le gonflement sont alors affectés en conséquence.

De plus, pour tous les essais présentés, les éprouvettes ont échangé de l'eau avec l'extérieur (voir Figure 75 pour nos essais). Cela implique que l'état hydrique du matériau a évolué pendant l'essai. L'ensemble des résultats présentés sur la Figure 83 est affecté par cette évolution de l'état hydrique du matériau. C'est ce qui explique la grande dispersion des résultats expérimentaux présentés sur la Figure 83.

Ainsi, pour dépouiller les résultats de ces essais et caractériser l'influence de l'eau sur la réaction alcali-silice il est impératif de développer une modélisation qui :

- se base sur des critères objectifs de description de l'état hydrique du matériau ;
- prend en compte l'évolution de l'état hydrique du matériau au cours du temps ;
- prend en compte l'influence de l'état hydrique local du matériau sur le gonflement engendré par la réaction alcali-silice.

Lois constitutives du modèle

La campagne d'essais dont nous avons présenté les résultats dans le paragraphe précédent nous a montré l'influence de l'eau sur la réaction alcali-silice. Nous avons aussi compris la nécessité de tenir compte des transferts hydriques au sein du matériau pour pouvoir déterminer le gonflement d'une éprouvette en déséquilibre avec le milieu extérieur. Pour ce faire, il est impératif de connaître la quantité d'eau disponible en tout point d'une éprouvette (et non pas l'humidité relative) et à chaque instant ; pour pouvoir en déduire l'expansion correspondante. Pour cela, nous allons utiliser le degré de saturation local défini en tout point d'un matériau comme le pourcentage de remplissage des pores par l'eau liquide :

$$Sr = \frac{V_w}{V_v} \tag{3.1}$$

- V_v représente le volume poreux ;
- V_w représente le volume d'eau contenu dans les pores.

La démarche proposée est une évolution du modèle proposé par Capra et Bournazel [CAP-1997]. Elle est basée sur l'hypothèse suivante : pour un matériau donné, la réaction alcali-silice est entièrement déterminée en terme d'avancement et de gonflement en fonction du temps et de la connaissance de l'état hydrique du matériau. Nous avons choisi d'écrire l'avancement A de la réaction comme suit :

$$\dot{A}(Sr,t) = \alpha_0 \alpha(Sr)\left[\beta(Sr) - A(Sr,t)\right] \tag{3.2}$$

- A(Sr,t) et $\dot{A}(Sr,t)$ sont respectivement l'avancement de la réaction alcali-silice et sa dérivée par rapport au temps. A dépend du degré de saturation Sr. Il est compris entre 0 et 1. A=0 correspond à l'état initial et A=1 à l'état final.
- α_0 est un paramètre intrinsèque au matériau, il définit la cinétique du gonflement.
- La fonction β représente l'évolution de la valeur maximale que peut atteindre l'avancement A en fonction de la teneur en eau Sr. Ses valeurs sont comprises entre 0 et 1 (pour un degré de saturation Sr=1). Sa forme reste à définir. Elle ne dépend que du degré de saturation Sr.
- La fonction α représente la cinétique de la réaction, elle ne dépend que du degré de saturation Sr.

Le gonflement libre est relié à l'avancement de manière incrémentale :

$$\dot{\varepsilon}_{lib}^{ras}(Sr,t) = \begin{cases} K\dot{A}(Sr,t) & \text{si} \quad A(Sr,t) > A_0 \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \tag{3.3}$$

- $\varepsilon_{lib}^{ras}(Sr,t)$ et $\dot{\varepsilon}_{lib}^{ras}(Sr,t)$ sont respectivement le gonflement libre engendré par la réaction alcali-silice et sa dérivée à l'instant t, ils dépendent du degré de saturation Sr ;

- K est le paramètre qui relie l'avancement de la réaction au gonflement. Il définit l'amplitude de l'expansion, c'est un paramètre intrinsèque au matériau ;
- A_0 est l'avancement qu'il faut atteindre pour remplir entièrement le volume poreux disponible autour des granulats réactifs, c'est un paramètre intrinsèque au matériau.

Développement du modèle

Application au cas du degré de saturation constant

Dans le cas où le degré de saturation est constant et égal à Sr_0, les équations (3.2) et (3.3) sont facilement intégrables car les fonctions α et β sont égales à des constantes. La fonction décrivant l'avancement au cours du temps est alors :

$$A(Sr_0,t) = \beta(Sr_0)\left[1-\exp\left(-\alpha_0\alpha(Sr_0)t\right)\right] \tag{3.4}$$

L'intégration de l'équation différentielle (3.3) nous permet de déterminer de la même façon la relation donnant le gonflement libre pour un temps t quelconque :

$$\varepsilon_{lib}^{ras}(Sr_0,t) = K\left\langle \beta(Sr_0)\left[1-\exp\left(-\alpha_0\alpha(Sr_0)t\right)\right]-A_0\right\rangle^{+} \tag{3.5}$$

L'équation (3.5) conduit à des allongements en fonction du temps de la forme suivante (dans le cas où A_0=0) :

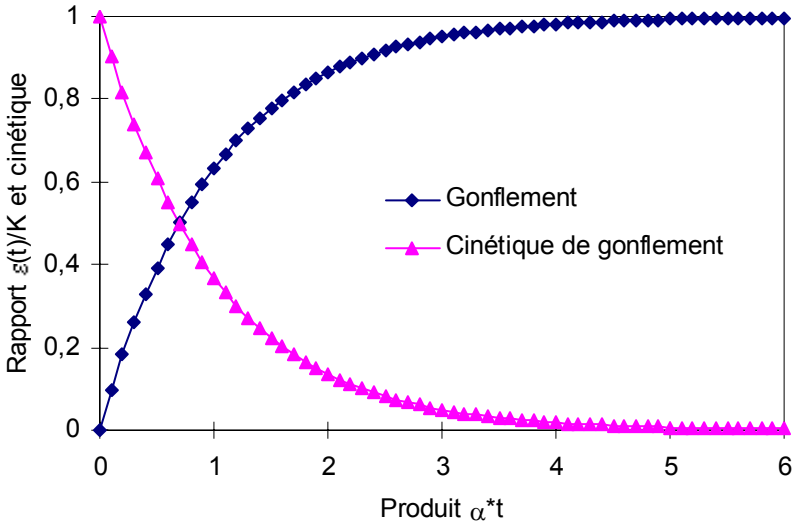

Figure 85 : forme générale des courbes allongement en fonction du temps pour la cinétique retenue

Application au cas du degré de saturation non constant

Dans le cas où le degré de saturation n'est pas constant au cours du temps, la valeur des fonctions α et β évolue à chaque instant de manière inconnue *a priori*. Les équations différentielles (3.2) et (3.3) ne peuvent être intégrées directement sur un intervalle de temps quelconque. Afin de pouvoir les intégrer, nous faisons l'hypothèse qu'entre deux instants infiniment proches les variations du degré de saturation sont négligeables. Il découle de cette hypothèse que nous pouvons considérer le degré de saturation comme une constante sur le pas de temps :

$$\int_t^{t+\delta t} \frac{dA\left(\overline{Sr},\tau\right)}{\beta\left(\overline{Sr}\right)-A\left(\overline{Sr},\tau\right)} = -\int_t^{t+\delta t} \alpha_0\alpha\left(\overline{Sr}\right)d\tau \tag{3.6}$$

- t est un instant quelconque
- δt est un incrément de temps infiniment petit, δt<<t ;
- $\overline{Sr}$ est la valeur du degré de saturation constant pour l'intervalle de temps [t, t+δt].

L'avancement pour un temps t_1 quelconque compris dans l'intervalle de temps [t, t+δt] est alors :

$$A\left(\overline{Sr},t_1\right)=\beta\left(\overline{Sr}\right)-\left[\beta\left(\overline{Sr}\right)-A\left(\overline{Sr},t\right)\right]\exp\left[-\alpha_0\alpha\left(\overline{Sr}\right)\left(t_1-t\right)\right] \tag{3.7}$$

La valeur du gonflement libre est égale à :

$$\varepsilon_{lib}^{ras}\left(\overline{Sr},t_1\right)=K\left\langle\alpha_0\alpha\left(\overline{Sr}\right)\left[\beta\left(\overline{Sr}\right)-A\left(\overline{Sr},t\right)\right]\int_t^{t_1}\exp\left[-\alpha_0\alpha\left(\overline{Sr}\right)\left(t_1-\tau\right)\right]-A_0\right\rangle^+ \tag{3.8}$$

Les valeurs de l'avancement et du gonflement sont alors déterminées pour chaque instant t ($t\in[0,+\infty]$) par récurrence (de proche en proche) à partir des conditions initiales. Ces dernières peuvent être par exemple, avancement et gonflement nuls à l'instant initial.

Application à un cas réel

Dans le cas d'une éprouvette en déséquilibre hydrique avec l'extérieur, à un instant t donné, le degré de saturation Sr n'est pas uniforme dans l'éprouvette. Il est alors impératif de travailler avec des champs de degré de saturation **Sr** définis à chaque instant et représentant ses variations en tout point de l'éprouvette :

$$\mathbf{Sr}(t)=\{Sr(M,t)\}\quad\forall M\in\textit{éprouvette} \tag{3.9}$$

La connaissance du champ de degré de saturation **Sr** nous permet de calculer les champs correspondant aux fonctions α et β :

$$\begin{cases}\boldsymbol{\alpha}(t)=\alpha[\mathbf{Sr}(t)]=\{\alpha(Sr(M,t))\}\\ \boldsymbol{\beta}(t)=\beta[\mathbf{Sr}(t)]=\{\beta(Sr(M,t))\}\end{cases}\quad\forall M\in\textit{éprouvette} \tag{3.10}$$

Si nous supposons que la réaction alcali-silice (RAS) est isotrope, le champ d'avancement **A** de la RAS est alors, pour un instant t_1 compris dans l'intervalle de temps [t, t+δt] :

$$\mathbf{A}(t_1)=\beta\left(\overline{\mathbf{Sr}}\right)-\left[\beta\left(\overline{\mathbf{Sr}}\right)-\mathbf{A}(t)\right]\exp\left[-\alpha_0\alpha\left(\overline{\mathbf{Sr}}\right)\left(t_1-t\right)\right] \tag{3.11}$$

- t est un instant quelconque, et δt est un incrément de temps infiniment petit ;
- t_1 est un temps quelconque compris dans l'intervalle [t, t+δt] ;
- $\overline{\mathbf{Sr}}$ est le champ de degré de saturation considéré comme constant dans l'intervalle de temps [t, t+δt].

La vitesse de gonflement est alors pour cet instant t_1 :

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{lib}^{ras}(t_1)=\frac{\partial\boldsymbol{\varepsilon}_{lib}^{ras}}{\partial t}(t_1)=K\alpha_0\alpha\left(\overline{\mathbf{Sr}}\right)\left[\beta\left(\overline{\mathbf{Sr}}\right)-\mathbf{A}(t)\right]\exp\left[-\alpha_0\alpha\left(\overline{\mathbf{Sr}}\right)\left(t_1-t\right)\right] \tag{3.12}$$

- $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}$ est le champ de vitesse de gonflement libre de RAS, il définit en tout point de l'éprouvette, ses composantes sont les cinétiques de gonflement en tout point de l'éprouvette à l'instant t.

L'objectif de cette partie est de déterminer les fonctions α et β permettant de relier le champ des degrés de saturation Sr aux champs d'avancements et de vitesses de gonflement libre dus à la réaction alcali-silice. Ces fonctions représentent l'influence de l'eau sur la réaction alcali-silice. Elles sont supposées ne dépendre ni du matériau étudié ni de la température. Elles sont caractéristiques de l'influence de l'eau sur la réaction alcali-silice. Ces fonctions seront prises de la forme suivante :

$$\alpha(sr)=\left(\frac{\left\langle Sr-Sr_0^{\alpha}\right\rangle^{+}}{1-Sr_0^{\alpha}}\right)^{m^{\alpha}} \quad \text{et} \quad \beta(sr)=\left(\frac{\left\langle Sr-Sr_0^{\beta}\right\rangle^{+}}{1-Sr_0^{\beta}}\right)^{m^{\beta}} \tag{3.13}$$

- $\langle X\rangle^{+}$ représente la partie positive de X ;
- Sr_0^{α} et Sr_0^{β} sont des seuils de degré de saturation en deçà desquels les fonctions α et β deviennent nulles ;
- m_{α} et m_{β} sont des paramètres réels définissant la non linéarité des fonctions α et β.

Les équations (3.13) permettent de donner n'importe quelle forme aux fonctions α et β (voir Figure 86).

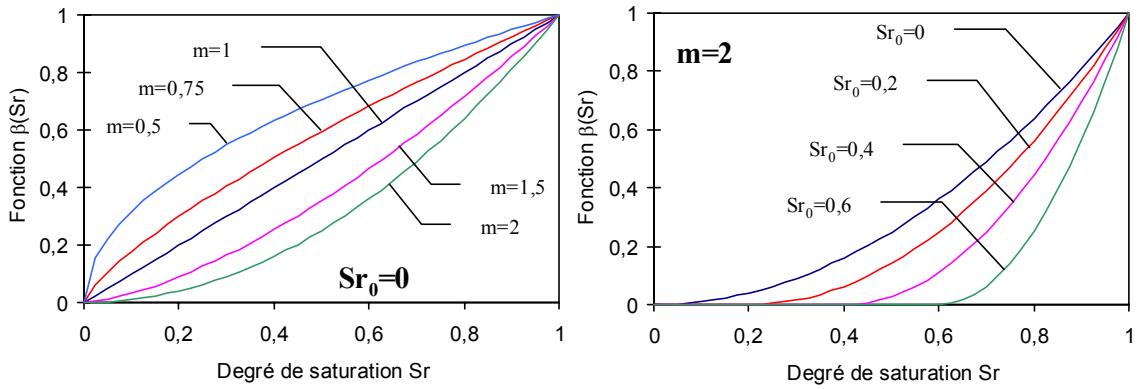

Figure 86 : exemples de fonctions α et β.

Calcul de l'allongement total

Le champ de degré de saturation **Sr** doit être déterminé par un calcul des transferts hydriques dans la structure étudiée. A partir de la connaissance de ce champ **Sr**, le champ d'avancement **A**(**Sr**,t) et le champ de gonflement libre engendré par la réaction $\boldsymbol{\varepsilon}^{\mathbf{ras}}$(**Sr**,t) sont calculés en tout point de la structure au moyen des formules (3.11) et (3.12). Le retrait observé expérimentalement (voir Figure 81) est supposé être proportionnel à l'allongement libre engendré par la réaction (c'est-à-dire à l'avancement de la réaction) et à la pression capillaire Pc :

$$\varepsilon_{séch}^{ras}(Sr,t)=-c_1\varepsilon_{lib}^{ras}(Sr,t)\left\langle\frac{Pc-Pc_0}{Pc_0}\right\rangle^{+} \tag{3.14}$$

- Pc_0 est la pression capillaire à l'instant initial.

La pression capillaire est reliée au degré de saturation dans les pores [BAR-1999] :

$$Pc(Sr) = a_1 \left(Sr^{-b_1} - 1 \right)^{1-\frac{1}{b_1}} \tag{3.15}$$

Le gonflement total généré par la réaction alcali-silice est alors :

$$\varepsilon^{ras}(Sr,t) = \varepsilon^{ras}_{lib}(Sr,t) + \varepsilon^{ras}_{séch}(Sr,t) \tag{3.16}$$

L'allongement est alors calculé par un approche élastique, cette dernière reste valable tant qu'il n'y a pas de fissuration [MUL-2003].

Détermination des paramètres intrinsèques du matériau

Le calage des paramètres du modèle peut se faire aisément avec un essai pour lequel le degré de saturation est constant. En effet dans ce cas, le gonflement libre généré par la réaction alcali-silice se calcule facilement en fonction du temps et du degré de saturation :

$$\varepsilon(Sr_0,t) = \varepsilon^{ras}(Sr_0,t) = K\beta(Sr_0)\left[1-\exp\left(-\alpha(Sr_0)t\right)\right] \qquad (3.17)$$

Le degré de saturation est constant et uniforme à l'intérieur de l'éprouvette, il n'y a donc pas de gradient de gonflement. En conséquence, la déformation totale est égale à la déformation engendrée par la réaction alcali-silice.

L'uniformité et la constance de la teneur en eau se traduisent sur une éprouvette par le fait que le poids de l'éprouvette ne varie pas. La seule série d'essais correspondant à cette description est celle maintenue à une humidité relative de 82%. Nous allons donc en utiliser les résultats en terme de gonflement et de cinétique de gonflement pour déterminer la valeur des paramètres intrinsèques de gonflement. Cela nous permet d'obtenir :

- le degré de saturation Sr_0 est égal à 0,635 ;
- le produit $K\beta(Sr_0)$=0,195% ;
- le produit $\alpha_0\alpha(Sr_0)$=0,038 j^{-1}.

Le coefficient de corrélation r^2 est alors égal à 0,9906 pour la courbe de gonflement.

Grâce à l'équation (3.17) nous pouvons alors décrire le gonflement libre généré par la réaction et la cinétique de gonflement correspondante (voir Figure 87).

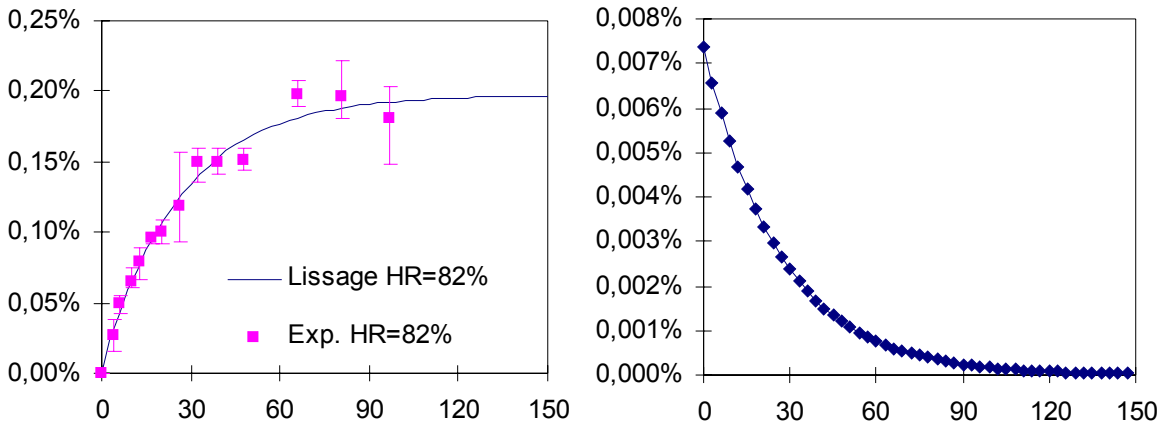

Figure 87 : calage de la courbe de gonflement en fonction du temps pour les éprouvettes soumises à HR=82% (à gauche) et la cinétique de gonflement correspondante (à droite)

Simulation des transferts hydriques

Principe

Afin de déterminer les champs de degré de saturation **Sr** à chaque instant, nous nous sommes basés sur la méthode employée par Torrenti *et al.* [TOR-1997] puis par Benboudjema *et al.* [BEN-2003]. Pour plus de commodités nous allons travailler avec les champs de teneur en eau **c** qui représentent le volume d'eau libre par m^3 de béton (l/m^3), le degré de saturation et la teneur en eau sont reliés par :

$$\mathbf{Sr} = \frac{1}{c_0}\mathbf{c} \tag{3.18}$$

- c_0 représente la teneur en eau du béton saturé (Sr=1).

L'équation à résoudre pour connaître le champ de teneur en eau **c** à chaque instant est issue du principe de conservation de la masse d'eau associée à un transfert par diffusion :

$$\frac{\partial c}{\partial t}(M,t) = div\left[D(c)\overrightarrow{grad}(c)\right] \tag{3.19}$$

- D(c) est la diffusivité de l'eau dans le béton qui dépend de la teneur en eau locale c.

Les conditions aux limites sur les bords de l'éprouvette sont des conditions de convection libre, Le flux sortant $\vec{j}(c)$ est alors donné par la relation suivante :

$$\vec{j}(c) = H(c)(c - c_{ext})\vec{n} \tag{3.20}$$

- c_{ext} est la teneur en eau à l'extérieur [l/m^3] ;
- H(c) est le coefficient d'échange surfacique au point considéré ;
- $\vec{n}$ est le vecteur normal sortant au point considéré.

Le coefficient d'échange H(c) est donné par la relation suivante [TOR-1997] :

$$H(c) = 5\,10^{-10}\left[\left|2c_{ini} - c_{eq}\right| - c(t)\right] \tag{3.21}$$

- c_{ini} est la teneur en eau initiale dans le matériau [l/m^3] ;
- c_{eq} est la teneur en eau à l'équilibre avec l'extérieur [l/m^3] ;
- c(t) est la teneur en eau à l'instant t.

La variation du coefficient de diffusion de l'eau dans les bétons est fortement non linéaire en fonction de la teneur en eau. Plus c est faible et plus la diffusivité est faible en raison de l'augmentation du nombre de discontinuités du réseau hydrique. Les variations de la diffusivité peuvent être décrites par l'intermédiaire de modèles empiriques, par exemple le modèle de Bažant *et al.* [BAZ-1972] et son amélioration récente le modèle de Xi *et al.* [XI-1994a]. Nous utiliserons ce dernier pour décrire l'évolution de la diffusivité. Elle s'écrit alors en fonction de l'humidité relative h dans les pores :

$$\frac{D}{D_0}(h) = 1 + a_h\left[1 - 2^{-10^{b_h(h-1)}}\right] \tag{3.22}$$

- h est l'humidité relative comprise entre 0 et 1 ;

- D(h) est la diffusivité [m²/s] ;
- D_0, a_h et b_h sont des paramètres de calage.

Un exemple d'évolution de la diffusivité en fonction de l'humidité relative dans les pores est présenté sur la Figure 88, les paramètres utilisés sont a_h=1 et b_h=5 (sans unité).

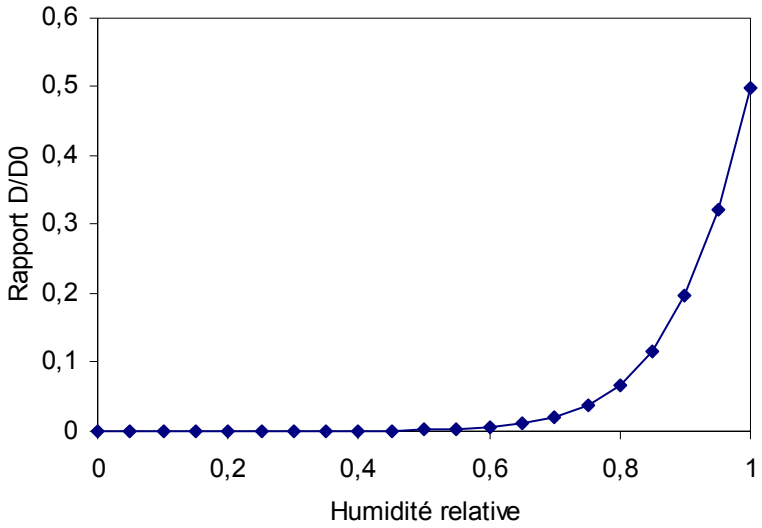

Figure 88 : exemple d'évolution de la diffusivité en fonction de l'humidité relative dans les pores

Calage de la diffusivité

Le coefficient de diffusion de l'eau est donné en fonction de l'humidité relative h dans les pores alors qu'il est nécessaire de l'avoir en fonction de la teneur en eau c. Le passage de l'un à l'autre se fait au moyen de l'isotherme d'adsorption du matériau étudié.

La Figure 89 nous présente une partie de notre isotherme obtenue sur mortier comparée avec deux isothermes issues des essais effectuées par Baroghel-Bouny [BAR-1999] sur un béton ordinaire (E/C=0,48). Nous pouvons remarquer que les points correspondant à nos essais sont compris entre l'isotherme d'adsorption d'une part et l'isotherme de désorption d'autre part.

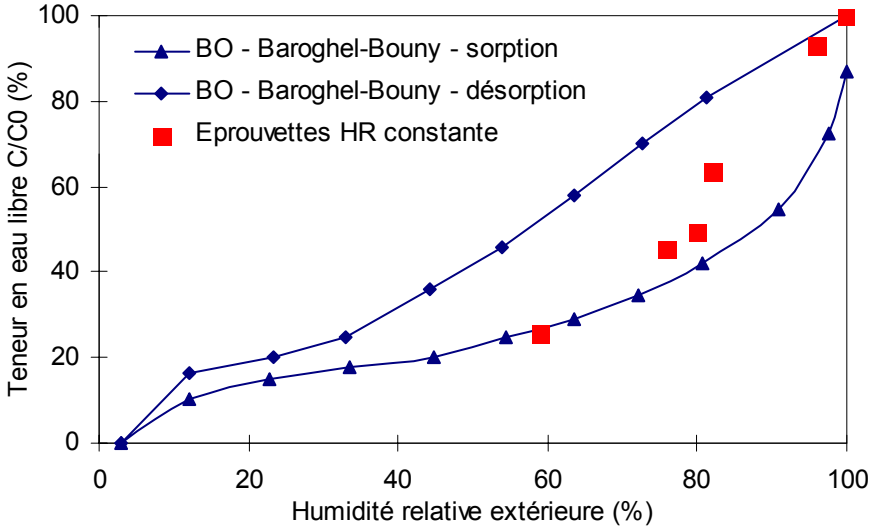

Figure 89 : comparaison des isothermes de la campagne expérimentale et d'un béton ordinaire [BAR-1999]

Cependant, aucune des deux isothermes n'est assez proche de nos points expérimentaux pour pouvoir être utilisée telle quelle dans nos calculs pour faire le lien entre humidité relative

extérieure et teneur en eau intérieure à l'équilibre. Nous utilisons donc le modèle empirique développé par Xi *et al.* [XI-1994b]. Ce modèle permet de reproduire n'importe quelle isotherme de sorption (pâte de ciment, mortier ou béton) en ajustant trois paramètres distincts C, k et V_m. Ces paramètres prennent en compte les effets de la température, du temps, durée de cure…etc. Le modèle donne la teneur en eau à l'équilibre $c_{eq}(h)$ en fonction de l'humidité relative extérieure :

$$\frac{c_{eq}}{c_0}(h) = \frac{CkVmh}{(1-kh)[1+(C+1)kh]} \tag{3.23}$$

- h est l'humidité relative extérieure (comprise entre 0 et 1) ;
- c_{eq} est la teneur en eau à l'équilibre avec l'extérieur [l/m^3] ;
- c_0 est la teneur en eau du milieu saturé (Sr=1) [l/m^3] ;
- C, k et V_m sont des paramètres de calage.

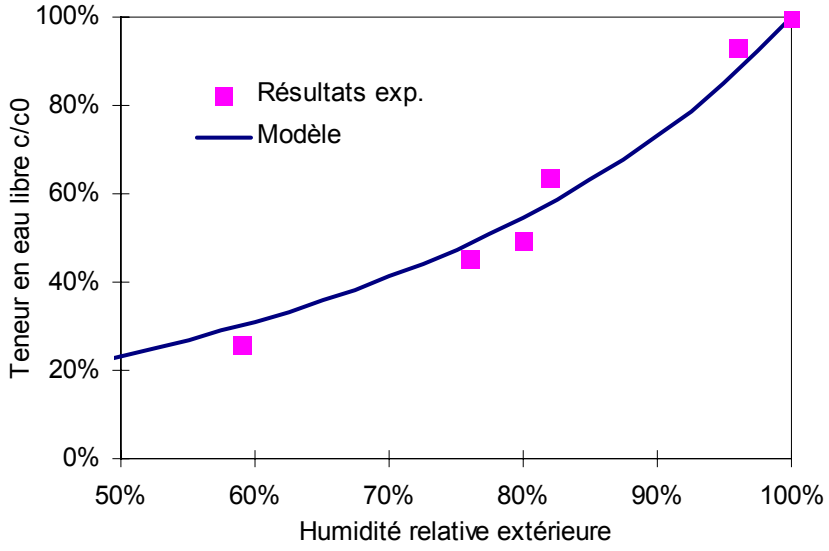

Figure 90 : comparaison entre les résultats expérimentaux et le modèle utilisé

La graphique précédent nous permet de juger du calage effectué à partir du modèle précédent [XI-1994b] avec les résultats expérimentaux. Nous pouvons constater la bonne corrélation entre les deux. Le jeu de paramètres utilisés est le suivant :

C	1
k	0,7
V_m	42,86

Tableau 19 : paramètres utilisés pour caler le modèle de Xi *et al.* [XI-1994b]

Le calcul des transferts hydriques est effectué au moyen du module thermique du code de calculs CAST3M. Les teneurs en eau à l'équilibre sont calculées à partir de la masse des éprouvettes à la fin des essais en supposant que la porosité est de 17% (voir les essais de porosimètrie au mercure [POY-2000]).

HR	**100%**	**96%**	**82%**	**80%**	**76%**	**59%**
δm/m	2,6%	2,1%	0%	-1%	-1,3%	-2,7%
$c_{équilibre}$	170 l/m^3	158 l/m^3	108 l/m^3	84,9 l/m^3	77,6 l/m^3	44 l/m^3

Tableau 20 : teneur en eau à l'équilibre en fonction de l'humidité relative extérieure

Dans un premier temps, le calage de la diffusivité est effectué par morceaux sur chacun des intervalles d'humidité relative définis dans les essais HR-constante afin de retrouver les variations expérimentales de masse (voir Figure 91) :

- $2\ 10^{-11}$ m²/s de 59% à 82% d'humidité relative extérieure ;
- $3\ 10^{-11}$ m²/s de 82% à 96% d'humidité relative extérieure ;
- $4\ 10^{-11}$ m²/s de 96% à 100% d'humidité relative extérieure.

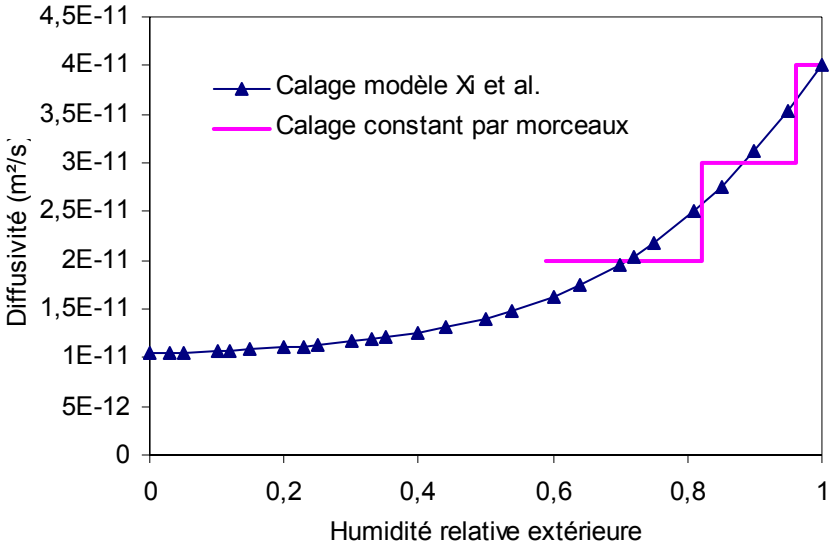

Figure 91 : calage de la diffusivité avec le modèle de Xi *et al.* [XI-1994a]

La courbe de diffusivité réelle est alors calée au moyen du modèle de Xi *et al.* [XI-1994a] (voir Figure 91). Les paramètres de calage D_0, a_h et b_h du modèle (voir équation (3.22)) sont les suivants :

- $D_0=10^{-11}$ m²/s ;
- $a_h=6$ et $b_h=2$ (sans unité).

Simulation des transferts hydriques

La masse des éprouvettes est alors déterminée en intégrant pour chaque pas de temps du calcul non linéaire les champs de teneur en eau sur l'éprouvette. La valeur obtenue correspond à la masse d'eau libre dans l'éprouvette à un instant donné. En rajoutant la masse de solide, nous obtenons la masse de l'éprouvette.

La Figure 92 nous présente une comparaison entre les variations de poids expérimentales et simulées. Nous pouvons remarquer la bonne corrélation entre les deux tant du point de vue de la cinétique que du point de vue de l'amplitude.

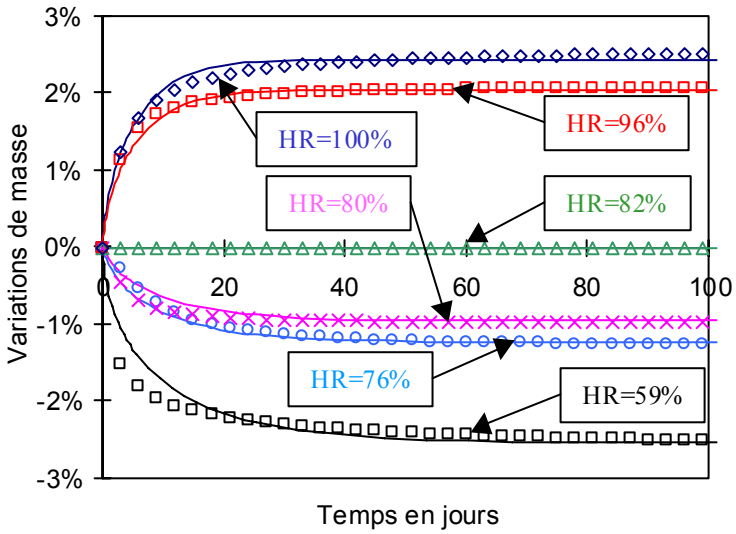

Figure 92 : comparaison des variations de poids expérimentales et simulées

Détermination des fonctions α et β

Etude paramétrique

Les paramètres α_0, K et A_0 qui définissent le gonflement intrinsèque du matériau sont déterminés d'après les résultats expérimentaux (voir le paragraphe Détermination des paramètres intrinsèques du matériau, page 130). Les éprouvettes maintenues à HR=82% n'échangent pas d'eau avec l'extérieur (voir Figure 75), le degré de saturation peut être considéré comme constant au cours de l'expérience. Dans ce cas, l'allongement s'écrit simplement en fonction du temps et du degré de saturation (voir équation (3.5)). Les paramètres définissant le retrait sont déterminés à partir du retrait des éprouvettes de référence (paramètres a_1 et b_1) et des résultats des essais cycliques (paramètre c_1).

Paramètre	**Gonflement du matériau**			**Retrait du matériau**		
	α_0	K	A_0	a_1	b_1	c_1
Valeur	0,06	0,31%	0	20 MPa	1,9	0,03

Tableau 21 : paramètres de gonflement et de retrait pour les simulations

La détermination des fonctions α et β revient à définir la valeur des paramètres de seuil Sr_0^{α} et Sr_0^{β} et les exposants m_α et m_β. Ces valeurs sont obtenues au moyen d'une étude paramétrique. Voyons tout d'abord l'influence de l'exposant m_β. Pour cela, nous avons fait varier sa valeur entre 0,5 et 2 (voir Tableau 22).

Paramètre	m_β	Sr_0^{β}	m_α	Sr_0^{α}
Valeur	[0,5-2]	0	1	0

Tableau 22 : valeur des paramètres utilisés pour les simulations

Les résultats en terme d'allongement sont présentés sur les figures suivantes (voir Figure 93, Figure 94 et Figure 95).

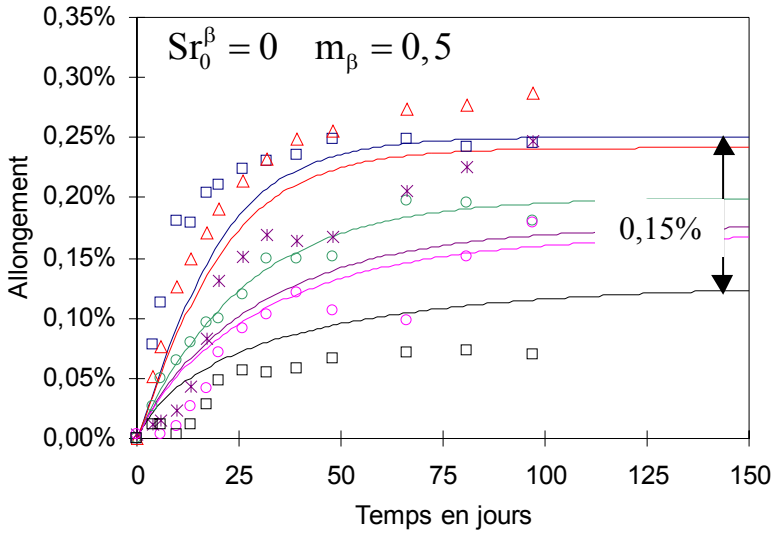

Figure 93 : allongements simulés pour m_β=0,5

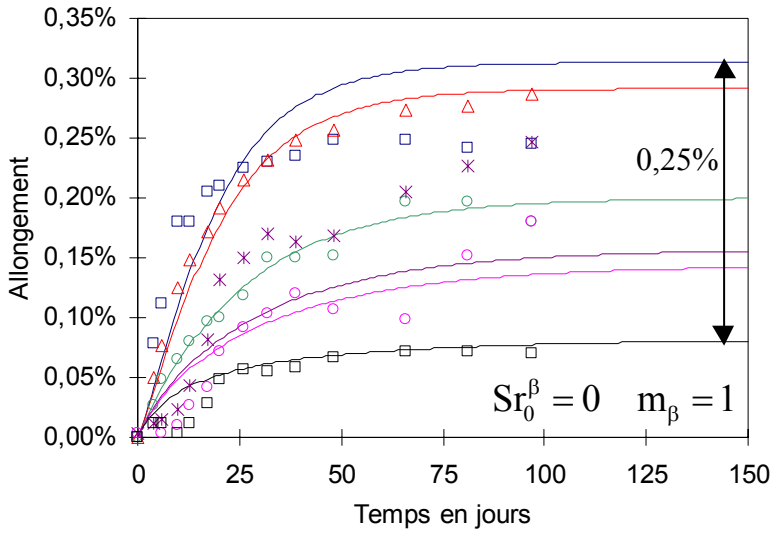

Figure 94 : allongements simulés pour m_β=1

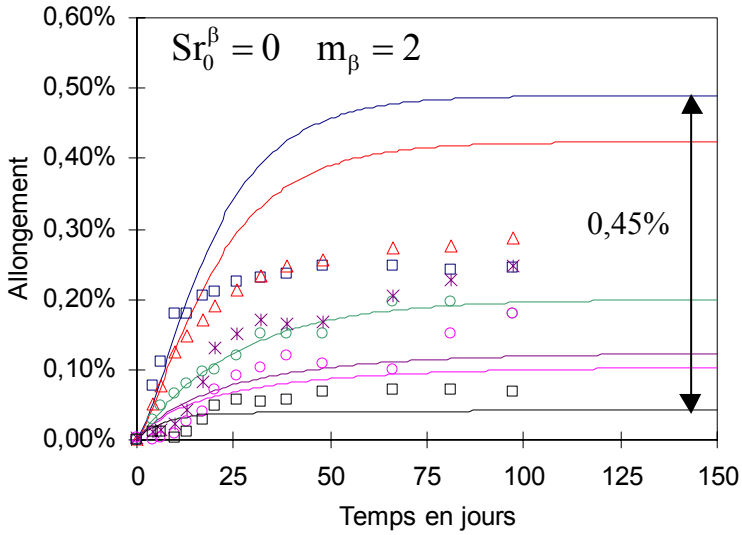

Figure 95 : allongements simulés pour m_β=2

La comparaison entre les allongements simulés et mesurés nous permet de constater que l'exposant m_β gère l'intensité des gonflements prédits, et plus sa valeur est faible, plus le faisceau des courbes d'allongements numériques est resserré (et réciproquement, plus elle est grande et plus le faisceau est large). De plus, chaque variation du paramètre m_β autour de la valeur 1 éloigne les courbes des points expérimentaux. Il apparaît donc clairement que la valeur du paramètre m_β doit être fixée à 1 (pour le jeu de paramètres utilisé lors de ces simulations).

En ce qui concerne l'influence du seuil de degré de saturation Sr_0^β nous l'avons fait varier entre 0 et 0,3 (voir Tableau 23).

Paramètre	m_β	Sr_0^β	m_α	Sr_0^α
Valeur	1	[0-0,3]	1	0

Tableau 23 : valeur des paramètres utilisés pour les simulations

Les résultats de ces simulations sont présentés sur les Figure 94, Figure 96 et Figure 97.

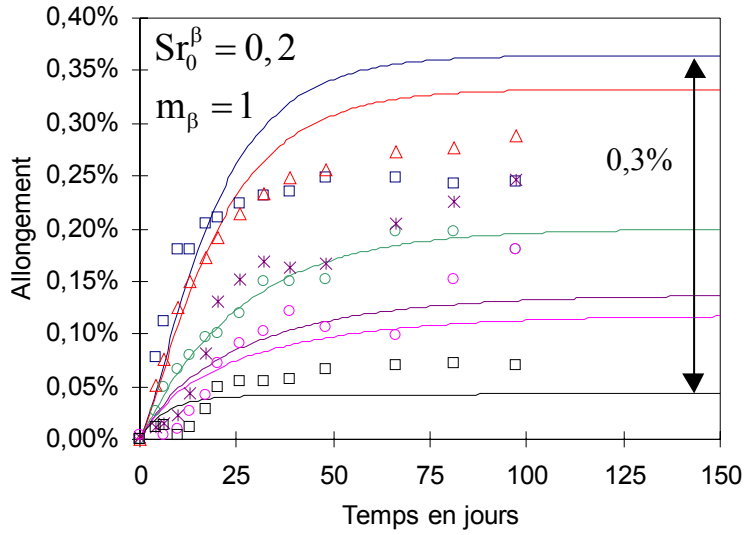

Figure 96 : allongements simulés pour un seuil de 0,2

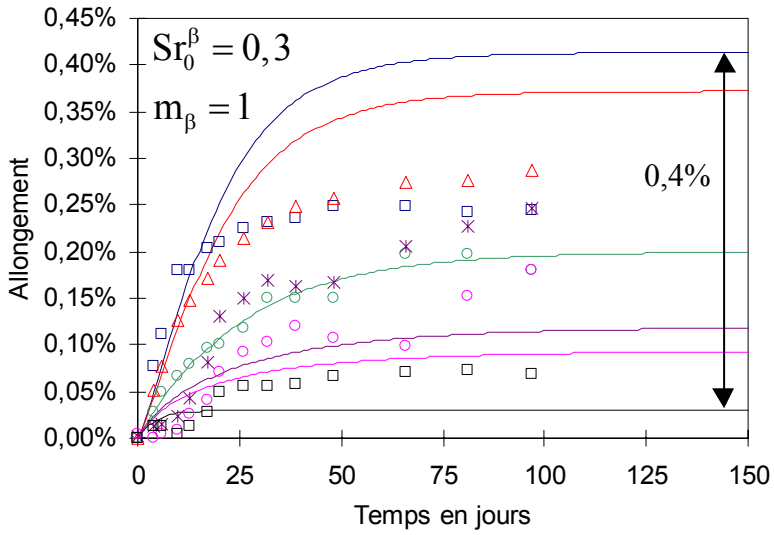

Figure 97 : allongements simulés pour un seuil de 0,3

Le seuil Sr_0^β correspond à la valeur du degré de saturation en deçà de laquelle la cinétique d'allongement devient nulle. Pour mémoire, le degré de saturation final pour les éprouvettes maintenues à HR=59% est égal à 0,26. La variation de ce seuil a la même influence sur les allongements prédits que l'exposant m_β détaillée précédemment. Une valeur non nulle induit un élargissement du faisceau des courbes prédites par rapport aux résultats expérimentaux (voir Figure 94, Figure 96 et Figure 97). Cela est dû à la forme des courbes β(Sr) ainsi obtenues (voir Figure 98). Lorsque le seuil est différent de zéro, l'allure de la courbe β(Sr) ainsi obtenue ressemble à celle d'une fonction puissance ($\beta(Sr)=Sr^m$). L'effet des variations de seuil est donc naturellement voisin de celui de l'exposant décrit précédemment.

La valeur retenue pour le seuil Sr_0^β est 0.

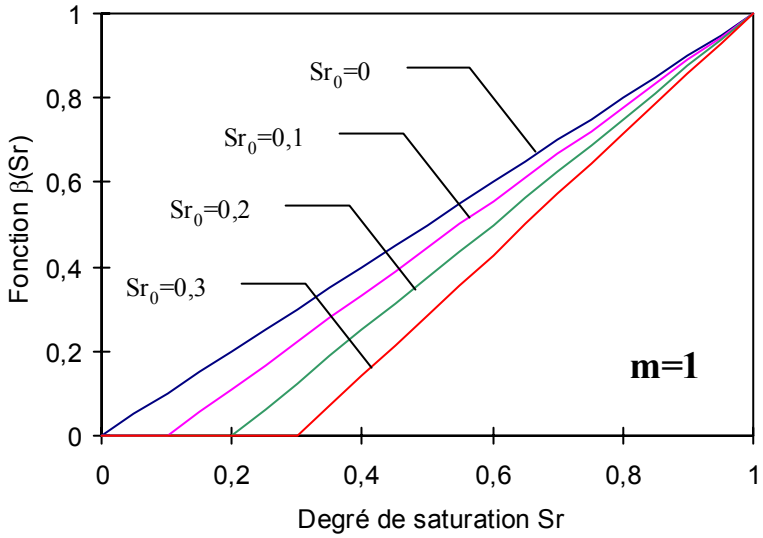

Figure 98 : fonctions β(Sr) en fonction du seuil de degré de saturation

En ce qui concerne l'exposant m_α nous avons utilisé les valeurs définies dans le Tableau 24.

Paramètre	m_β	Sr_0^β	m_α	Sr_0^α
Valeur	1	0	[1-4]	0

Tableau 24 : valeur des paramètres utilisés pour les simulations

Les résultats sont présentés sur les Figure 99, Figure 100 et Figure 101.

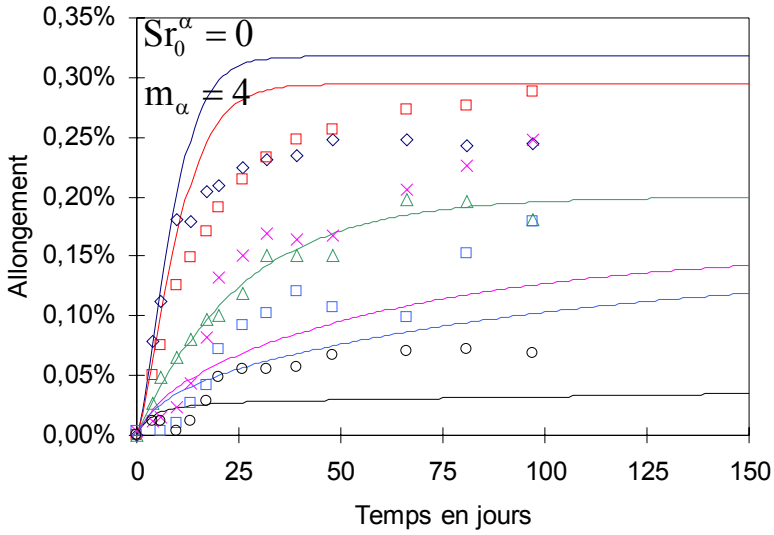

Figure 99 : allongements simulés pour m_α=4

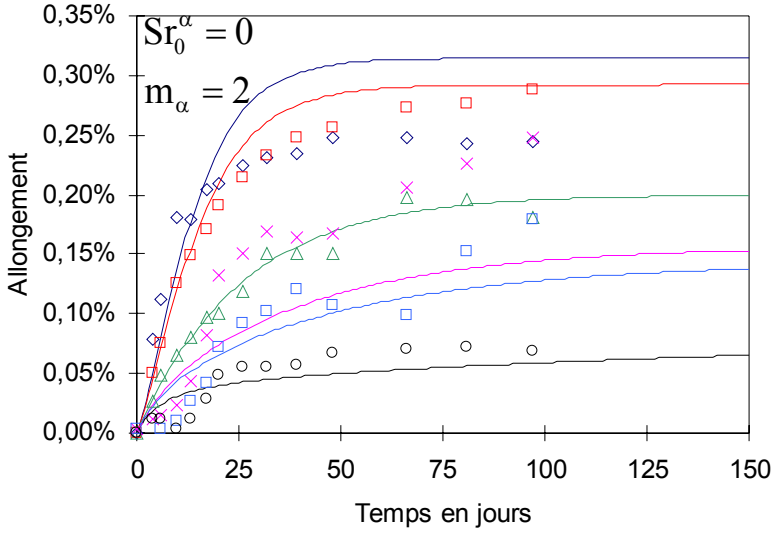

Figure 100 : allongements simulés pour m_α=2

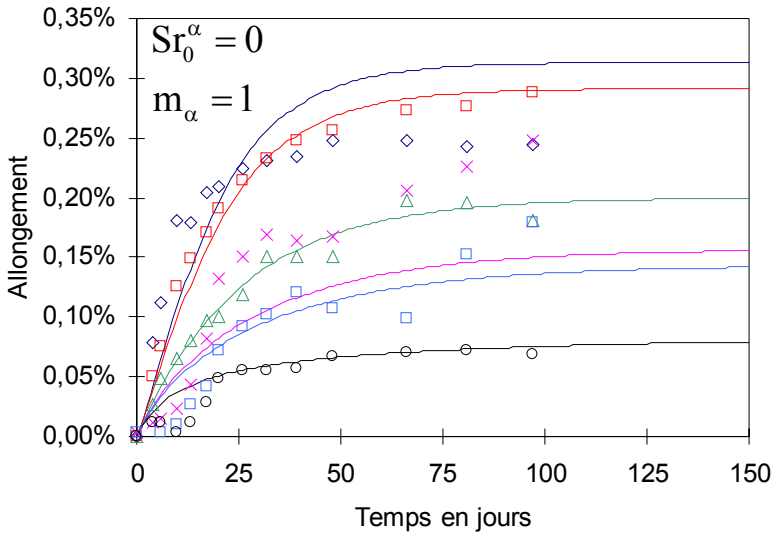

Figure 101 : allongements simulés pour m_α=1

L'exposant m_α permet de définir la cinétique de l'allongement prédit. L'augmentation de sa valeur entraîne une accélération de la cinétique des gonflements et réciproquement une diminution engendre une décélération de la cinétique globale (voir Figure 99, Figure 100 et Figure 101). La valeur qui permet de reproduire correctement la cinétique expérimentale est $m_\alpha=1$.

Le seuil Sr_0^α définit la valeur du degré de saturation en deçà de laquelle la cinétique de la réaction s'annule. Le degré de saturation initial est de 0,635. La plus faible valeur atteinte est 0,26 pour l'humidité relative extérieure égale à 59%. Ainsi, pour observer un effet de seuil sur la cinétique, il faut que le seuil soit supérieur à 0,26.

Une simulation a été effectuée avec un seuil égal à 0,3 (voir Figure 102). La valeur du gonflement maximal correspondant aux éprouvettes soumises à une HR égale à 59% n'est plus reproduite correctement. Cela est dû à l'annulation de la cinétique de la réaction dès le degré de saturation atteint 0,3. La cinétique des éprouvettes maintenues à 96% et 100% est surestimée.

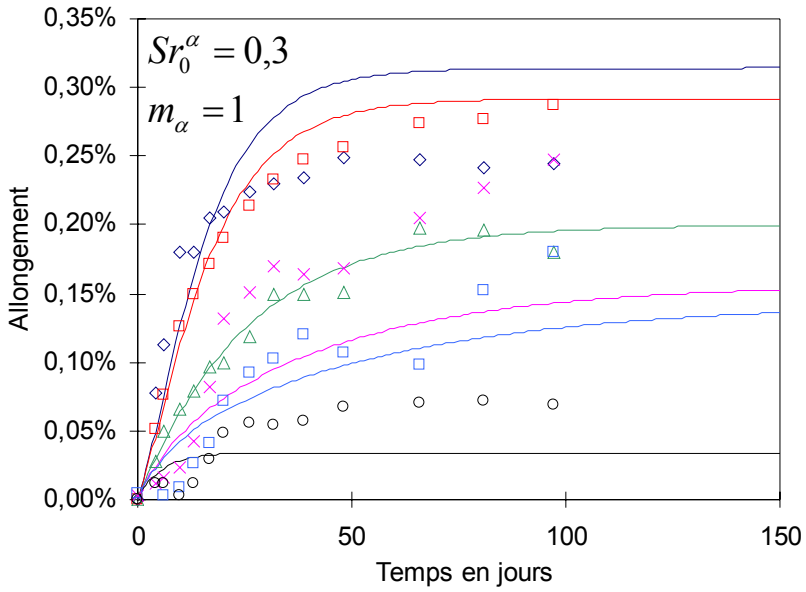

Figure 102 : allongements simulés pour $Sr_0=0,3$

En revanche, la Figure 101 nous montre la très bonne concordance de la cinétique de gonflement entre les résultats expérimentaux et les allongements simulés obtenue avec un seuil nul. Le seuil Sr_0^α retenu est donc nul.

Fonctions α et β

Les fonctions α et β retenues comme lois constitutives de la modélisation proposée sont donc linéaires sans seuil (voir Tableau 25). Ces lois définissent l'influence du degré de saturation sur la cinétique (fonction α) et l'amplitude du gonflement (fonction β). Ces fonctions sont indépendantes de la température et du matériau utilisé.

Paramètre	m_β	Sr_0^β	m_α	Sr_0^α
Valeur	1	0	1	0

Tableau 25 : valeur des paramètres retenus pour le modèle

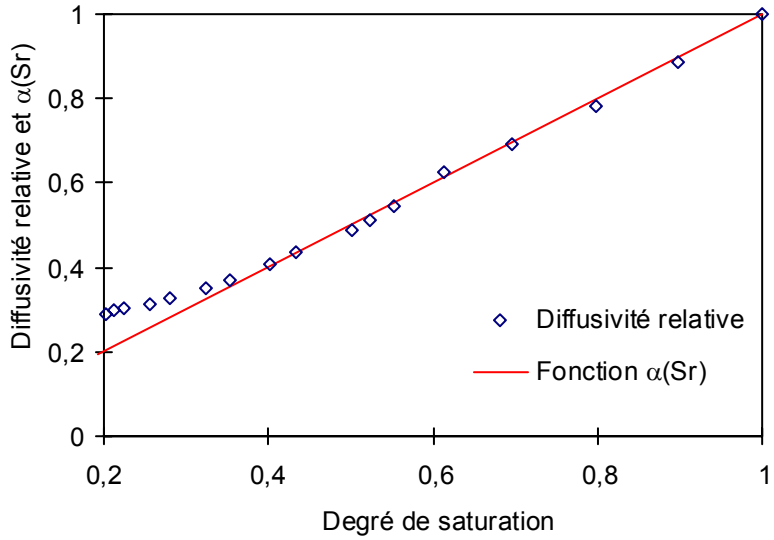

Figure 103 : évolutions comparées de la fonction α(Sr) et de la diffusivité

Il est à noter que la fonction α(Sr) ainsi obtenue est très proche de la variation de la diffusivité (normée par rapport à sa valeur maximale) en fonction du degré de saturation (voir Figure 103), la chute de la cinétique de la réaction induite par la diminution de l'humidité relative extérieure peut donc être directement reliée à la baisse de la diffusivité dans le matériau.

La comparaison entre les allongements prédits et mesurés est présentée sur la Figure 104.

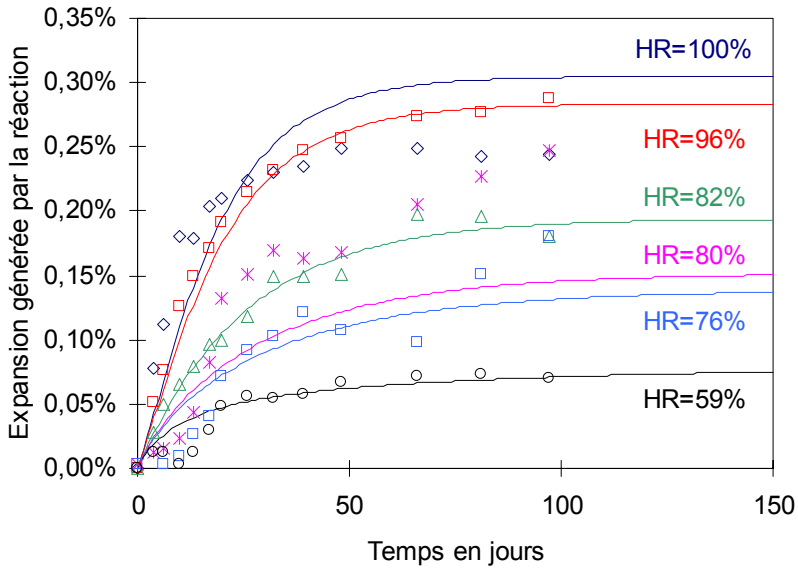

Figure 104 : comparaison entre les allongements simulés et expérimentaux.

La prédiction de l'allongement est bonne dans l'ensemble. Pour les essais HR=96%, HR=82% (ces résultats ont été utilisés pour le calage des données α_0, K et A_0) et HR=59% la cinétique et l'amplitude du gonflement est correctement reproduite. Pour HR=100%, il existe un décalage entre les résultats expérimentaux et la prédiction qui pourrait être dû au lessivage des ions par l'eau de ruissellement (voir paragraphe *Résultats pour la série HR-constante*, page 117).

Pour les simulations des essais à HR=80% et HR=76% une réaction parasite entre les alcalins des solutions salines et le cuivre des plots de retrait a entraîné des erreurs de mesure et le décalage entre les allongements mesurés et prédits. Néanmoins, la cinétique et l'amplitude sont correctement reproduites pour une date inférieure à 50 jours environ.

Les lois α et β ont ainsi été déterminées de manière à reproduire le plus fidèlement possible les résultats expérimentaux des essais HR-constante à partir de la seule connaissance des variations de masse et des paramètres intrinsèques de gonflement du mortier utilisé. Ces lois sont supposées être caractéristiques de la réaction alcali-silice, elles doivent donc être valables quels que soient le matériau, et les conditions d'essai.

Il reste à présent à vérifier que ce modèle permet de reproduire correctement les résultats d'essais qui n'ont pas servi à le caler. Le modèle va donc être appliqué dans un premier temps aux essais HR-variable puis à des essais sur l'influence de l'eau parus dans la littérature. Les essais concernés sont ceux réalisés par Kurihara *et al.* [KUR-1989], Tomosawa *et al.* [TOM-1989] et Larive [LAR-2000] (voir paragraphe *Influence de l'eau sur la réaction*, page 35).

Simulations des essais HR-variable

Ces essais ont été décrits dans les paragraphes précédents (voir paragraphe *Principe des essais*, page 114). L'état hydrique du matériau est déterminé par simulations numériques pour chacun des deux types d'essai (cycle court et cycle long). La diffusivité est ajustée pour reproduire les variations expérimentales de masse (voir Figure 105 et Figure 106).

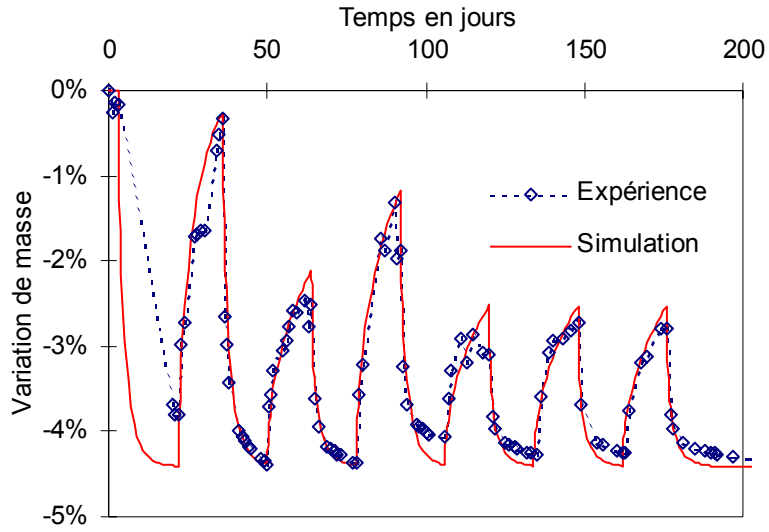

Figure 105 : évolution de la masse simulée pour le cycle court

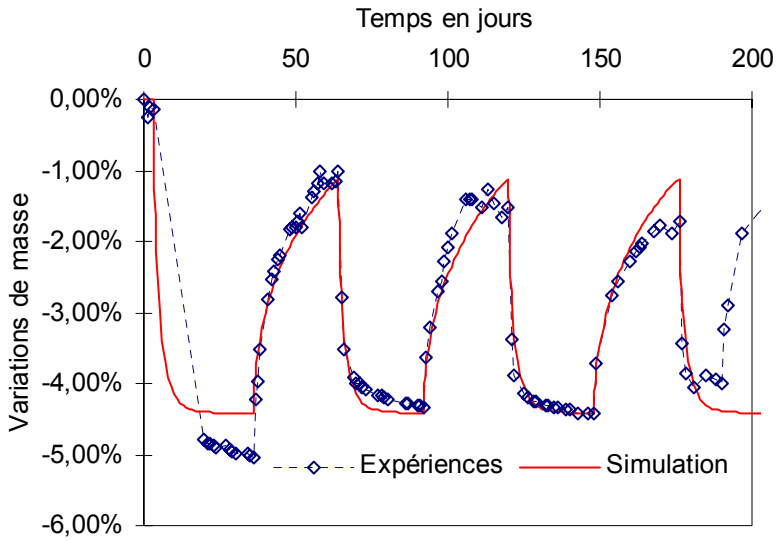

Figure 106 : évolution de la masse simulée pour le cycle long

En ce qui concerne la simulation des cycles courts (voir Figure 105), la diffusivité a dû être ajustée à chaque cycle afin de reproduire correctement les variations expérimentales de la masse sur chaque cycle.

Les valeurs des paramètres intrinsèques de gonflement α_0, K et A_0 sont celles déterminées pour les simulations des essais HR-constante (voir Tableau 21 et Tableau 26), car le matériau

est le même dans les deux séries d'essais. Les paramètres de retrait a_1 et b_1 sont déterminés à partir du retrait mesuré des éprouvettes de référence. Leur valeur correspond à celle obtenue par Baroghel-Bouny [BAR-2000] pour un béton ordinaire. Le paramètre c_1 est ajusté pour reproduire l'intensité du retrait observé à chaque cycle pour les essais HR-variable (voir Figure 107 et Figure 108).

Paramètre	**Gonflement du matériau**			**Retrait du matériau**		
	α_0	K	A_0	a_1	b_1	c_1
Valeur	0,06	0,31%	0	20 MPa	1,9	0,03

Tableau 26 : paramètres de gonflement et de retrait pour les simulations

Les allongements obtenus sont présentés sur les Figure 107 et Figure 108.

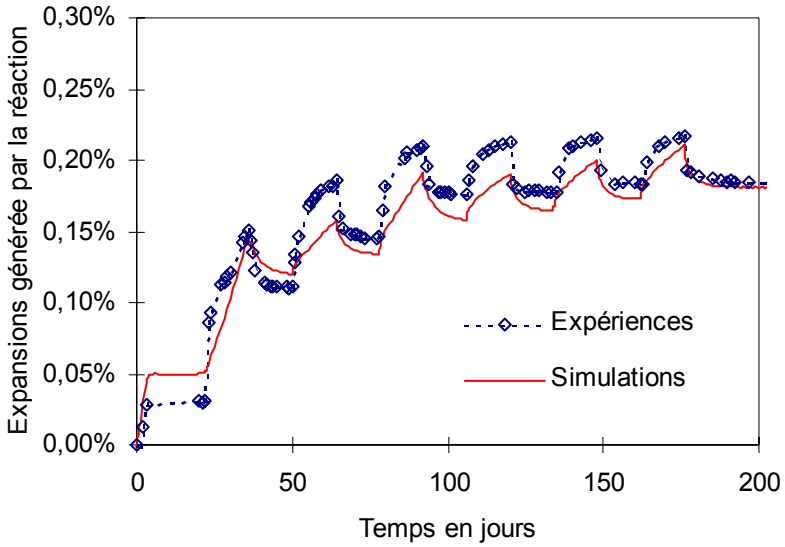

Figure 107 : allongements simulés et mesurés pour le cycle court

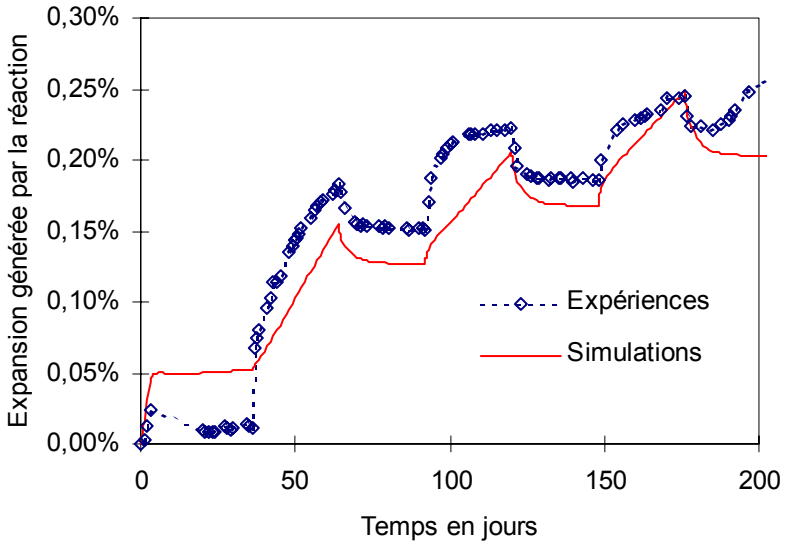

Figure 108 : allongements simulés et mesurés pour le cycle long

Les allongements prédits au moyen du modèle sont très proches des résultats expérimentaux tant du point de vue de la cinétique que de l'amplitude. Il est très important de remarquer qu'il n'y a aucun paramètre de calage dans ces simulations. Les données caractérisant le gonflement généré par la réaction alcali-silice et le retrait du matériau sont celles déterminées pour les essais HR-constante. Les lois α et β ont été calées au moyen des essais HR-constante

et sont figées. Seules les variations de masse ont été calées à partir des résultats expérimentaux. Ainsi, la connaissance de l'état hydrique du matériau, des paramètres intrinsèques de gonflement et de retrait suffit à prédire de manière satisfaisante son gonflement.

De plus, la réponse du modèle en terme d'allongement est très sensible à l'état hydrique (c'est à dire le champ de degré de saturation). Trois simulations différentes de l'essai pour le cycle court ont été effectuées. Les variations de masse sont légèrement différentes dans les trois cas (voir Figure 109). La première (Simu. 1) correspond à la simulation précédente. Pour la seconde et la troisième (respectivement Simu. 2 et Simu. 3) les variations de masse sont les mêmes pour chaque cycle. Pour Simu. 2, elles sont calées sur le premier cycle et pour Simu. 3, elles sont calées sur les trois derniers. Ainsi, l'état hydrique du matériau est totalement différent pour chacune des simulations.

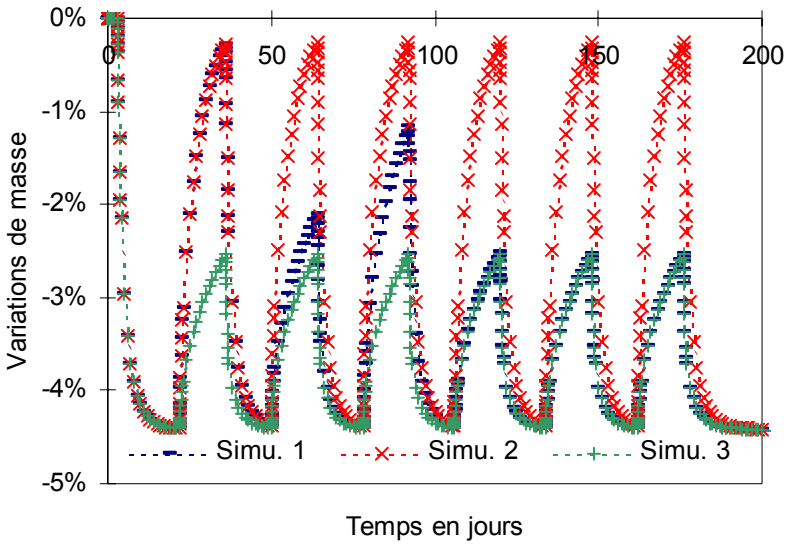

Figure 109 : variations de masse testées pour le cycle court

Les résultats en terme d'allongement sont très différents (voir Figure 110). Les courbes d'allongements se séparent dès qu'il apparaît une différence sur les variations de masse (Simu. 3 se désolidarise des deux autres après 25 jours tandis que Simu. 1 et Simu. 2 se séparent après 50 jours). La valeur de l'allongement après 6 cycles (176 jours) varie alors du simple au double. Elle est respectivement de 0,33% pour Simu. 2, 0,21% pour Simu. 1 et 0,16% pour Simu. 3.

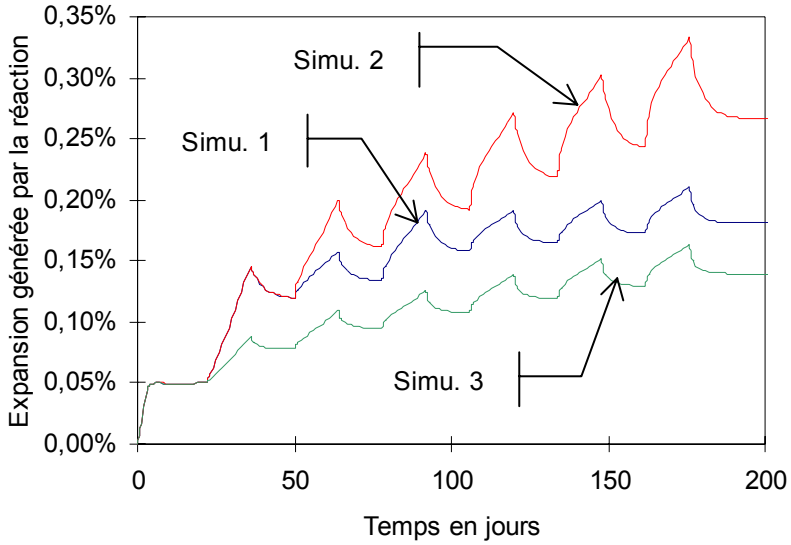

Figure 110 : allongements obtenus pour le cycle court

Ces trois simulations permet de mettre en évidence la très forte sensibilité du gonflement généré par la réaction à l'état hydrique local du matériau. Une très légère différence de prise de masse sur deux cycles successifs (0,5% sur le premier cycle et 1,5% sur le second) entre les simulations Simu. 1 et Simu. 3 entraîne une différence d'expansion de 0,04%. Ce qui correspond à une différence de 25% environ sur la prédiction de l'allongement. Cela permet aussi de montrer la nécessité de recourir à une modélisation et des simulations hydro-chemo-mécaniques pour pouvoir prédire le gonflement d'ouvrages réels.

Dépendance du gonflement vis-à-vis de l'humidité relative extérieure

Les essais présentés par Kurihara *et al.* [KUR-1989] et Tomosawa *et al.* [TOM-1989] consistent en un suivi de masse et de longueur d'éprouvettes de mortier soumises à différentes ambiances (voir Tableau 27). Ils permettent de montrer que le gonflement généré par la réaction est d'autant plus important que l'humidité relative extérieure est élevée.

Auteurs	**Kurihara *et al.* [KUR-1989]**	**Tomosawa *et al.* [TOM-1989]**
Ambiances	80% - 90% - 100% - Eau	75% - 80% - 85% - 90% - 100%
Température	40°C	40°C
Durée	12 semaines	52 semaines
Matériau	Mortier	Béton
Forme	Inconnue	Prismes 7,5*7,5*40 cm
Formulations	3 réactives - 1 référence	4 réactives - 1 référence

Tableau 27 : récapitulatif des conditions des essais

Pour chacun des auteurs, une seule formulation réactive est simulée (granulat A pour Kurihara et formulation T2-350-8 pour Tomosawa). L'allongement généré par la réaction est obtenu par différences des allongements bruts moyens des éprouvettes réactives et de référence.

Les champs de degré de saturation sont déterminés grâce aux variations expérimentales de masse, les données nécessaires manquantes (état hydrique initial, porosité, diffusivité…) sont estimées à partir des données disponibles (composition, rapport E/C…). Les variations de masse simulées sont présentées sur les Figure 111 pour les essais de Kurihara et Figure 112 pour les essais de Tomosawa.

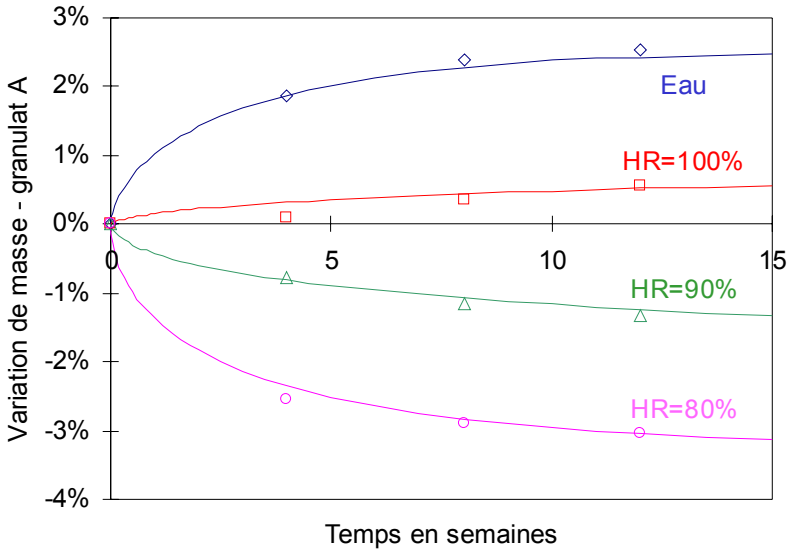

Figure 111 : variations de masse expérimentales et simulées pour le granulat A d'après [KUR-1989]

En ce qui concerne les essais de Tomosawa *et al.* [TOM-1989], les variations de masse expérimentales des éprouvettes maintenues à HR=85% et HR=90% sont les mêmes. Une seule simulation est alors effectuée (voir Figure 112).

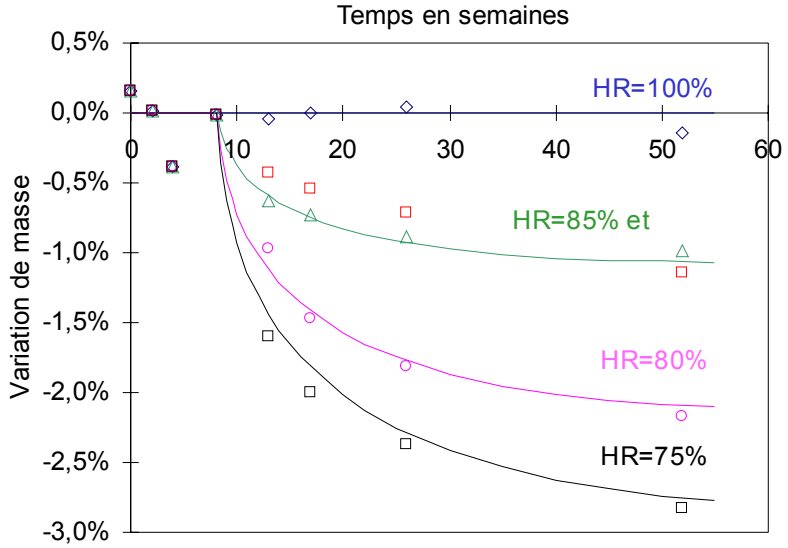

Figure 112 : variations de masse expérimentales et simulées pour la formulation T2-380-8 d'après [TOM-1989]

L'expansion générée par la réaction est alors calculée avec les paramètres définis dans le Tableau 28. Les résultats sont présentés sur les Figure 113 et Figure 114. Les paramètres sont calés sur les essais qui donnent les plus grands allongements (conservation dans l'eau pour Kurihara et HR=100% pour Tomosawa).

Paramètre	**Kurihara *et al.***	**Tomosawa *et al.***
α_0	0,021	0,011
K	1,3%	0,265%
A_0	0	0,25
a_1	20 MPa	20 MPa
b_1	1,9	1,9
c_1	0,03	0,03

Tableau 28 : Paramètres utilisés pour les simulations

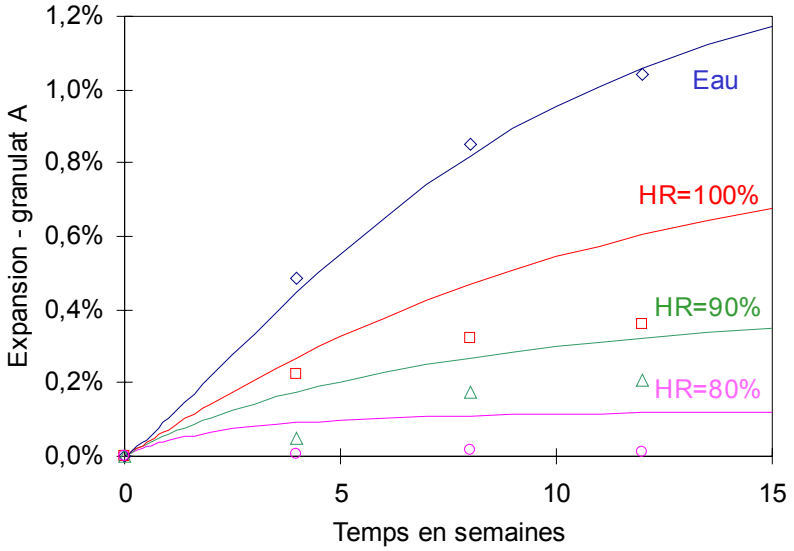

Figure 113 : allongements obtenus pour le granulat A d'après [KUR-1989]

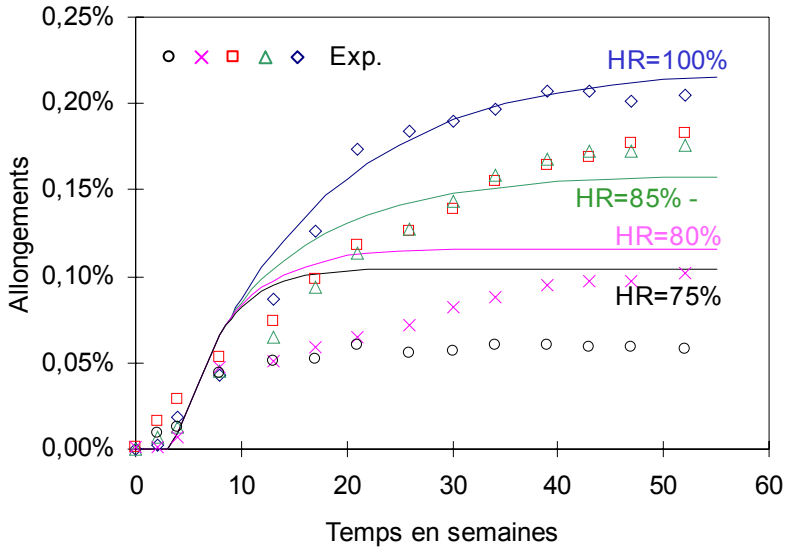

Figure 114 : allongements obtenus pour la formulation T2-350-8 d'après [TOM-1989]

La concordance entre les allongements expérimentaux et simulés est acceptable par rapport à la somme de données manquantes. L'étagement des courbes obtenues par le modèle est le même que celui observé expérimentalement. De plus, le modèle permet de retrouver les tendances expérimentales de gonflement. Par exemple, dans le cas de la formulation T2-350-8 (essais de Tomosawa *et al.* [TOM-1989]) et pour HR=75% le modèle prévoit une expansion rapide puis une stagnation qui est confirmée expérimentalement alors que le gonflement se poursuit pour les éprouvettes maintenues à une humidité relative supérieure à 80%.

Néanmoins, il existe un écart entre les allongements prédits et mesurés, cet écart augmente lorsque l'humidité relative extérieure diminue. Il a plusieurs causes distinctes, la première est le manque de données essentielles pour la simulation (état hydrique initial, porosité, valeur limite du degré de saturation pour chacune des humidités relatives, évolution de la diffusivité en fonction du degré de saturation…). Dans le cas des essais de Kurihara *et al.* [KUR-1989] la forme des éprouvettes n'est même pas spécifiée. L'estimation des données manquantes induit donc une erreur non négligeable sur la réponse du modèle.

De plus, le nombre trop faible de mesures dans le suivi de la masse des éprouvettes ne permet pas d'effectuer un calage rigoureux de l'état hydrique local dans le matériau. Or la valeur du

degré de saturation a une importance capitale dans le calcul du gonflement (voir paragraphe précédent). Ce dernier point induit nécessairement des écarts entre les allongements mesurés et simulés.

Dépendance du gonflement vis-à-vis de la prise d'eau

Les essais concernés [LAR-2000] comprennent quatre éprouvettes cylindriques fabriquées avec le même béton réactif. Elles sont conservées à 38°C dans une ambiance proche de la saturation. Trois sont libres d'échanger de l'eau avec l'extérieur (éprouvettes 19, 475 et 287), la quatrième (éprouvette 592) est enveloppée dans un film étanche qui empêche toute perte d'eau. Les prises de masse et donc les allongements sont différents pour chacune des éprouvettes (voir Figure 115). Les allongements présentés sont les allongements des éprouvettes réactives.

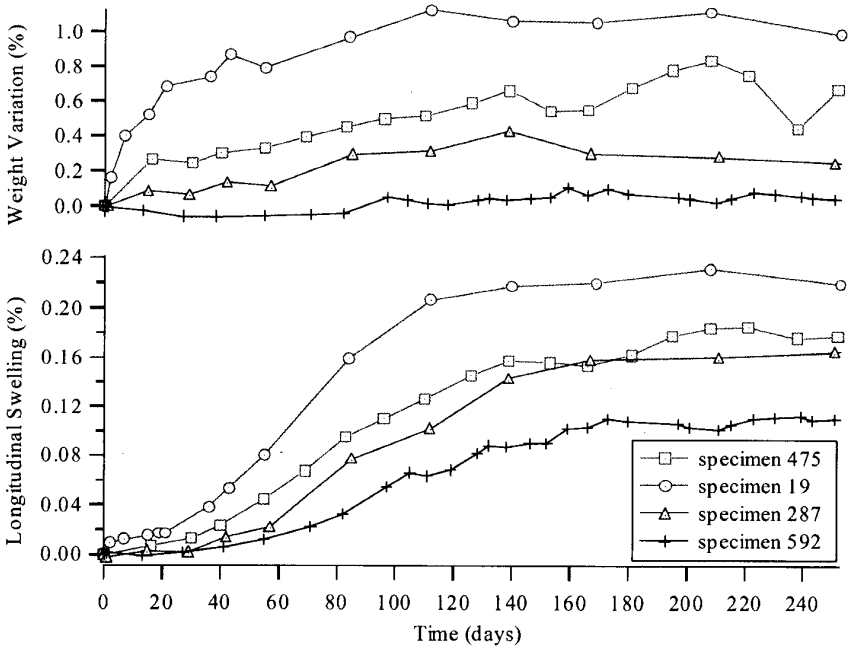

Figure 115 : variations de masse et allongements bruts expérimentaux [LAR-2000]

La détermination des champs de degré de saturation est effectuée en se basant sur les variations expérimentales de masse (voir Figure 116).

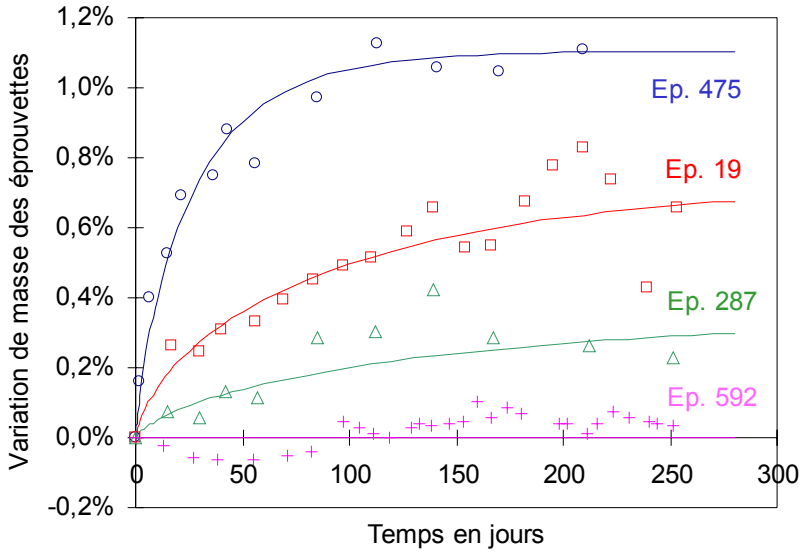

Figure 116 : variations de masse expérimentales et simulées

L'expansion générée par la réaction alcali-silice est alors calculée pour chaque éprouvette (voir Figure 117) en utilisant les paramètres définis dans le Tableau 29. Les paramètres de retrait (a_1, b_1 et c_1) ne sont pas définis car aucune éprouvette ne sèche.

Paramètre	α_0	A_0	K
Valeur	0,02	0,35	0,35%

Tableau 29 : paramètres intrinsèques de gonflement pour la simulation

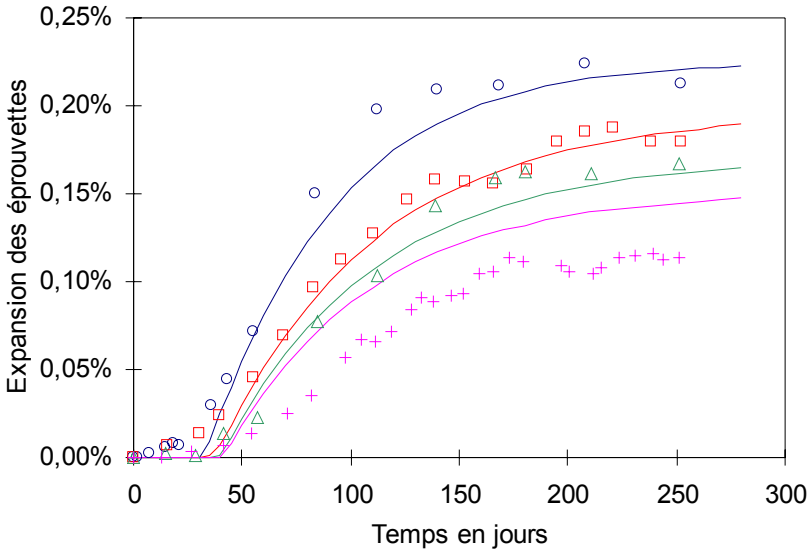

Figure 117 : allongements expérimentaux et simulés

Les allongements sont prédits correctement pour les trois éprouvettes qui échangent librement de l'eau avec l'extérieur (éprouvette 19, 475 et 287). En ce qui concerne la dernière (éprouvette 592 : pas d'échange hydrique avec l'extérieur), il existe un décalage entre la prédiction et les mesures. Cet écart est dû au fait que les allongements expérimentaux sont les allongements bruts des éprouvettes réactives. Ils intègrent ainsi des effets parasites.

Dans le cas de l'éprouvette 592, l'allongement intègre le retrait d'auto-dessiccation qui diminue l'allongement total de l'éprouvette. Le modèle permet seulement de prédire le gonflement généré par la réaction, il ne tient pas compte du retrait. Une partie de l'écart observé correspond alors au retrait d'auto-dessiccation. L'autre partie peut être attribuée à la

chute du degré de saturation dans l'éprouvette induite par l'auto-dessiccation qui diminue la cinétique et l'amplitude du gonflement généré par la réaction.

Malgré cet écart, nous pouvons considérer que le modèle permet de reproduire de façon satisfaisante la dépendance du gonflement à la prise de masse.

Influence de l'historique d'apport d'eau sur le gonflement

Au jeune âge pour la réaction

Pour un matériau dans lequel la réaction est encore en cours, une arrivée d'eau tardive entraîne une reprise rapide du gonflement [LAR-2000]. Pour montrer cela, des éprouvettes sont conservées pendant 561 jours à 38°C et HR=30%, elles sont ensuite immergées dans l'eau et présentent alors un gonflement rapide et important (voir Figure 118).

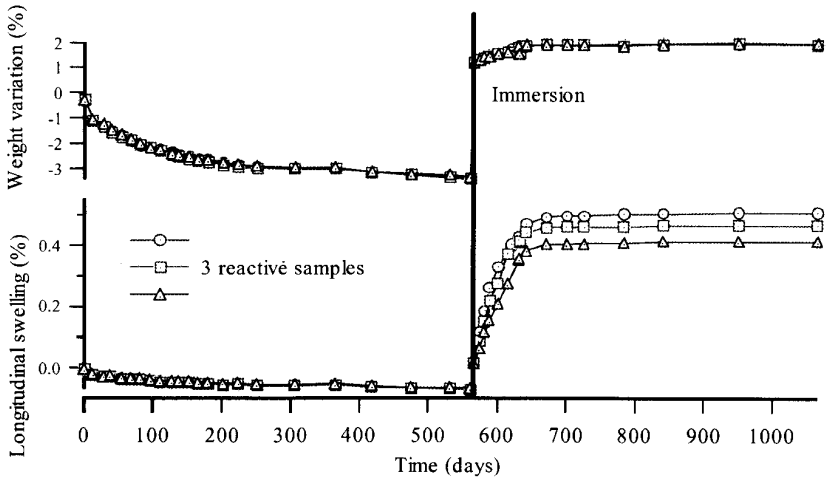

Figure 118 : éprouvettes séchées puis plongées dans l'eau [LAR-2000]

La détermination des champs de degré de saturation est effectuée en se basant sur les variations expérimentales de masse (voir Figure 119).

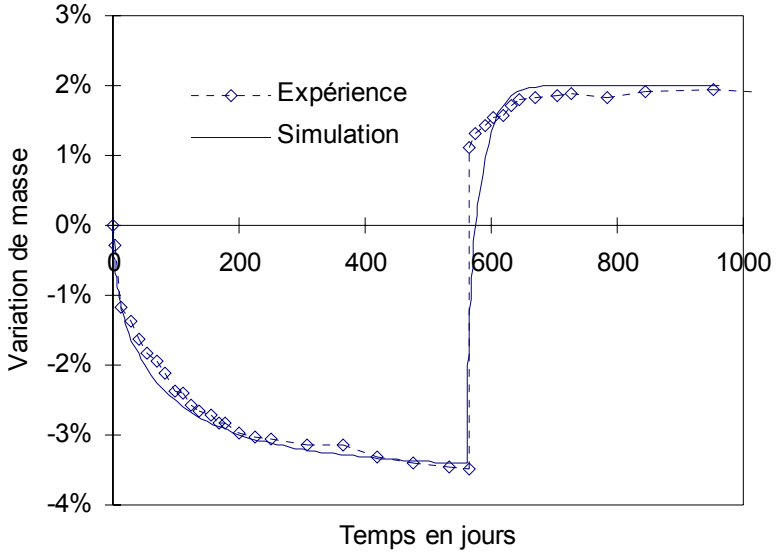

Figure 119 : variations de masse expérimentales et simulées d'après [LAR-2000]

Le matériau utilisé pour ces essais est le même que dans le paragraphe précédent. Les paramètres intrinsèques de gonflement sont *a priori* les mêmes (voir Tableau 29 et Tableau

30). Le paramètres de retrait sont déterminés à partir de la première partie de la courbe expérimentale d'allongement (voir Figure 120).

Paramètre	Paramètres de gonflement			Paramètres de retrait		
	α_0	A_0	K	a_1	b_1	c_1
Valeur	0,02	0,35	0,35%	29 MPa	1,9	0,03

Tableau 30 : paramètres utilisés pour la simulation

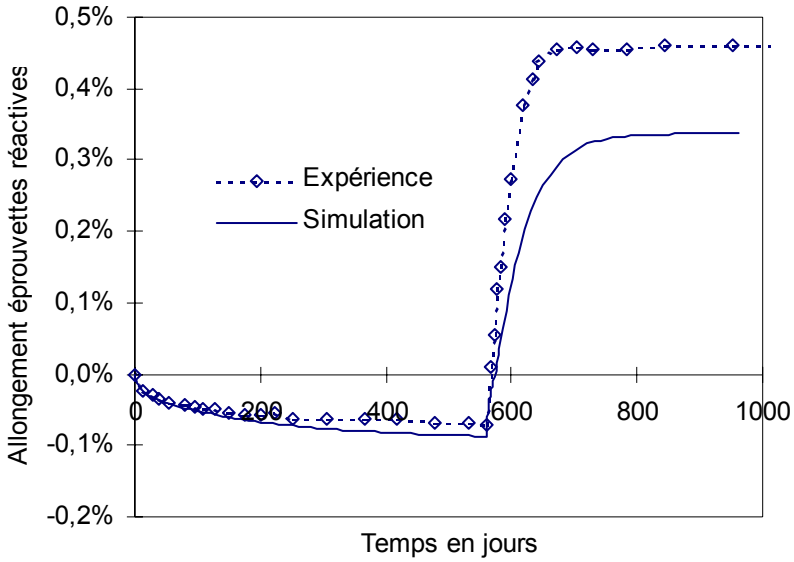

Figure 120 : allongements bruts expérimentaux et simulés d'après [LAR-2000]

La simulation montre une reprise très rapide du gonflement correspondant à l'arrivée d'eau (à 561 jours) conformément à ce qui est observé expérimentalement. Cependant, la valeur maximale de l'allongement est sous-estimée d'environ 25% (0,34% prédit contre 0,46% mesuré).

Au vieil âge pour la réaction

Lorsque la réaction est déjà avancée dans le matériau et qu'elle s'est arrêtée par manque d'eau, un apport tardif d'eau n'entraîne pas de gonflement supplémentaire significatif [LAR-2000]. Pour montrer cela des éprouvettes sont conservées pendant 447 jours à 38°C et HR=95% environ. Elles sont ensuite immergées pendant 3 mois dans de l'eau pour être ensuite séchées à HR=30% (voir Figure 121).

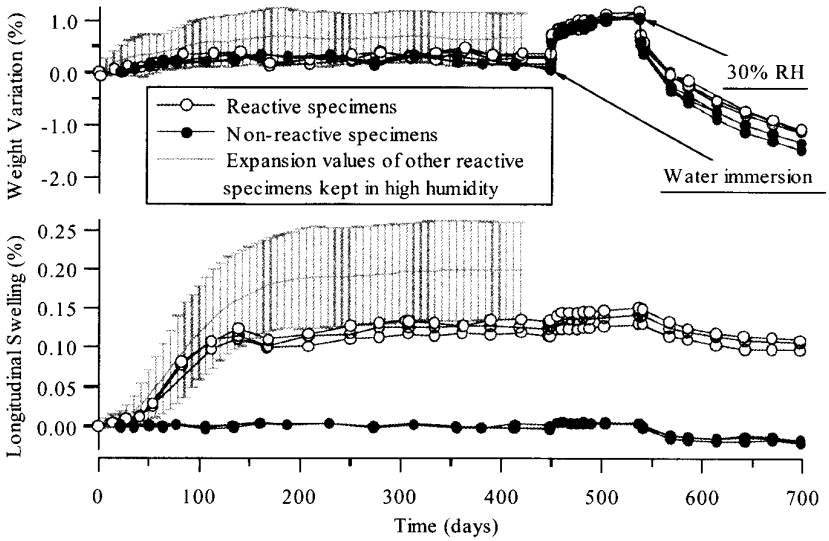

Figure 121 : apport d'eau tardif après arrêt de la réaction [LAR-2000]

Les champs de degré de saturation sont déterminés par un calcul des transferts hydriques calés sur les variations expérimentales de masse (voir Figure 122).

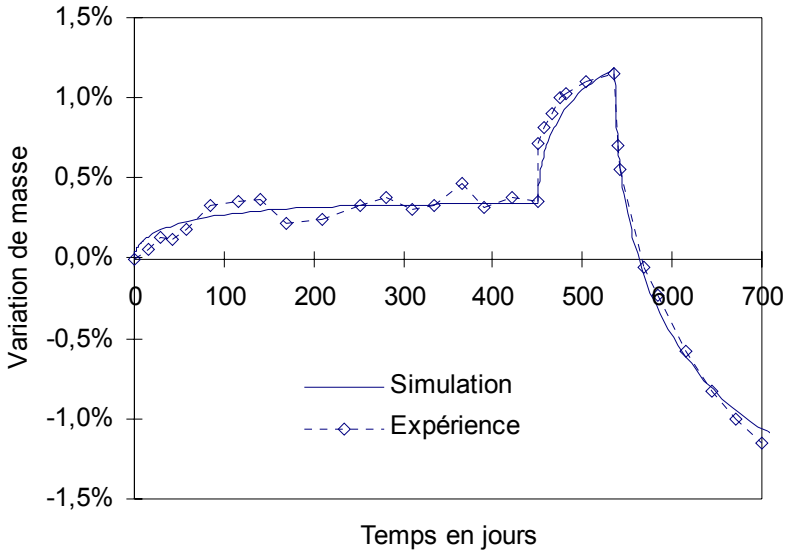

Figure 122 : simulation de la variation de masse d'après [LAR-2000]

Les paramètres de gonflement sont calés à partir de la première partie de la courbe expérimentale d'allongement (voir Tableau 31). Le retrait n'est pas pris en compte dans la simulation.

Paramètre	α_0	A_0	K
Valeur	0,02	0,35	0,31%

Tableau 31 : paramètres utilisés pour la simulation

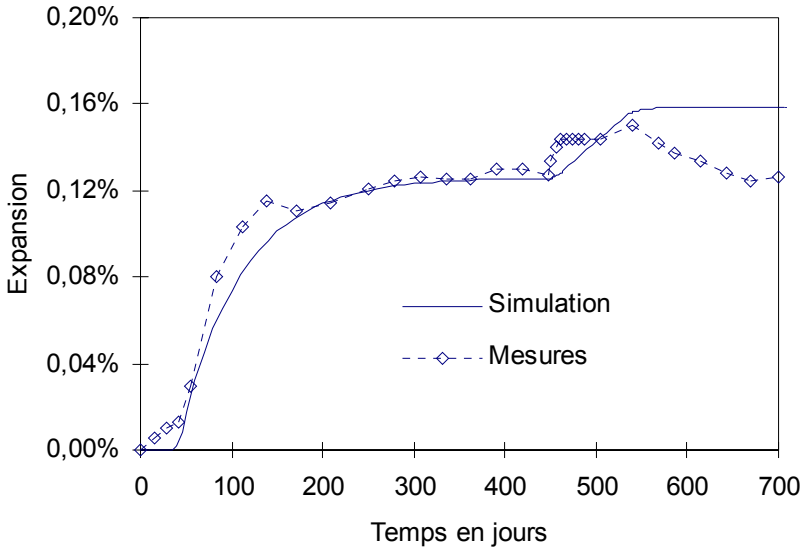

Figure 123 : allongement simulé pour l'apport d'eau tardif d'après [LAR-2000]

Le modèle permet alors la prédiction de la reprise d'allongement correspondante (voir Figure 123). La simulation montre que l'apport d'eau produit dans ce cas une reprise modérée du gonflement. L'incrément d'allongement prédit est de l'ordre de grandeur de celui observé expérimentalement. Il semble alors que la prédiction soit correcte et qu'un apport d'eau tardif après arrêt de la réaction n'entraîne pas de reprise de gonflement significative.

Cependant, l'observation du champ d'avancement de la réaction à la fin de la simulation permet de voir l'important potentiel de gonflement résiduel (voir Figure 124). En effet, l'avancement est inférieur est compris entre 0,87 et 0,96 et une grande partie de l'éprouvette présente un avancement égal à 0,87. La durée d'immersion est trop courte pour arriver à la saturation complète des éprouvettes et atteindre le terme de la réaction.

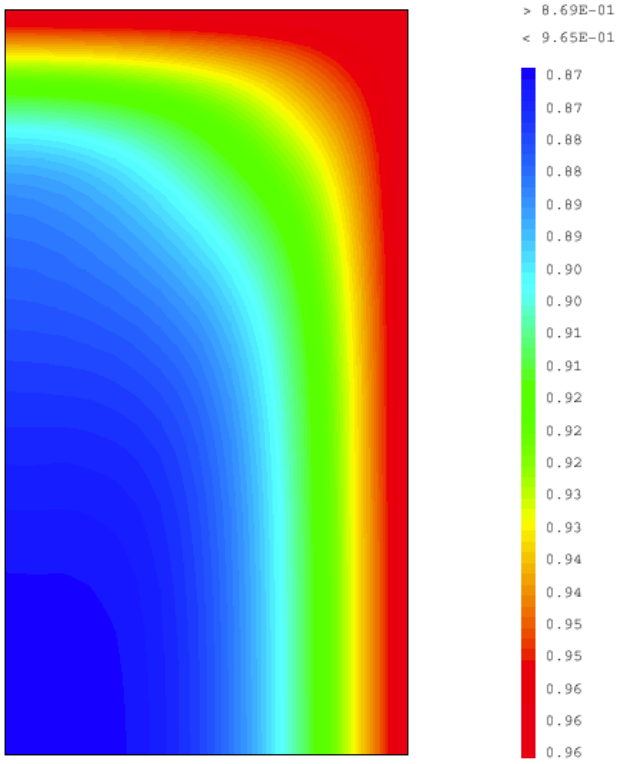

Figure 124 : carte d'avancement de la réaction à la fin de la simulation

Une deuxième simulation numérique de cet essai a été effectuée en laissant le temps suffisant pour saturer les éprouvettes (voir Figure 125).

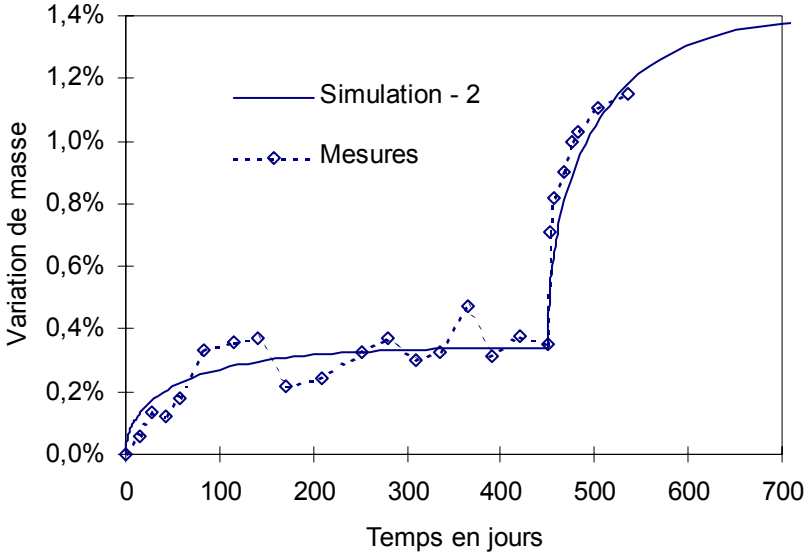

Figure 125 : saturation d'une éprouvette par apport d'eau tardif

L'incrément d'allongement généré par la réaction correspondant à la re-saturation tardive de l'éprouvette est beaucoup plus important que lors de la simulation précédente. Il est de l'ordre de 0,06% (contre 0,04% pour la simulation précédente). Cela représente environ un tiers de la valeur maximale de l'allongement. Ainsi, contrairement aux conclusions tirées par l'auteur [LAR-2000] un apport d'eau tardif à un matériau qui a arrêté de gonfler suite à un manque d'eau peut provoquer une reprise significative du gonflement si l'éprouvette est correctement re-saturée. Dans le cadre des essais, la durée d'immersion était trop courte pour permettre à la réaction d'aller jusqu'à son terme.

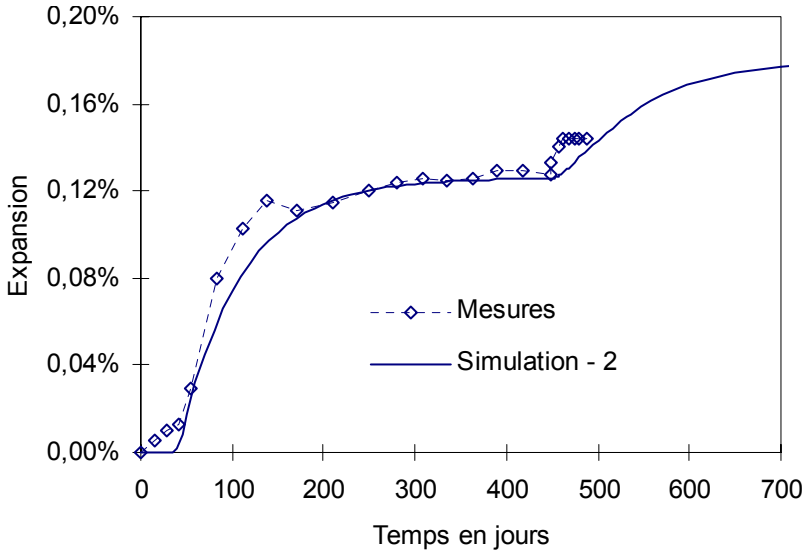

Figure 126 : expansion correspondant à la re-saturation d'une éprouvette

Dans ce cas, le modèle permet de reproduire les résultats expérimentaux. Il permet aussi de remettre en cause les conclusions tirées par l'auteur à partir de cet essai. Il est à regretter que la durée d'immersion des éprouvettes n'ait pas été plus longue, cela aurait permis de lever l'incertitude sur l'influence d'un apport d'eau tardif à un matériau dont le gonflement a cessé par manque d'eau.

Conclusions sur la modélisation de l'influence de l'eau

L'eau est un élément essentiel pour la réaction alcali-silice. Les résultats de la campagne expérimentale nous le prouvent. Dans le cas de la série d'essais HR-constante, la prise de masse des éprouvettes réactives s'échelonne entre –2,5% et +2,4%, l'allongement engendré par la réaction alcali-silice est alors compris entre 0,03% et 0,28%. La quantité d'eau disponible est un paramètre très important pour la réaction.

La prise en compte de l'évolution de l'équilibre hydrique local du matériau est un point essentiel pour la modélisation de l'influence de l'eau sur la réaction. De plus, les résultats bruts des différents essais décrits dans la littérature ne peuvent pas être utilisés directement pour relier l'expansion et l'humidité relative dans les pores. En effet, cela suppose l'équilibre hydrique entre le matériau et l'extérieur. Cela n'est malheureusement jamais vrai, dans tous les essais décrits dans la littérature, les variations de masse montrent une évolution sensible de l'état hydrique local du matériau. Or une petite différence sur la quantité d'eau disponible localement entraîne une grande différence sur l'expansion.

Nous avons donc défini une modélisation phénoménologique basée sur le modèle proposé par Capra et Bournazel [CAP-1997] au moyen de lois originales qui relient le degré de saturation à l'avancement et au gonflement libre induit par la réaction alcali-silice. L'avancement et le gonflement libre induit par la réaction alcali-silice sont définis par trois paramètres (α_0 définit la cinétique, K définit l'amplitude du gonflement et A_0 définit le temps de latence). L'évolution de l'état hydrique du matériau est déterminé au moyen d'un calcul hydrique préliminaire. Le gonflement est déterminé grâce à un calcul mécanique (élastique dans notre cas). La prédiction du gonflement nécessite donc un calcul hydro-chemo-mécanique.

Les lois reliant le degré de saturation au gonflement libre ont été calées à partir des essais HR-constante de manière à reproduire le plus fidèlement possible les allongements expérimentaux tout en tenant compte de la variation de l'état hydrique local du mortier. Les lois ainsi obtenues ne présentent pas de seuil et sont linéaires en fonction du degré de saturation.

Le modèle ainsi calé a ensuite été appliqué aux essais HR-variable et à divers essais issus de la littérature [KUR-1989] [TOM-1989] et [LAR-2000]. Les allongements prédits sont proches de ceux obtenus expérimentalement. Il ressort des ces simulations que la connaissance de l'évolution de l'état hydrique du matériau (et des paramètres intrinsèques de gonflement) suffit à prédire de manière correcte son gonflement. De plus, la prédiction de l'état hydrique du matériau est un point très important : de légères différences sur l'historique d'apport d'eau entraînent de fortes différences sur l'expansion générée par la réaction. Pour un matériau donné, l'évolution de l'état hydrique local est le paramètre qui gouverne la réaction et est une cause très importante de variabilité expérimentale.

Troisième partie :
Modélisation des effets structuraux induits par la réaction alcali-silice

Introduction

Ce chapitre a pour objectif la modélisation des effets structuraux induits par la réaction alcali-silice. Il correspond au dernier niveau de modélisation de la démarche multi-échelles que nous avons adoptée.

L'étude bibliographique nous a permis de mettre en évidence la baisse non négligeable des caractéristiques mécaniques induite par la réaction alcali-silice. Cette diminution doit être prise en compte si l'on veut modéliser les effets de la réaction sur le comportement du matériau atteint. De plus, l'approche adoptée jusqu'ici dans ce travail pour la description des effets structuraux induits par la réaction comprend un calcul élastique (voir paragraphe *Modélisation de l'influence de l'eau sur la réaction*, page 125). Ce dernier est d'autant plus faux que la fissuration est importante. Il convient alors de définir un modèle qui permet de rendre compte :

- Du comportement propre du béton (comportement mécanique, fluage, retrait) ;
- Du gonflement interne généré par la réaction
- De l'influence du chargement sur le gonflement induit par la réaction ;
- De l'influence de la réaction sur le comportement mécanique du béton.

Le modèle proposé est inspiré d'un modèle de comportement existant [SEL-1995] [SEL-1997] [SEL-1999]. Il se base sur la théorie de l'endommagement, il prend en compte trois sources indépendantes d'endommagement (traction, compression et réaction). Le couplage entre elles est effectué au moyen de la méthode du maillon faible. Le couplage entre la réaction et la mécanique est alors total (influence de la réaction sur le comportement mécanique et influence de la mécanique sur la réaction). La description du comportement viscoélastique du béton est obtenue par l'utilisation de modèles rhéologiques.

Dans un premier temps, les lois constitutives et le fonctionnement du modèle sont détaillés. Ce dernier est alors utilisé pour reproduire l'évolution hydro-chemo-mécanique d'une poutre simplement appuyée soumise à un gradient hydrique. Le calage des paramètres du modèle est explicité et la comparaison entre les résultats expérimentaux et ceux issus de la simulation est présentée.

Principe général

Le tenseur des contraintes effectives est calculé à partir du tenseur des déformations élastiques grâce au principe d'équivalence en déformation élastique [LEM-1996] :

$$\tilde{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{a_0} : \boldsymbol{\varepsilon}^{\text{él}} \tag{4.1}$$

- $\mathbf{a_0}$ est le tenseur de rigidité du matériau sain.

Les contraintes apparentes se calculent par l'intermédiaire du tenseur d'endommagement **D** d'ordre 4 du matériau (**1** est le tenseur identité d'ordre 4).

$$\boldsymbol{\sigma} = (\mathbf{1} - \mathbf{D}) : \tilde{\boldsymbol{\sigma}} = (\mathbf{1} - \mathbf{D}) : \mathbf{a_0} : \boldsymbol{\varepsilon}^{\text{él}} \tag{4.2}$$

Le tenseur des contraintes effectives est décomposé en fonction du signe de ses valeurs principales :

$$\forall i \in \{1,2,3\} \quad \tilde{\sigma}_i = \begin{cases} \tilde{\sigma}_i^t & \text{si} \quad \tilde{\sigma}_i > 0 \quad (\text{traction}) \\ \tilde{\sigma}_i^c & \text{si} \quad \tilde{\sigma}_i < 0 \quad (\text{compression}) \end{cases} \tag{4.3}$$

Les directions des contraintes principales apparentes et effectives sont supposées être confondues. La relation entre ces contraintes est alors :

$$\forall i \in \{1,2,3\} \quad \sigma_i^m = (1 - D_i^m)\tilde{\sigma}_i^m \tag{4.4}$$

- m désigne le genre de l'endommagement et de la contrainte effective (t pour la traction et c pour la compression) ;
- D_i^m représente l'endommagement scalaire global dans la direction principale i des contraintes (apparentes et effectives).

Définition de l'endommagement global

Le tenseur d'endommagement global **D** est scindé en deux parties comme pour le tenseur des contraintes effectives. Une partie affecte la partie positive du tenseur des contraintes effectives (endommagement de traction D^t) et la seconde affecte la partie négative du tenseur des contraintes effectives (endommagement de compression D^c). Le tenseur d'endommagement global **D** s'écrit en fonction des endommagements scalaires définis pour chacune des directions principales du tenseur des contraintes effectives (ou apparentes) :

$$\mathbf{D} = \sum_{i=1}^{n} D_i^m (\mathbf{e_i} \otimes \mathbf{e_i} \otimes \mathbf{e_i} \otimes \mathbf{e_i}) \tag{4.5}$$

Les endommagements scalaires D_i^m sont calculés dans les directions principales du tenseur des contraintes effectives à partir des tenseurs des endommagements indépendants $\mathbf{d^s}$. Ces derniers représentent un ensemble de trois réseaux orthogonaux de fissures planes coexistant au même point dans le matériau. L'indice s désigne la source de la fissuration décrite :

- s=t pour de la fissuration par traction directe ;

- s=c pour de la fissuration induite par de la compression ;
- s=r pour de la fissuration induite par la réaction alcali-silice.

Il existe donc trois tenseurs d'endommagements indépendants $\mathbf{d^s}$ qui représentent l'historique de la fissuration engendrée par la cause « s ». Ce sont des tenseurs du second ordre qui peuvent s'écrire sous la forme suivante :

$$\mathbf{d^s} = \sum_{i=1}^{n} d_i^s \left(\mathbf{u_i^s} \otimes \mathbf{u_i^s} \right) \tag{4.6}$$

- d_i^s est la valeur principale i du tenseur des endommagements indépendants $\mathbf{d^s}$ et $\mathbf{u_i^s}$ est son vecteur propre associé (il définit l'orientation des fissures).

Cas des chargements radiaux

Dans le cas d'un chargement radial, les directions principales des tenseurs d'endommagements indépendants $\mathbf{d^s}$ et du tenseur des contraintes effectives $\tilde{\boldsymbol{\sigma}}$ restent toujours confondues. L'endommagement global de traction dans la direction principale i est alors calculé grâce au principe du maillon faible. C'est à dire que l'endommagement peut être généré de manière indépendante par chacune des sources de fissuration. Le calcul de l'endommagement global de traction fait donc intervenir les endommagements indépendants $\mathbf{d^s}$ correspondant à chacune des sources de fissuration (traction directe, compression et alcali-réaction) :

$$\left(1 - D_i^t\right) = \prod_{s=\{t,c,r\}} \left(1 - d_i^s\right)^{\alpha^{st}} \tag{4.7}$$

$$\left(1 - D_i^t\right) = \left(1 - d_i^t\right)^{\alpha^{tt}} \left(1 - d_i^c\right)^{\alpha^{ct}} \left(1 - d_i^r\right)^{\alpha^{rt}} \tag{4.8}$$

Ce calcul est effectué dans les directions principales des contraintes effectives. Les exposants α^{st} sont des paramètres d'interaction entre les endommagements indépendants $\mathbf{d^s}$ et l'endommagement global $\mathbf{D}$. Ce sont des paramètres intrinsèques au matériau, il y en a trois (α^{tt}, α^{rt} et α^{ct}). Ils caractérisent l'influence de la fissuration induite par la cause « s » (t, c ou r) sur l'endommagement global de traction (indice t). Par exemple, l'endommagement global de traction dans une direction i quelconque engendré par la réaction alcali-silice s'écrit :

$$\left(1 - D_i^t\right) = \left(1 - d_i^r\right)^{\alpha^{rt}} \tag{4.9}$$

L'évolution de l'endommagement global D^t en fonction de l'endommagement indépendant généré par la réaction alcali-silice d^r est alors déterminé par la valeur du paramètre α^{rt} (voir Figure 127).

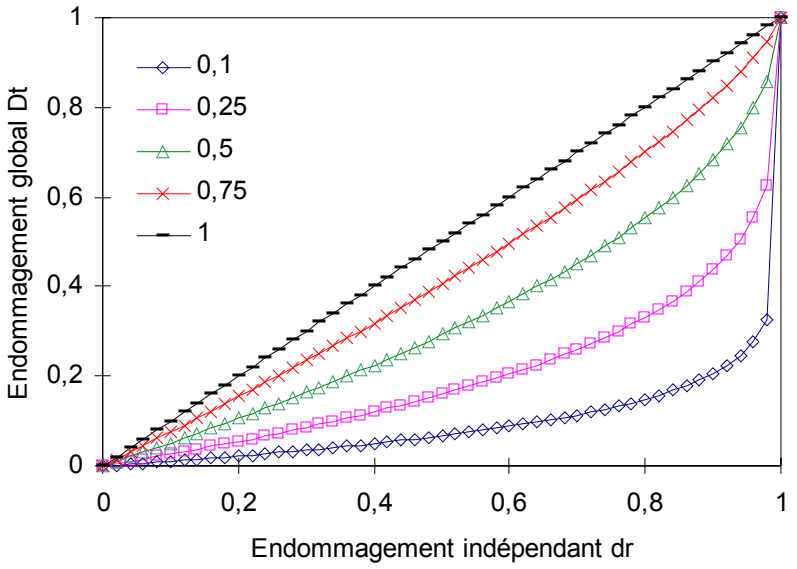

Figure 127 : influence du paramètre α^{rt} sur l'endommagement global de traction

Pour $\alpha^{st}=1$, l'influence de l'endommagement indépendant d^s est maximale. L'endommagement global de traction est affecté des mêmes variations que d^s. Plus le paramètre α^{st} décroît et plus l'influence de l'endommagement indépendant d^s sur l'endommagement global de traction D^t est faible. Une valeur nulle du paramètre α^{st} signifie que l'endommagement généré par la cause de fissuration « s » n'a pas d'impact sur l'endommagement global de traction D^t.

Dans le cas de la compression uniaxiale, l'endommagement global de compression dépend des fissures qui sont orthogonales à la direction de chargement. Le calcul de l'endommagement global de compression dans la direction principale des contraintes effectives i est alors :

$$\left(1-D_i^c\right)=\prod_{s=\{t,c,r\}}\left[\prod_{j\neq i}\left(1-d_j^s\right)^{\alpha^{sc}}\right] \tag{4.10}$$

$$\left(1-D_i^c\right)=\left[\left(1-d_j^t\right)^{\alpha^{tc}}\left(1-d_j^c\right)^{\alpha^{cc}}\left(1-d_j^r\right)^{\alpha^{rc}}\right]\left[\left(1-d_k^t\right)^{\alpha^{tc}}\left(1-d_k^c\right)^{\alpha^{cc}}\left(1-d_k^r\right)^{\alpha^{rc}}\right] \tag{4.11}$$

Comme dans le cas précédent, les exposants α^{sc} caractérisent l'influence de la source de fissuration « s » (t, c ou r) sur l'endommagement de compression D_i^c. Ils sont au nombre de trois (α^{cc}, α^{tc} et α^{rc}).

Les coefficients α^{cc} et α^{tt} qui définissent respectivement l'influence de la fissuration générée par la compression sur l'endommagement global de compression et de la traction sur l'endommagement global de traction sont pris égaux à 1. Les quatre autres coefficients peuvent être déterminés au moyen d'essais appropriés. Par exemple, une traction uniaxiale (dans la direction 1) suivie d'une compression orthogonale (dans la direction 2) permet d'ajuster le paramètre α^{tc}. Dans ce cas, l'endommagement global de compression s'écrit :

$$\left(1-D_2^c\right)=\left(1-d_1^c\right)\left(1-d_3^c\right)\left(1-d_2^t\right)^{\alpha^{tc}}=\frac{\sigma_2^c}{E_0\varepsilon_2^c} \tag{4.12}$$

De la même manière, une compression uniaxiale (dans la direction 1) suivie d'une traction orthogonale (dans la direction 2) permet d'ajuster le paramètre α^{ct}.

$$\left(1-D_2^t\right)=\left(1-d_2^t\right)\left(1-d_2^c\right)^{\alpha^{ct}}=\frac{\sigma_2^t}{E_0\varepsilon_2^t} \tag{4.13}$$

En l'absence de données expérimentales adéquates, ces derniers peuvent être pris égaux à α^{tc}=0,2 et α^{ct}=1 [EDF-1999].

Les paramètres α^{rc} et α^{rt}, qui définissent l'influence de l'endommagement généré par la réaction alcali-silice sur les endommagements globaux de compression et de traction, sont quant à eux déterminés par l'évolution expérimentale des caractéristiques mécaniques en fonction du gonflement (voir le paragraphe *Evolution des caractéristiques mécaniques en fonction de la réaction*, page 181). Les valeurs suivantes ont été obtenues précédemment α^{rc}=0,35 et α^{rt}=1 [SEL-1997]. Il est à noter que dans le cas de l'attaque sulfatique ces deux coefficients ont été fixés à 1 [PLA-2002].

Extension aux chargements quelconques

Dans le cas des chargements non radiaux, les directions principales des tenseurs des endommagements indépendants $\mathbf{d}^s$ et des contraintes effectives ne plus sont confondues (voir Figure 128). Il devient alors nécessaire de rendre compte de l'influence d'une fissure quelconque caractérisée par l'endommagement indépendant d_j^s défini par le vecteur propre $\mathbf{u}_j^s$ sur la contrainte effective $\tilde{\sigma}_i^m$ définie par le vecteur propre $\mathbf{e}_i^m \neq \mathbf{u}_j^s$.

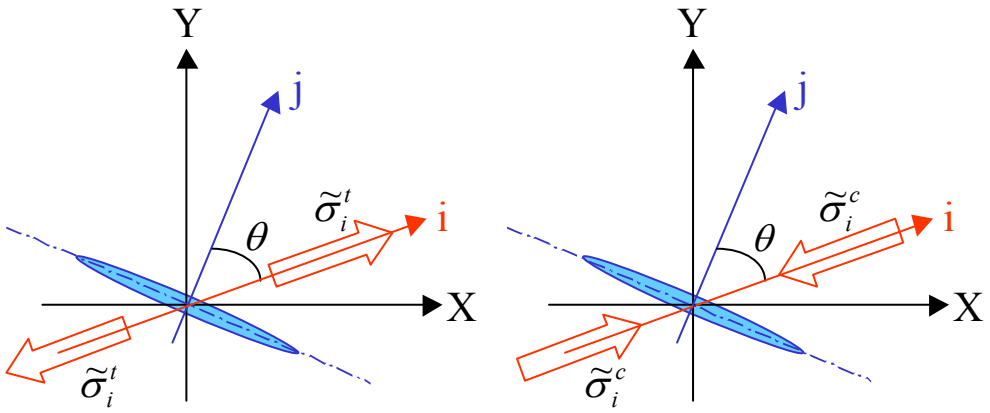

Figure 128 : orientations différentes de la fissure (en bleu) causée par la cause « s »
et de la contrainte effective principale de traction (à gauche) et de compression (à droite)

L'endommagement global de traction est estimé à partir de la généralisation de l'équation (4.7) :

$$\left(1-D_i^t\right)=\prod_{s=\{t,c,r\}}\left[\prod_{j=1}^{3}\left(1-d_j^s\right)^{\alpha^{st}\gamma_{ji}^t}\right] \tag{4.14}$$

L'endommagement global de traction D_i^t dépend alors de tous les endommagements indépendants d_j^s, suivant toutes leurs directions principales (j={1, 2, 3}) et toutes les sources de fissuration (s={t, c, r}). Les coefficients α^{st} sont ceux définis dans l'équation (4.7). Les

coefficients γ_{ji}^{t} sont ajoutés afin de tenir compte de l'influence de l'orientation des fissures de vecteur propre $\mathbf{u}_j^s$ sur l'endommagement de traction D_i^t de vecteur propre $\mathbf{e}_i^t$. Ces coefficients γ_{ji}^{t} dépendent des angles entre les directions principales des endommagements indépendants et des contraintes effectives :

$$\gamma_{ji}^{t} = \left[\cos\left(\mathbf{u}_j^s, \mathbf{e}_i^t\right)\right]^p \tag{4.15}$$

- $\mathbf{u}_j^s$ et $\mathbf{e}_i^t$ sont respectivement les vecteurs propres de la valeur principale j du tenseur des endommagements indépendants $\mathbf{d}^s$ et de la valeur principale i du tenseur des contraintes effectives $\tilde{\boldsymbol{\sigma}}$;
- p est un paramètre intrinsèque au matériau qui permet de contrôler l'anisotropie de l'endommagement induit par une fissure dans une direction quelconque.

Lorsque le paramètre p est égal à 0, les coefficients γ_{ji}^{t} sont égaux à 1. L'influence d'une fissure est alors la même quelle que soit son orientation. Cela correspond au cas isotrope. Quand p est différent de 0, la valeur du coefficient γ_{ji}^{t} varie en fonction de l'angle entre les directions principales (voir Figure 129). Dans le cas où les deux directions sont confondues, l'angle est nul et le coefficient est égal à 1. Dans le cas où la fissure est perpendiculaire à la direction d'endommagement global (angle égal à 90°), le coefficient est nul, la fissure n'a pas d'influence sur l'endommagement de traction. Plus le paramètre p augmente et plus la valeur 0 est atteint pour un angle faible. C'est à dire que l'angle solide à l'intérieur duquel l'influence d'une fissure est ressentie diminue. Par exemple, pour p=6, l'angle correspondant dans le plan (i,j) est de 60° environ. L'anisotropie du matériau augmente donc avec le paramètre p (voir Figure 129). Une étude détaillée de l'influence du paramètre p est disponible par ailleurs [SEL-2002].

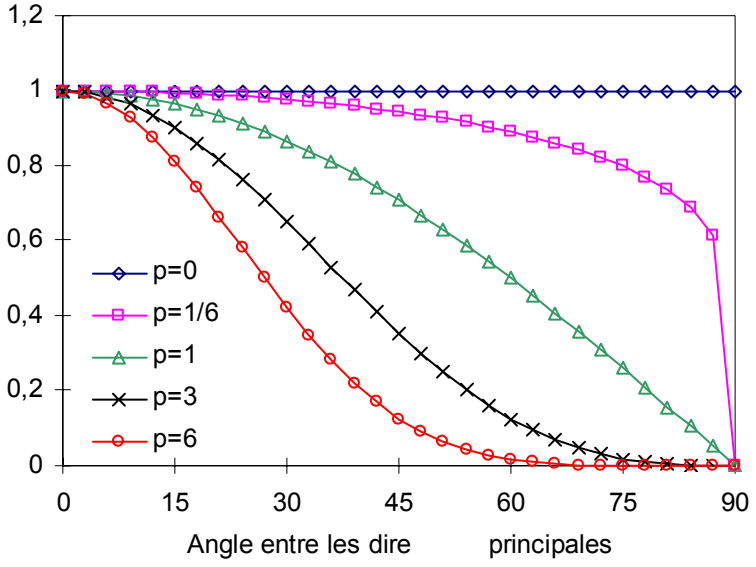

Figure 129 : évolution du coefficient γ^t en fonction de l'angle entre les directions principales et du paramètre p

L'endommagement global de compression D_i^c est déterminé selon le même principe :

$$\left(1-D_i^c\right)=\prod_{s=\{t,c,r\}}\left[\prod_{j=1}^{3}\left(1-d_j^s\right)^{\alpha^{sc}\gamma_{ji}^c}\right] \tag{4.16}$$

La relation (4.16) fait intervenir le produit selon toutes les sources de fissuration et toutes les directions principales de tous les endommagements indépendants. Les paramètres α^{sc} sont ceux définis dans l'équation (4.10). De la même façon que dans le cas de l'endommagement de traction la présence des coefficients γ_{ji}^c a pour vocation de rendre compte de l'influence des fissures de vecteurs propres $\mathbf{u_j^s}$ sur l'endommagement de compression dans la direction $\mathbf{e_i^c}$. Ces coefficients ont pour forme :

$$\gamma_{ji}^c=\left[\sin\left(\mathbf{u_j^s},\mathbf{e_i^c}\right)\right]^p \tag{4.17}$$

Dans le cas où p est égal à 0, les coefficients γ_{ji}^c sont égaux à 1. C'est le cas isotrope, l'influence d'une fissure quelconque sur l'endommagement global de compression est la même quelle que soit son orientation. Dans le cas où p est différent de 0, la valeur du coefficient varie en fonction de l'angle (voir Figure 130) entre 0 lorsque les directions sont confondues, et 1 pour un angle de 90°. Comme précédemment pour l'endommagement de traction, l'augmentation du paramètre p entraîne la diminution de l'angle d'influence de la fissure et donc augmente l'anisotropie du matériau.

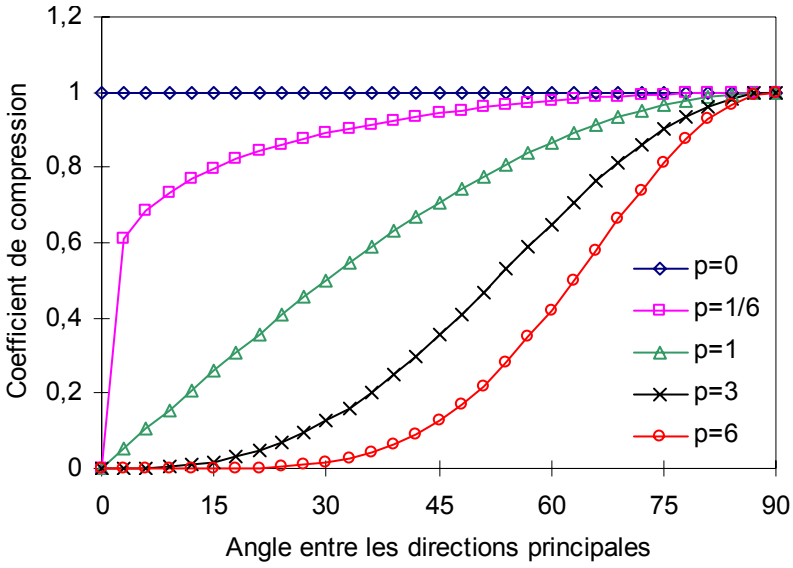

Figure 130 : évolution du coefficient γ_{ji}^c en fonction de l'angle entre les directions principales et le paramètre p

Evolution des endommagements indépendants

Les endommagements indépendants d_i^s sont supposés suivre une loi exponentielle :

$$\forall i\in\{1,2,3\}\quad\text{et}\quad\forall s\in\{t,c,r\}\quad d_i^s=1-\exp\left[-\frac{1}{m^s}\left(\frac{\tilde{\sigma}_i^{d\,s}}{\tilde{\sigma}_u^s}\right)^{m^s}\right] \tag{4.18}$$

Les paramètres m^s et $\tilde{\sigma}_u^s$ sont des scalaires, ce sont des paramètres intrinsèques au matériau. L'exposant m^s caractérise la fragilité du matériau (voir Figure 131) et la cohésion $\tilde{\sigma}_u^s$

caractérise la contrainte apparente maximale (voir Figure 132). Ils peuvent être déterminés à partir d'essais mécaniques simples comme par exemple un essai de traction simple avec déchargement au pic pour m^t et $\tilde{\sigma}_u^t$.

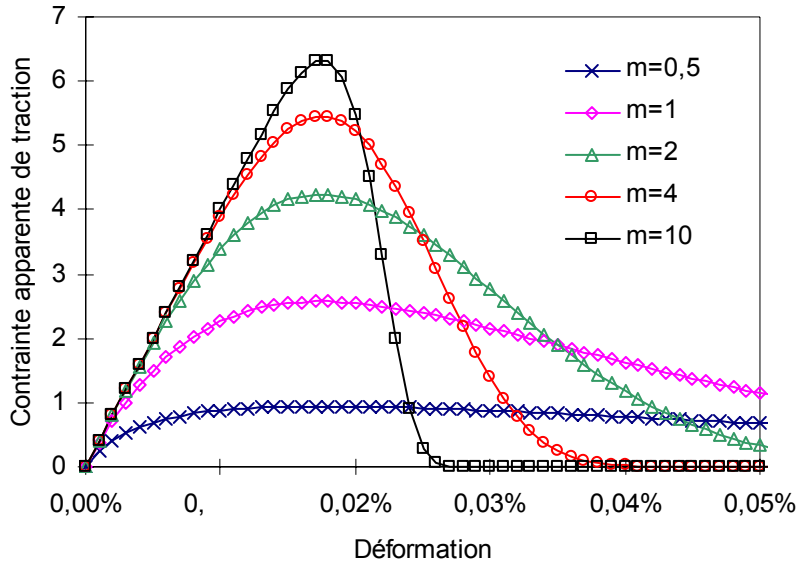

Figure 131 : évolution de la contrainte apparente de traction en fonction de l'exposant m^t, le module élastique est égal à 42,5 GPa et la cohésion à 6 MPa

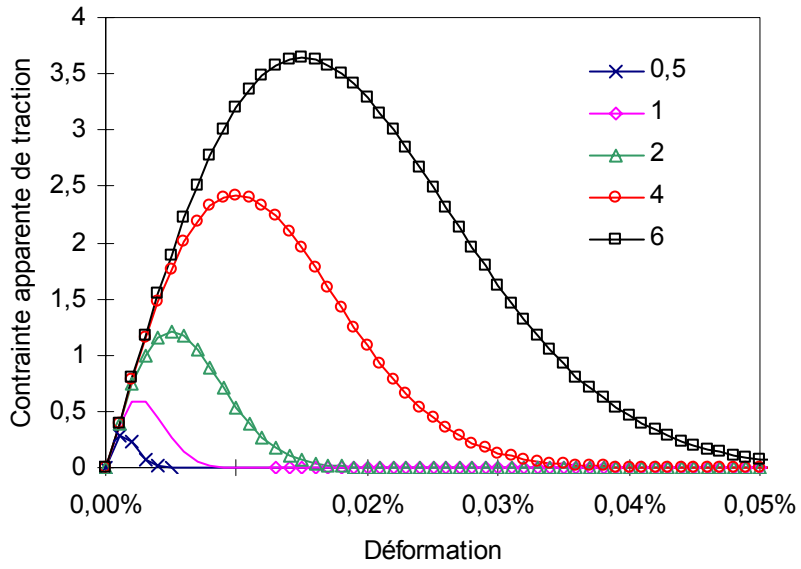

Figure 132 : évolution de la contrainte apparente de traction en fonction de la cohésion, le module élastique est égal à 42,5 GPa et l'exposant à 2

La contrainte $\tilde{\sigma}_i^{ds}$ est une contrainte seuil, elle est l'une des trois valeurs principales du tenseur seuil $\tilde{\boldsymbol{\sigma}}^{\mathbf{ds}}$. Ce dernier mémorise l'historique des progressions des endommagements indépendants $\mathbf{d^s}$ dans la base formée par les vecteurs propres des contraintes effectives. Les fissures se propagent en mode I perpendiculairement aux directions principales de traction et entraînent la croissance irréversible des endommagements indépendants d_i^s et des contraintes seuils $\tilde{\sigma}_i^{ds}$. Cette croissance est définie par trois conditions de consistance écrites dans les trois directions principales du tenseur des contraintes effectives :

$$f_i^s = \tilde{\sigma}_i^{eq\,s} - \tilde{\boldsymbol{\sigma}}^{\mathbf{ds}} : \left(\mathbf{e_i} \otimes \mathbf{e_i}\right) \tag{4.19}$$

- $\mathbf{e_i}$ est le vecteur propre i du tenseur des contraintes effectives ;
- $\tilde{\sigma}_i^{eq\,s}$ est la contrainte équivalente définissant la géométrie du critère de fissuration pour la cause « s » dans la direction principale i.

Lorsque les fonctions seuil sont atteintes, l'écoulement est activé :

$$d\tilde{\boldsymbol{\sigma}}^{\mathbf{ds}} = \sum_{i=1}^{3} d\tilde{\sigma}_i^{eq\,s} \left(\mathbf{e_i} \otimes \mathbf{e_i}\right) \tag{4.20}$$

Définition des contraintes équivalentes

Les contraintes équivalentes définissent la géométrie du critère de fissuration dans l'espace des contraintes effectives. Dans le cas de la traction, le critère utilisé est celui de Rankine :

$$\tilde{\sigma}_i^{eq\,t} = \tilde{\sigma}_i^t \tag{4.21}$$

Dans les autres cas (fissures induites par la compression ou par la réaction alcali-silice), un critère original est utilisé. Il est basé sur l'existence de champs de contraintes microscopiques auto-équilibrées (voir Figure 133).

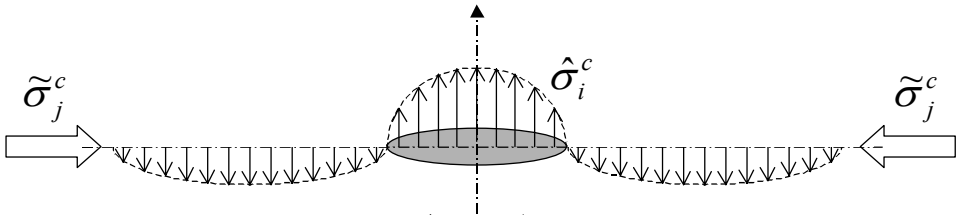

Figure 133 : champ d'autocontraintes générées par une hétérogénéité

Pour la compression, ces champs d'autocontraintes sont induits au voisinage des granulats et des hétérogénéités dans le matériau. La partie positive de la contrainte est prise égale à :

$$\hat{\sigma}_i^c = C\left[\left(-\tilde{\sigma}_j^c\right)^n + \left(-\tilde{\sigma}_k^c\right)^n\right]^{\frac{1}{n}} \tag{4.22}$$

- C est un paramètre intrinsèque au matériau qui relie la partie positive de l'autocontrainte à l'intensité de la contrainte équivalente ;
- l'exposant n est un paramètre intrinsèque au matériau, il définit l'influence des granulats et des hétérogénéités.

Dans la pratique, les valeurs n=2 et C=0,5 peuvent être prises par défaut [SEL-1997] :

$$\hat{\sigma}_i^c = \frac{1}{2}\sqrt{\left(-\tilde{\sigma}_j^c\right)^2 + \left(-\tilde{\sigma}_k^c\right)^2} \tag{4.23}$$

Dans le cas de la réaction alcali-silice, les champs d'autocontraintes sont induits au voisinage des sites de réaction. La partie positive de l'autocontrainte est supposée isotrope :

$$\hat{\sigma}_i^r = \tilde{\sigma}^r \tag{4.24}$$

Dans ces deux derniers cas (compression et réaction alcali-silice), la contrainte équivalente est alors égale à :

$$\forall i \in \{1,2,3\} \quad \forall s \in \{t,c,r\} \quad \tilde{\sigma}_i^{eq\,s} = \left\langle \tilde{\sigma}_i^c + \hat{\sigma}_i^s \right\rangle^+ \tag{4.25}$$

La contrainte équivalente prend en compte l'influence du chargement sur la propagation des fissures. En effet, la partie positive de l'autocontrainte doit être supérieure à l'éventuelle contrainte de compression dans la direction considérée pour que la contrainte équivalente soit non nulle (voir l'équation (4.25)) et qu'une fissure puisse se propager.

Récapitulation des lois d'évolution

Les endommagements indépendants de traction s'écrivent donc :

$$\forall i \in \{1,2,3\} \quad d_i^t = 1 - \exp\left[-\frac{1}{m^t} \left(\frac{\tilde{\sigma}_i^t}{\tilde{\sigma}_u^t} \right)^{m^t} \right] \tag{4.26}$$

Les endommagements indépendants de compression s'écrivent donc :

$$\forall i \in \{1,2,3\} \quad d_i^c = 1 - \exp\left[-\frac{1}{m^c} \left(\frac{\left\langle \tilde{\sigma}_i^c + C\left[\left(-\tilde{\sigma}_j^c \right)^n + \left(-\tilde{\sigma}_k^c \right)^n \right]^{1/n} \right\rangle^+}{\tilde{\sigma}_u^c} \right)^{m^c} \right] \tag{4.27}$$

Les endommagements indépendants générés par la réaction alcali-silice sont donc :

$$\forall i \in \{1,2,3\} \quad d_i^r = 1 - \exp\left[-\frac{1}{m^r} \left(\frac{\left\langle \tilde{\sigma}_i^c + \tilde{\sigma}^r \right\rangle^+}{\tilde{\sigma}_u^r} \right)^{m^r} \right] \tag{4.28}$$

Calcul de la contrainte générée par la réaction alcali-silice

La contrainte effective générée par la réaction $\tilde{\sigma}^r(M,Sr)$ est supposée isotrope. Elle est calculée à partir de la méthode présentée dans la partie précédente. A une échéance donnée, le champ de gonflement libre isotrope $\varepsilon_l^r(M,Sr)$ est calculé à partir du champ de degré de saturation $Sr(M)$. Le champ des tenseurs d'endommagement indépendant généré par la réaction est alors le suivant :

$$\mathbf{d^r}(\mathbf{M},\mathbf{Sr}) = d^r(M,Sr)\mathbf{I} \tag{4.29}$$

- **I** est le tenseur identité ;
- $d^r(M,Sr)$ est la valeur de l'endommagement indépendant généré par la réaction alcali-silice :

$$d^r = \frac{\varepsilon_l^r}{\varepsilon_0^r + \varepsilon_l^r} \tag{4.30}$$

- ε_0^r est une constante, elle est égale à 0,3% [SEL-1997].

En l'absence de chargement, la contrainte générée par la réaction peut être obtenue en inversant la relation (4.28) :

$$\tilde{\sigma}^r = \tilde{\sigma}_u^r \left[-m^r \ln\left(1 - d^r\right) \right]^{1/m^r} \tag{4.31}$$

La valeur de la contrainte ainsi obtenue est injectée dans la relation (4.28). Nous obtenons ainsi la valeur des endommagements indépendants générés par la réaction tout en tenant compte de l'état de contraintes local (par l'intermédiaire de la contrainte de compression éventuelle $\tilde{\sigma}_i^c$) :

$$\forall i \in \{1,2,3\} \quad d_i^r = 1 - \exp\left[-\frac{1}{m^r} \left(\frac{\left\langle \tilde{\sigma}_i^c + \tilde{\sigma}^r \right\rangle^+}{\tilde{\sigma}_u^c} \right)^{m^r} \right] \tag{4.32}$$

Rotation des directions principales de fissuration

Une des conséquences du calcul des endommagements indépendants dans les directions principales du tenseur des contraintes effectives est la possibilité d'évolution des directions principales de la fissuration. La Figure 134 représente de façon schématique l'état d'endommagement en un point quelconque à un instant donné sous la forme d'une ellipse de base propre (1,2). Les contraintes effectives ont pour base propre le repère (a,b) qui est différent de (1,2). Elles induisent des incréments d'endommagement δd_a^s et δd_b^s dans leurs directions propres.

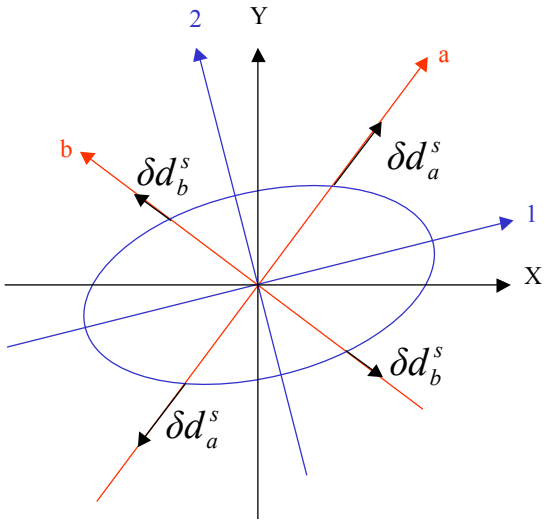

Figure 134 : état de fissuration avant incrément de chargement

Ces incréments d'endommagements δd_a^s et δd_b^s « dilatent » l'ellipse des endommagements dans les directions principales des contraintes effectives (a,b). Le résultat est donc une nouvelle ellipse définissant l'état d'endommagement (voir Figure 135). Ses directions principales ont tourné en fonction des incréments d'endommagement. Le nouvel état d'endommagement tient compte de l'historique de la fissuration et du chargement.

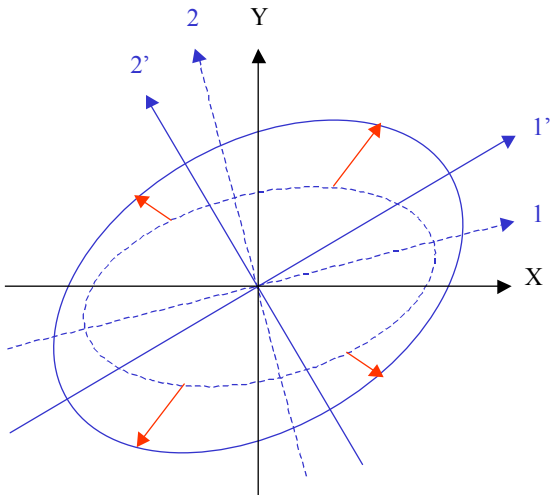

Figure 135 : rotation des directions principales d'endommagement

Calcul des déformations

Le champ tensoriel de déformation totale est décomposé en plusieurs parties.

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{\mathbf{tot}}(M) = \boldsymbol{\varepsilon}^{\mathbf{e}} + \boldsymbol{\varepsilon}^{\mathbf{an}} + \boldsymbol{\varepsilon}^{\mathbf{r}} + \boldsymbol{\varepsilon}^{\mathbf{ve}} + \boldsymbol{\varepsilon}^{\mathbf{ret}} + \boldsymbol{\varepsilon}^{\mathbf{th}} \tag{4.33}$$

- ε^{e} est la déformation élastique ;
- ε^{an} est la déformation anélastique induite par la traction et la compression ;
- ε^{r} est la déformation générée par la réaction alcali-silice ;
- ε^{ve} est la déformation viscoélastique (fluage) ;
- ε^{ret} est la déformation due au séchage ;
- ε^{th} est la déformation due à des gradients thermiques.

Calcul des déformations élastiques

Elles sont calculées à partir des contraintes effectives en se basant sur la théorie de l'élasticité orthotrope [LEM-1996] :

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{\mathbf{e}} = \mathbf{A} : \tilde{\boldsymbol{\sigma}} \tag{4.34}$$

A est le tenseur de souplesse isotrope, il est défini à partir des caractéristiques mécaniques E et ν.

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{\mathbf{e}} = \frac{1+\nu}{E}\tilde{\boldsymbol{\sigma}} - \frac{\nu}{E} tr(\tilde{\boldsymbol{\sigma}})\mathbf{I} \tag{4.35}$$

Calcul des déformations anélastiques mécaniques

Les déformations anélastiques générées par la traction et la compression ne sont pas prises en compte dans cette version du modèle. Elles sont donc nulles.

Calcul des déformations différées

Les déformations différées $\boldsymbol{\varepsilon}^{\mathbf{ve}}$ (fluage, relaxation…) sont engendrées par des transferts hydriques au sein des hydrates générés par les contraintes effectives. Elles sont modélisées par une approche phénoménologique. Pour cela, le tenseur des contraintes effectives $\tilde{\boldsymbol{\sigma}}$ (voir équation (4.36)) est scindé en une partie sphérique $\tilde{\boldsymbol{\sigma}}^{\mathbf{s}}$ (voir équation (4.37)) et une autre déviatorique $\tilde{\boldsymbol{\sigma}}^{\mathrm{d}}$ (voir équation (4.38)).

$$\tilde{\boldsymbol{\sigma}} = \sum_{i=1}^{3}\sum_{j=1}^{3} \tilde{\sigma}_{ij}\left(\mathbf{e_i} \otimes \mathbf{e_i}\right) \tag{4.36}$$

La partie sphérique est reliée au premier invariant (la trace) :

$$\tilde{\boldsymbol{\sigma}}^{\mathbf{s}} = \frac{1}{3}\left(\sum_{i=1}^{3} \tilde{\sigma}_{ii}\right)\mathbf{I} \tag{4.37}$$

La partie déviatorique est obtenue en retranchant la partie sphérique au tenseur des contraintes effectives :

$$\tilde{\boldsymbol{\sigma}}^{\mathbf{d}} = \tilde{\boldsymbol{\sigma}} - \tilde{\boldsymbol{\sigma}}^{\mathbf{s}} \tag{4.38}$$

La partie sphérique $\tilde{\boldsymbol{\sigma}}^{\mathbf{s}}$ représente la partie des contraintes effectives qui soumet le matériau à des états de contraintes de type traction – compression. En revanche, la partie déviatorique $\tilde{\boldsymbol{\sigma}}^{\mathbf{d}}$ représente la partie des contraintes effectives soumettant le matériau à des contraintes de cisaillement. Le comportement du matériau vis à vis des contraintes sphériques et déviatoriques est reproduit au moyen de modèles rhéologiques. Il est supposé isotrope et bilatéral (le même pour la traction et pour la compression) pour chacune des deux parties du tenseur des contraintes effectives.

Le comportement viscoélastique correspondant à la partie sphérique des contraintes effectives est modélisé par une chaîne de Kelvin-Voigt (voir Figure 136). Il correspond au comportement des C-S-H, et il est supposé isotrope et le même en traction et en compression.

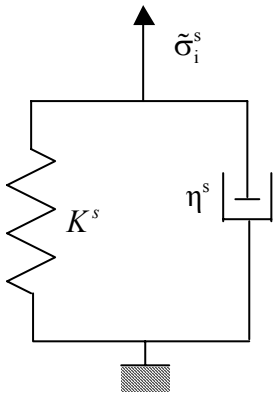

Figure 136 : modèle rhéologique pour la partie sphérique des contraintes effectives

La chaîne de Kelvin-Voigt se compose d'un ressort de rigidité K^s et d'un patin de viscosité η^s mis en parallèle. Le ressort représente la rigidité mécanique des feuillets de C-S-H lorsqu'ils sont soumis à une contrainte normale (traction ou compression). Le patin représente quant à lui le rapprochement ou l'écartement des feuillets engendrés par les transferts d'eau inter foliaire. Lorsque cette chaîne est soumise à une contrainte normale $\tilde{\sigma}^s$, une déformation viscoélastique apparaît. Cette dernière évolue au cours du temps d'après la formule suivante :

$$\varepsilon^s(t) = \frac{\tilde{\sigma}^s(t)}{K^s}\left(1 - \exp\left(-\frac{K^s}{\eta^s}t\right)\right) \tag{4.39}$$

Pour une contrainte sphérique $\tilde{\sigma}^s$ constante, la déformation viscoélastique ε^s tend vers une asymptote horizontale (voir Figure 137) dont la valeur dépend du rapport de la contrainte sphérique et de la rigidité K^s. La cinétique de l'évolution est définie par le rapport de la rigidité K^s et de la viscosité η^s.

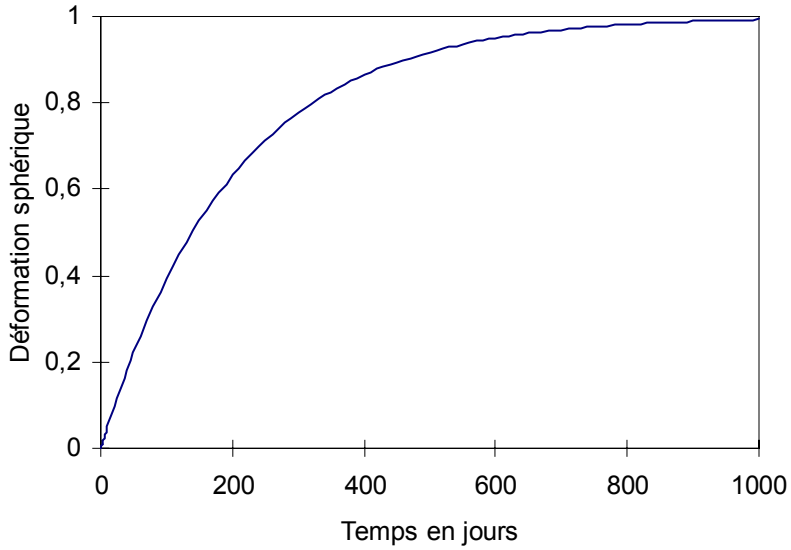

Figure 137 : exemple d'évolution de la déformation sphérique en fonction du temps

Dans l'exemple, la contrainte sphérique $\tilde{\sigma}^s$ est égale à 1MPa, la rigidité K^s est égale à 1 MPa et la viscosité η^s de l'amortisseur est égale à 200 MPa/jour.

Le comportement viscoélastique correspondant à la partie déviatorique du tenseur des contraintes effectives est modélisé par la mise en série d'une chaîne de Kelvin-Voigt généralisée. Elle représente le glissement des feuillets de C-S-H.

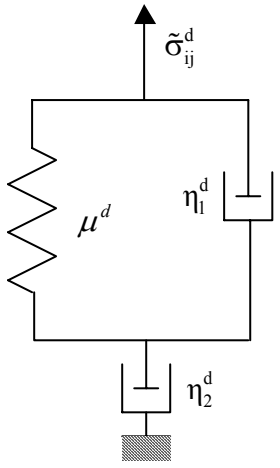

Figure 138 : modèle rhéologique pour la partie déviatorique des contraintes effectives

L'ensemble se compose (voir Figure 138) d'une chaîne de Kelvin-Voigt dont les paramètres sont respectivement μ^d pour le ressort et η^d_1 pour l'amortisseur, suivie par un patin, disposé en série, de viscosité η^d_2. Le premier étage de la chaîne représente le comportement de l'eau fortement adsorbée entre les feuillets de C-S-H, c'est à dire le cisaillement des liaisons entre

les molécules d'eau et les C-S-H (rigidité μ^d) et le glissement correspondant (viscosité η_1^d). Le patin du second étage correspond au glissement engendré sur l'eau faiblement adsorbée par les contraintes de cisaillement. La déformation totale engendrée par une contrainte déviatorique $\tilde{\sigma}_{ij}^d$.est alors donnée par :

$$\varepsilon_{ij}^d(t) = \frac{\tilde{\sigma}_{ij}^d(t)}{\mu^d}\left(1 - \exp\left(-\frac{\mu^d}{\eta_1^d}t\right)\right) + \frac{\tilde{\sigma}_{ij}^d(t)}{\eta_2^d}t \tag{4.40}$$

Pour une contrainte déviatorique constante $\tilde{\sigma}_{ij}^d$, la déformation engendrée ne tend plus vers une valeur constante mais vers une asymptote linéaire (voir Figure 139). La pente de cette droite est définie par le rapport de la contrainte déviatorique $\tilde{\sigma}_{ij}^d$ et de la viscosité η_2^d.

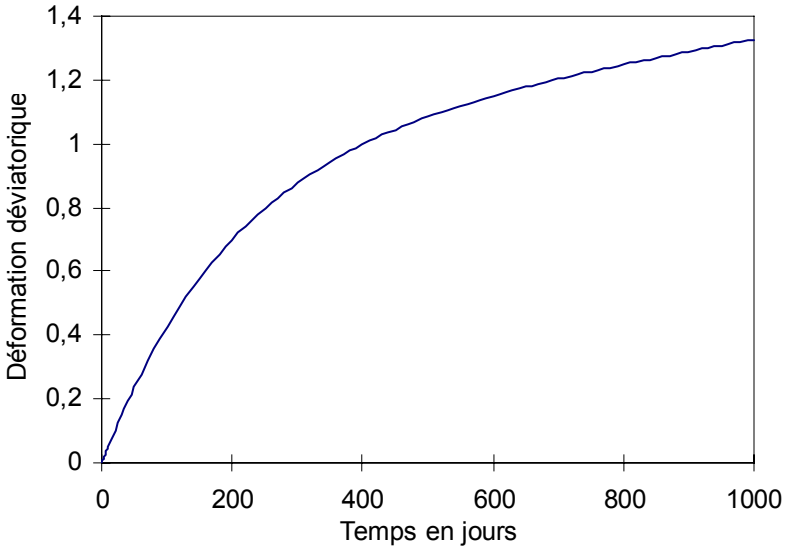

Figure 139 : exemple d'évolution de la déformation déviatorique au cours du temps

Dans l'exemple présenté, la contrainte déviatorique $\tilde{\sigma}_{ij}^d$ est égale à 1MPa, la rigidité μ^d à 1 MPa et les viscosités η_1^d et η_2^d à 200 MPa/jour et 3000 MPa/jour.

Le calcul des déformations viscoélastiques est donc effectué à partir de la décomposition du tenseur des contraintes effectives en parties sphérique et déviatorique. Le tenseur des déformations viscoélastiques engendrées par la partie sphérique du tenseur des contraintes effectives est alors :

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{\mathbf{ves}} = \varepsilon^s \mathbf{I} \tag{4.41}$$

Le tenseur des déformations viscoélastiques engendrées par la partie déviatorique du tenseur des contraintes effectives est :

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{\mathbf{ved}} = \sum_{i=1}^{3}\sum_{j=1}^{3} \varepsilon_{ij}^d \left(\mathbf{e_i} \otimes \mathbf{e_j}\right) \tag{4.42}$$

Le tenseur total des déformations viscoélastiques est la somme des deux tenseurs précédents :

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{\mathbf{ve}} = \boldsymbol{\varepsilon}^{\mathbf{ves}} + \boldsymbol{\varepsilon}^{\mathbf{ved}} \tag{4.43}$$

Calcul du retrait de dessiccation

Comme dans le chapitre précédent, la déformation volumique engendrée par le séchage en un point quelconque est supposée gouvernée par la variation de la pression capillaire Pc :

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{\mathbf{ret}} = \frac{\varepsilon_{vol}^{ret}}{3}\mathbf{I} \qquad K_0 \delta\varepsilon_{vol}^{ret} = -Sr\,\delta Pc\left(Sr\right) \tag{4.44}$$

Cette équation rend compte du retrait engendré par la perte d'eau mais aussi du gonflement induit par l'imbibition. Lorsque le degré de saturation diminue, la variation de la pression capillaire est positive et la déformation est négative (retrait). En revanche, quand le degré de saturation augmente, la variation de pression capillaire est négative et la déformation induite est positive : l'imbibition relâche la pression capillaire, le matériau gonfle. K_0 est le module de compressibilité volumique :

$$K_0 = \frac{E}{3\left(1-2\nu\right)} \tag{4.45}$$

La pression capillaire est reliée au degré de saturation [VAN-1980] :

$$Pc\left(Sr\right) = a_1\left(Sr^{-b_1} - 1\right)^{1-1/b_1} \tag{4.46}$$

Les paramètres a_1 et b_1 sont intrinsèques au matériau.

Calcul des déformations engendrées par la réaction alcali-silice

Les déformations générées par la réaction alcali-silice sont calculées à partir du tenseur des endommagements indépendants $\mathbf{d^r}$ dans les directions principales du tenseur des contraintes effectives :

$$\varepsilon_i^r = \varepsilon_0^r \frac{d_i^r}{1-d_i^r} \tag{4.47}$$

Le tenseur des déformations engendrées par la réaction alcali-silice est alors écrit dans sa base propre :

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{\mathbf{r}} = \sum_{i=1}^{3} \varepsilon_i^r \left(\mathbf{e_i} \otimes \mathbf{e_i}\right) \tag{4.48}$$

Le calcul des endommagements indépendants tient compte de l'influence de l'état de contraintes local (voir équation (4.32)), les valeurs propres du tenseur des déformations générées par la réaction alcali-silice sont donc différentes dans les trois directions principales. Ainsi, bien que la contrainte générée par la réaction soit considérée isotrope, les déformations engendrées sont anisotropes du fait de l'état de contraintes local.

Le retrait supplémentaire observé précédemment lors de la campagne expérimentale HR-variable (voir paragraphe *Mise en évidence expérimentale de l'influence de l'eau*, page 114) est modélisé de la façon suivante :

$$\varepsilon_i^{r\,s}\left(Sr\right) = -c_1 \varepsilon_i^r\left(Sr\right)\left\langle \frac{Pc\left(Sr\right) - Pc_0}{Pc_0} \right\rangle^+ \tag{4.49}$$

La déformation totale engendrée par la réaction alcali-silice est alors :

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{\mathbf{r}} = \sum_{i=1}^{3} \varepsilon_i^r \left(Sr\right) \left(1 - c_1 \left\langle \frac{Pc\left(Sr\right) - Pc_0}{Pc_0} \right\rangle^+ \right) \left(\mathbf{e_i} \otimes \mathbf{e_i}\right) \tag{4.50}$$

Mise en œuvre numérique

Le modèle a été implanté en contraintes planes dans le code de calcul aux éléments finis CAST3M. Le problème de la localisation de la déformation est traité en traction en s'inspirant des travaux de Hillerborg [HIL-1976] et Oliver [OLI-1989]. L'incrément d'endommagement est supposé se concentrer sur une bande de largeur constante lc. Cette dernière est reliée à l'énergie de fissuration Gf.

Présentation des simulations

Principe des essais utilisés

Les essais considérés sont tirés de la thèse de Stéphane MULTON [MUL-2003]. Ils ont été effectués au Laboratoire central des Ponts et Chaussées dans le cadre d'une collaboration avec E.D.F. dans le but de caractériser l'influence de l'eau et de l'état de contrainte sur les effets induits par la réaction sur des structures simples. Ils consistent en un suivi hydrique, structurel et mécanique de poutres (voir Figure 140 et Figure 141) soumises à des conditions hydriques spéciales. Les poutres ont une longueur de trois mètres. Les appuis sont placés sur l'axe médian de la poutre, ils sont distants de dix centimètres du bord des poutres (voir Figure 140). La section transversale des poutres est large de 25 centimètres et haute de 50. Il y a six poutres différentes :

- P1, réactive non-armée et sous-dopée en alcalins ;
- P2, réactive et non-armée ;
- P3, non-réactive et non-armée ;
- P4, réactive et faiblement armée ;
- P5, réactive et fortement armée ;
- P6, non-réactive et faiblement armée.

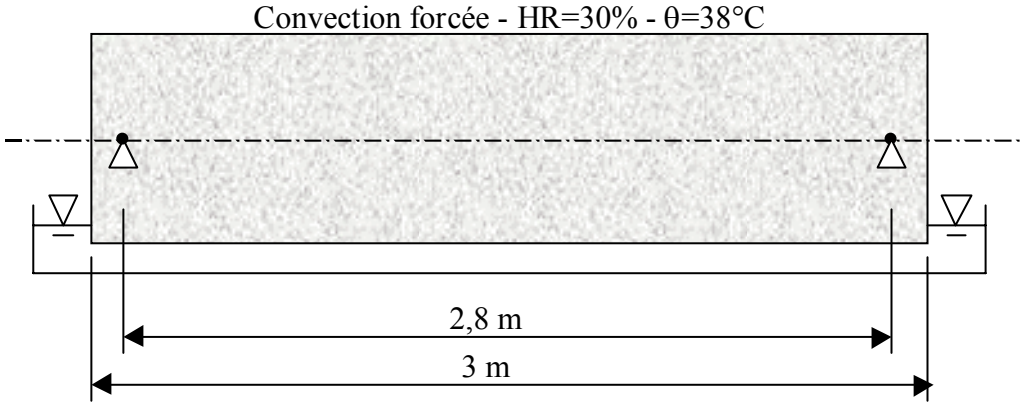

Figure 140 : schéma de principe des poutres utilisées

La partie basse des poutres est immergée dans de l'eau sur une hauteur de 7 centimètres (voir Figure 141), alors que la partie supérieure des poutres est soumise à une humidité relative de 30%. Toute les faces latérales des poutres sont recouvertes d'un film étanche qui empêche tout échange avec l'extérieur. Les transferts hydriques sont donc unidirectionnels (verticaux) à l'intérieur des poutres. Le séchage en partie supérieure, l'imbibition en partie basse de la poutre et la différence de gonflement interne induite par le gradient d'humidité relative engendrent le développement de la flèche des poutres.

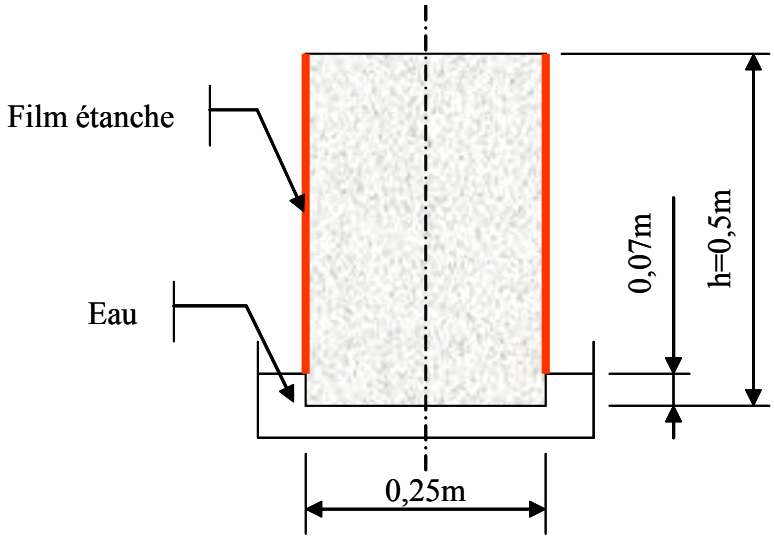

Figure 141 : section transversale des poutres utilisées

Les transferts hydriques sont caractérisés par trois mesures différentes :

- Suivi de la masse totale de chaque poutre ;
- Mesure de l'humidité relative dans les poutres en fonction de la hauteur au moyen d'hygromètres ;
- Détermination de la perte de masse dans la partie haute des poutres par gammadensimétrie.

Différentes éprouvettes ont été coulées afin de définir les caractéristiques du béton utilisé :

- Essais de gonflement libre pour caractériser la cinétique et l'amplitude du gonflement engendré par la réaction alcali-silice (deux méthodologies ont été utilisées, les éprouvettes ont été conservées soit dans l'eau soit enveloppées dans un film étanche pour empêcher tout échange hydrique avec l'extérieur) ;
- Essais de compression avec mesure du module et essais de traction par fendage à différentes échéances pour déterminer les caractéristiques mécaniques du béton et leur évolution avec le gonflement libre ;
- Suivi de la masse et du retrait d'éprouvettes 16*32 à HR=30% et θ=38°C ;
- Essais de fluage et de gonflement sous contrainte sous 10 et 20 MPa.

Le suivi structurel et mécanique consiste en un suivi des déplacements verticaux des poutres et des mesures des déformations longitudinales, transversales et verticales en différents points des poutres et d'essais de flexion des poutres jusqu'à la rupture.

Les mesures effectuées sur la poutre P2 nous serviront de base pour le calage des paramètres et la comparaison des résultats de la simulation.

Principe de la simulation

Le principe de la simulation est le même que celui utilisé dans le chapitre précédent (voir paragraphe *Modélisation de l'influence de l'eau sur la réaction*, page 125), c'est un calcul hydro-chemo-mécanique chaîné. Le calcul hydrique est effectué le premier, l'évolution du champ de degré de saturation est alors calculée. L'évolution des champs d'avancement et de

gonflement libre induit par la réaction sont alors déterminés. Un calcul mécanique est alors effectué au moyen du modèle de comportement précédent.

Le maillage utilisé est le suivant (voir Figure 142) :

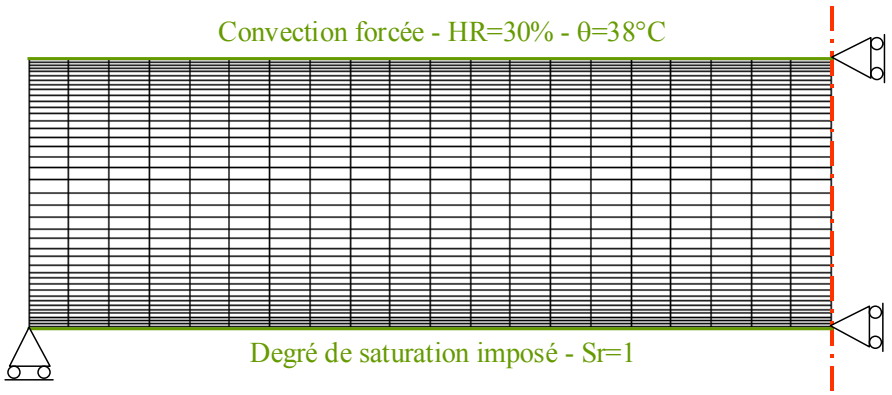

Figure 142 : maillage et conditions aux limites

Grâce à la symétrie du problème, une moitié seulement de la poutre est maillée et le calcul est effectué en contraintes planes. Les conditions aux limites sont :

- Convection sur la partie supérieure de la poutre (HR=30% et θ=38°C), voir paragraphe *Simulation des transferts hydriques*, page 131 ;
- Degré de saturation imposé à 1 pour la partie inférieure de la poutre ;
- Déplacement vertical nul sur l'appui ;
- Déplacement horizontal nul sur le bord droit du maillage.

Résultats expérimentaux et calage des paramètres

Comportement hydrique

Le calage du comportement hydrique de la poutre se fait en deux parties. Dans un premier temps, la diffusivité de l'eau dans le matériau est déterminée d'après les variations expérimentales de masse des éprouvettes 16*32 maintenues à 38°C dans un environnement à 30% d'humidité relative [MUL-2003] (voir Figure 143). Le matériau utilisé est le même que pour les poutres. L'état hydrique initial du matériau n'a pas été caractérisé expérimentalement. Il est alors estimé à partir de la composition du matériau (voir Tableau 32).

Etat hydrique	Degré de saturation Sr	Teneur en eau c
Initial	0,85	134 l/m^3
Saturation	1	158 l/m^3
HR=30%	0,1	16 l/m^3

Tableau 32 : état hydrique du matériau retenu pour la simulation, d'après [MUL-2003]

La variation de masse de la poutre correspondant au seul séchage en partie supérieure, est représenté sur la Figure 144. La différence entre les mesures et la variation de masse simulée est due à la remontée capillaire d'eau depuis la partie basse de la poutre.

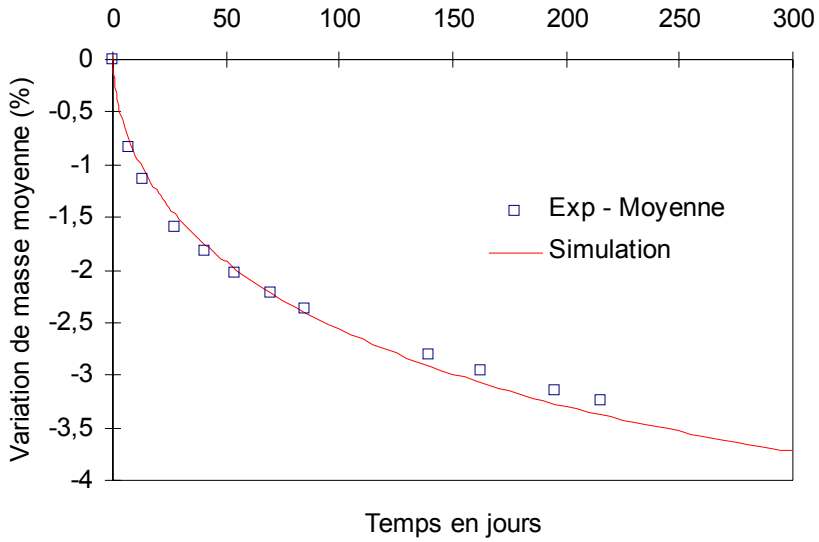

Figure 143 : calage de la diffusivité de l'eau dans le béton - comparaison entre les variations de masse expérimentale et simulée pour les éprouvettes 16*32 à 38°C et HR=30%

Cette dernière est modélisée par de la diffusion. Le coefficient correspondant est alors ajusté de manière à ce que la variation de masse simulée corresponde à la variation de masse mesurée (voir Figure 144).

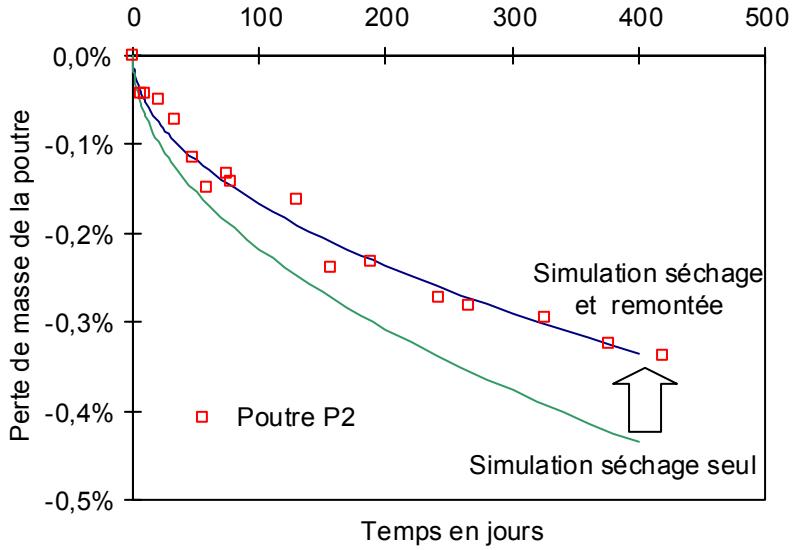

Figure 144 : comparaison entre les variations de masse expérimentale et simulée de la poutre P2

Les deux phénomènes (diffusion de l'eau et remontée capillaire) sont modélisés de la façon par le même procédé. Ils n'ont en revanche pas la même évolution de la diffusivité (voir Figure 145). Nous avons donc retenu une diffusivité équivalente (voir Figure 145) qui permet de représenter les deux phénomènes avec la même évolution. La courbe de diffusivité équivalente se compose de deux parties distinctes. La première partie de la courbe, pour une teneur en eau comprise entre 0 et 134 l/m^3, correspond à la diffusivité de l'eau. La seconde, entre 134 et 158 l/m^3, correspond à la remontée capillaire. La teneur en eau c=134 l/m^3 correspond à l'état hydrique initial du béton. La comparaison entre les variations de masse expérimentale et simulée est présentée sur la Figure 144.

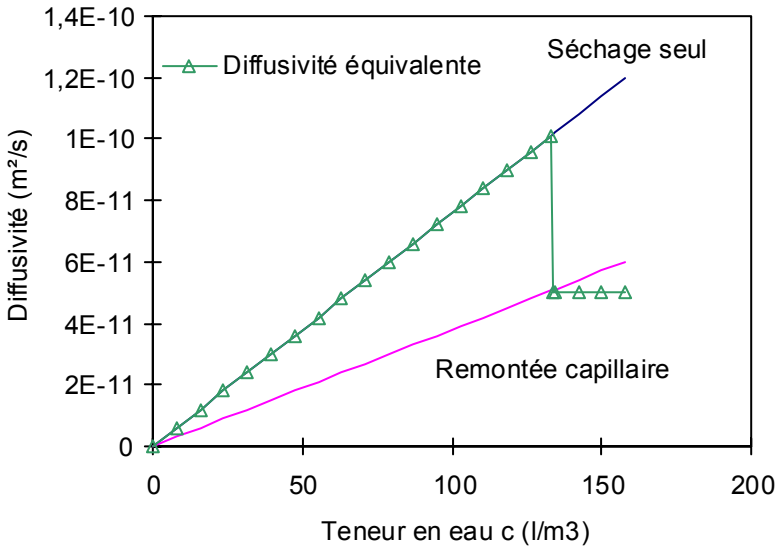

Figure 145 : diffusivité équivalente retenue pour le calcul hydrique

Comportement chimique

La détermination des paramètres intrinsèques de gonflement (α_0, A_0 et K) est effectuée d'après les résultats des essais de gonflement libre d'éprouvettes 16*32 conservées dans l'eau [MUL-2003]. Ces derniers présentent une forte dispersion (voir Figure 146). L'expansion maximale varie entre 0,15% et 0,35%, la moyenne est de l'ordre de 0,25%.

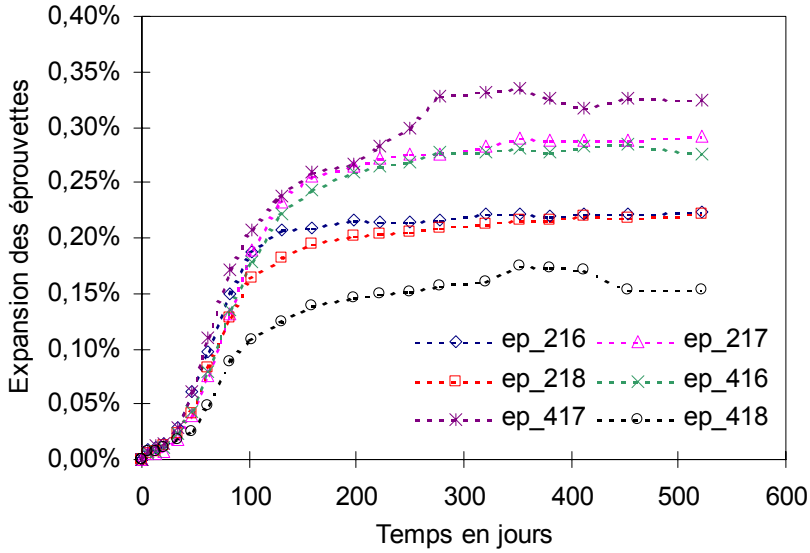

Figure 146 : allongements d'éprouvettes 16*32 conservées dans l'eau, d'après [MUL-2003]

Trois jeux de paramètres intrinsèques de gonflement sont déterminés en supposant que les éprouvettes sont saturées (voir Tableau 33). Ils correspondent aux gonflements moyen minimal et maximal.

Paramètre	Minimum	Moyenne	Maximum
A_0	0,4 [sans unité]		
α_0	0,015 [jour^{-1}]		
K	0,275%	0,42%	0,55%

Tableau 33 : paramètres intrinsèques de gonflement retenus, d'après [MUL-2003]

La comparaison entre les allongements mesurés et simulés est présentée sur la Figure 147.

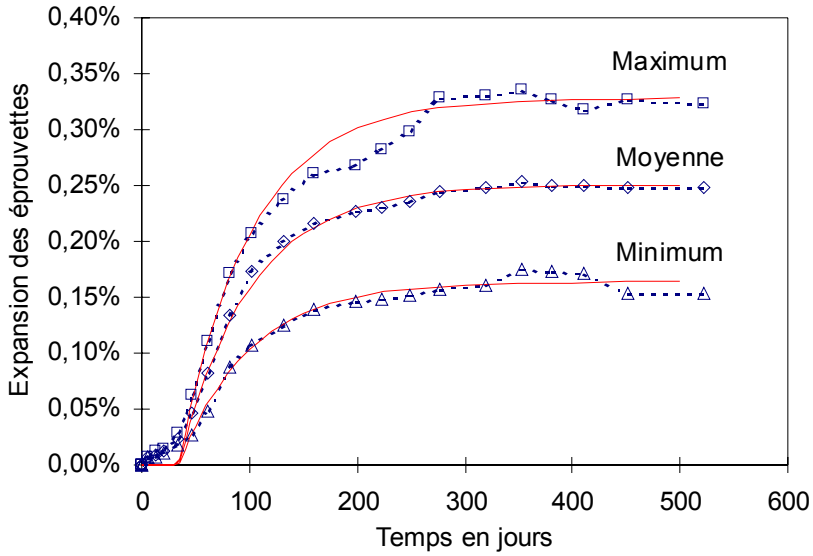

Figure 147 : comparaison entre les allongements mesurés et simulés, d'après [MUL-2003]

Comportement mécanique du béton utilisé

Détermination des caractéristiques mécaniques

Les caractéristiques mécaniques disponibles sont le module élastique mesuré par un essais de compression et les résistances à la traction et à la compression (voir Tableau 34) :

Module élastique E	Traction ft_{28}	Compression fc_{28}
37000 MPa	3,7 MPa	40 MPa

Tableau 34 : caractéristiques mécaniques expérimentales [MUL-2003]

Le calage du comportement mécanique du béton est normalement effectué en ajustant le module E_0, le coefficient de Poisson ν et les paramètres m^c, m^t, $\tilde{\sigma}_u^c$ et $\tilde{\sigma}_u^t$ de manière à reproduire les courbes de comportement expérimentales (voir Figure 131 et Figure 132). Les paramètres d'exposant peuvent être déterminés grâce à une mesure de l'endommagement au pic car d'après les lois adoptées :

$$\forall s \in \{t,c\} \quad m^s = \frac{1}{\ln\left(1-d_p^s\right)} \tag{4.51}$$

Le paramètre de cohésion peut alors être ajusté pour obtenir la contrainte maximale souhaitée. Dans notre cas, nous ne disposons que de la valeur du module élastique et des contraintes maximales à la rupture pour la traction et pour la compression (voir Tableau 34).

La méthode précédente de calage des paramètres n'est donc pas applicable ici. Les paramètres d'exposant pour la traction et la compression sont donc fixés arbitrairement (voir Tableau 35). Les valeurs choisies correspondent aux valeurs courantes. Les cohésions sont ensuite ajustées pour reproduire les contraintes maximales observées (voir Tableau 35).

E_0	ν	m^t	$\tilde{\sigma}_u^t$	m^c	$\tilde{\sigma}_u^c$
42500 MPa	0,2	2	6 MPa	1	110 MPa

Tableau 35 : paramètres retenus pour le calage du comportement mécanique

Evolution des caractéristiques mécaniques en fonction de la réaction

Les caractéristiques mécaniques ont été mesurées à différentes échéances pour mettre en évidence l'influence du gonflement libre engendré par la réactio alcali-silice. Les résultats en terme de résistance sont donnés sur la Figure 148 et en terme de module élastique (voir Figure 149). Le module est mesuré par un essai de compression simple avec un déchargement à 30% environ de la contrainte maximale. Les éprouvettes utilisées ont été conservées enveloppées dans un film étanche. Le gonflement libre maximal ainsi obtenu est de 0,12% environ.

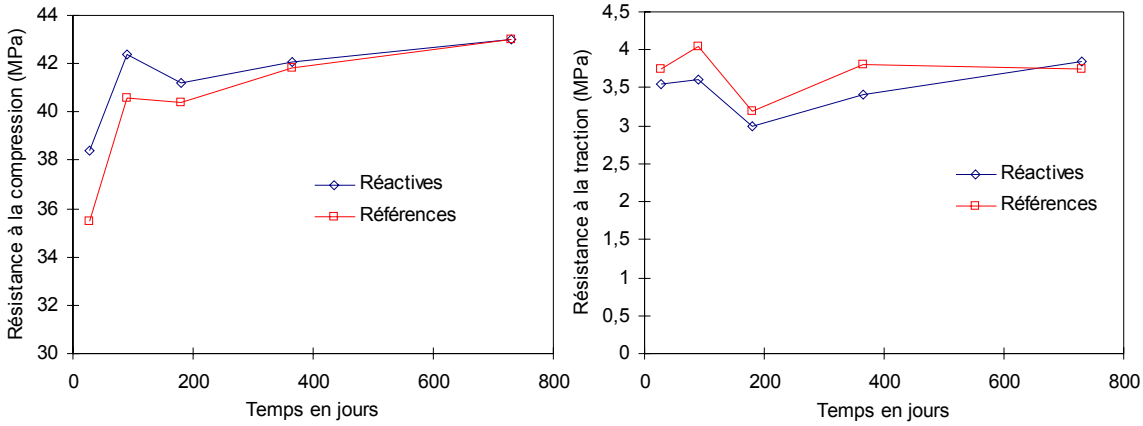

Figure 148 : évolution des résistances maximales
pour la traction (à droite) et pour la compression (à gauche) [MUL-2003]

La résistance à la compression des éprouvettes réactives n'est quasiment pas affectée par la réaction, ses variations sont les mêmes que pour les éprouvettes de référence. La résistance à la traction des éprouvettes réactives semble diminuer légèrement entre 90 et 300 jours. Elle passe de 3,7 MPa à environ 3,2 MPa.

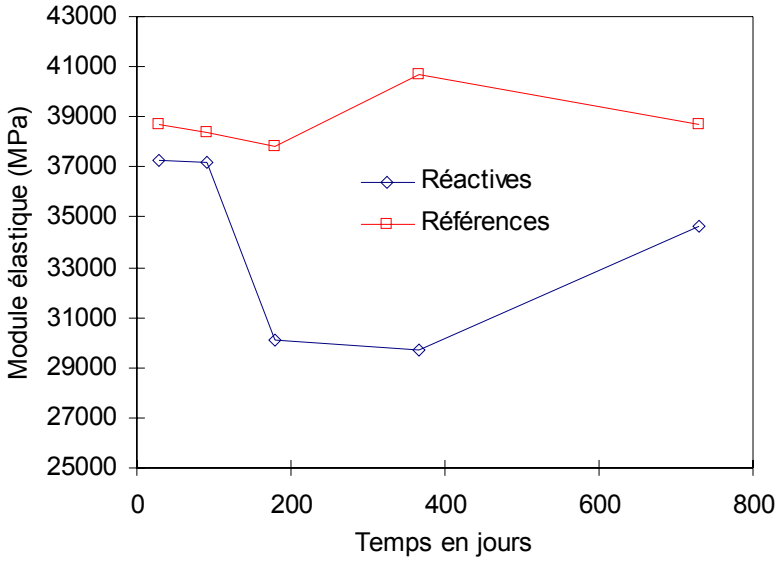

Figure 149 : évolution du module élastique en fonction du temps [MUL-2003]

Le module connaît une forte baisse entre 90 et 400 jours. Sa valeur tombe de 37 à 30 GPa alors que le module des éprouvettes de référence reste stable.

Dans le modèle l'évolution des caractéristiques mécaniques en fonction du gonflement engendré par la réaction alcali-silice est déterminée grâce aux paramètres α^{rt} et α^{rc}. Ces derniers définissent l'influence de l'endommagement indépendant généré par la réaction sur l'endommagement global. Ils permettent de relier le gonflement induit aux contraintes

apparentes par l'intermédiaire de l'endommagement global. Par exemple, dans le cas d'un essai de traction simple sur une éprouvette de béton réactif ayant déjà gonflé, la contrainte apparente s'écrit :

$$\sigma_i^t = \left(1 - D_i^t\right)\tilde{\sigma}_i^t = \left(1 - d_i^t\right)\left(1 - d^r\right)^{\alpha^{rt}} \tilde{\sigma}_i^t \tag{4.52}$$

Dans le cas de la compression, la contrainte apparente s'écrit :

$$\sigma_i^c = \left(1 - D_i^c\right)\tilde{\sigma}_i^c = \left(1 - d_j^c\right)^2 \left(1 - d^r\right)^{2\alpha^{rc}} \tilde{\sigma}_i^c \tag{4.53}$$

En l'absence de chargement, la valeur de l'endommagement indépendant induit par la réaction alcali-silice est calculé à partir du gonflement libre :

$$d^r = \frac{\varepsilon_l^r}{\varepsilon_0^r + \varepsilon_l^r} \tag{4.54}$$

Les paramètres α^{rt} et α^{rc} permettent reproduire respectivement la chute de la contrainte maximale et du module élastique pour la traction (voir Figure 150) et pour la compression (voir Figure 151).

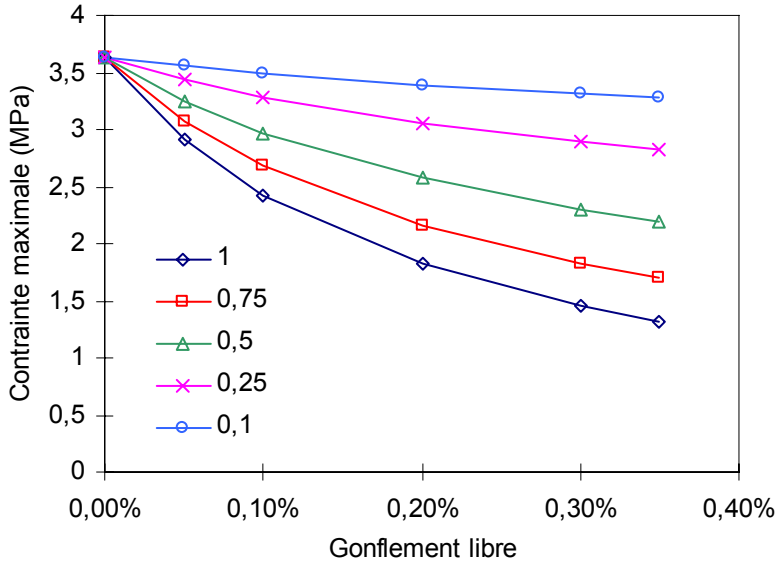

Figure 150 : évolution de la contrainte maximale pour la traction en fonction de α^{rt}

Pour un gonflement libre donné, la valeur de la contrainte maximale de traction est d'autant plus faible que le paramètre α^{rt} est grand. Le paramètre α^{rt} est calé pour reproduire la chute expérimentale de contrainte maximale de traction qui passe de 3,7 MPa à environ 3,2 MPa environ pour un gonflement libre égal à 0,12%. La valeur choisie pour α^{rt} est 0,25 (voir Figure 150).

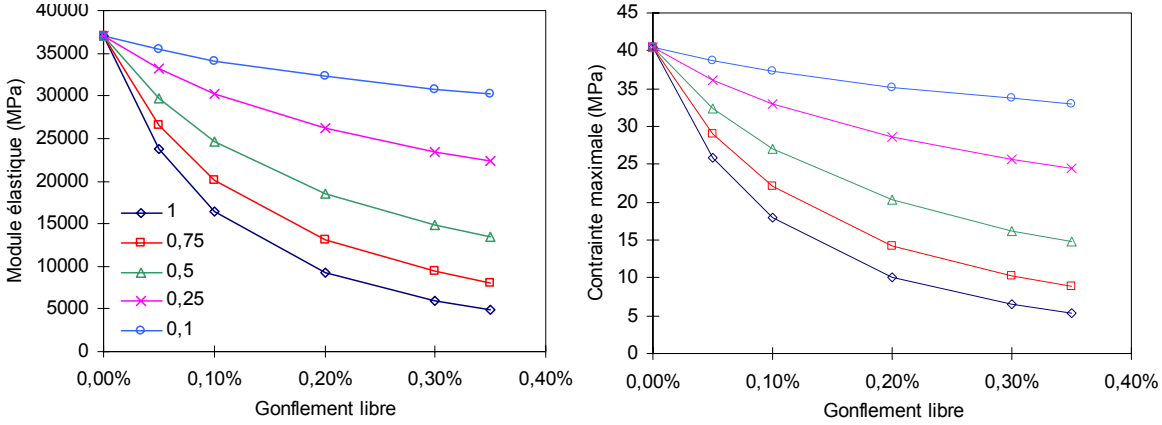

Figure 151 : évolution du module élastique (à gauche) et de la contrainte maximale (à droite) pour la compression en fonction du gonflement libre

Le calage du paramètre α^{rc} est effectué à partir des variations du module. Le choix de la valeur du paramètre est 0,2 (voir Figure 151). La baisse correspondante de la contrainte maximale est de 7 GPa environ.

Comportement viscoélastique

Afin de caractériser le comportement viscoélastique du béton, il est nécessaire de déterminer les rigidités K^s et μ^d et les viscosités η^s, η_1^d et η_2^d des modèles rhéologiques correspondant aux parties sphérique et déviatorique du tenseur des contraintes effectives (voir le paragraphe *Calcul des déformations différées*, page 170). Ces paramètres sont calés à partir des résultats des essais de fluage des éprouvettes non réactives (voir Figure 152).

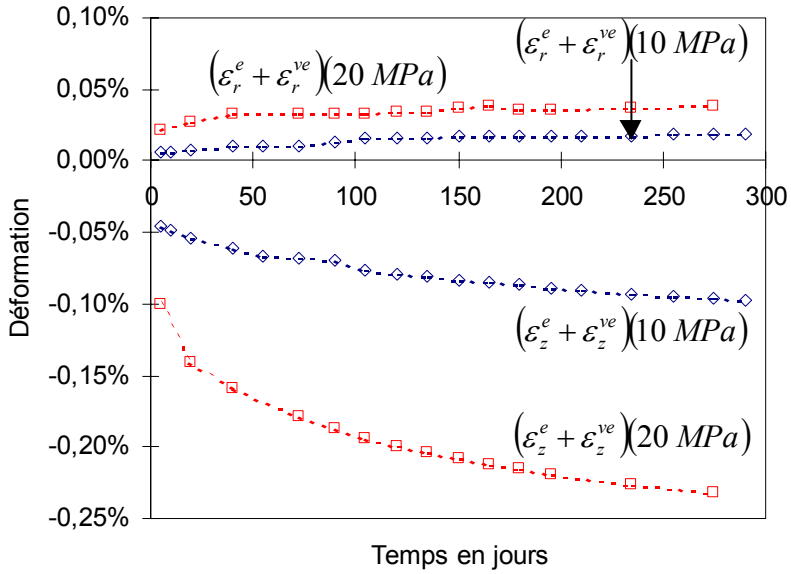

Figure 152 : fluage des éprouvettes de référence sous 10 et 20 MPa [MUL-2003]

Seules les déformations engendrées par la partie sphérique du tenseur des contraintes effectives entraînent une variation de volume. Les paramètres du modèle sphérique sont donc identifiés les premiers (voir Figure 153).

$$\frac{\Delta V}{V} = 3\varepsilon^s = 3\frac{\tilde{\sigma}^s}{K^s}\left[1 - exp\left(-\frac{K^s}{\eta^s}t\right)\right] \qquad (4.55)$$

Les résultats expérimentaux sont normés par rapport à la contrainte effective de compression correspondante (respectivement 11,06 et 25,5 MPa). Les paramètres K^s et η^s sont ajustés pour reproduire l'évolution de la déformation viscoélastique sphérique déduite des résultats expérimentaux (voir Figure 153). Les paramètres retenus sont K^s=21000 MPa et η^s=2200000 MPa/j.

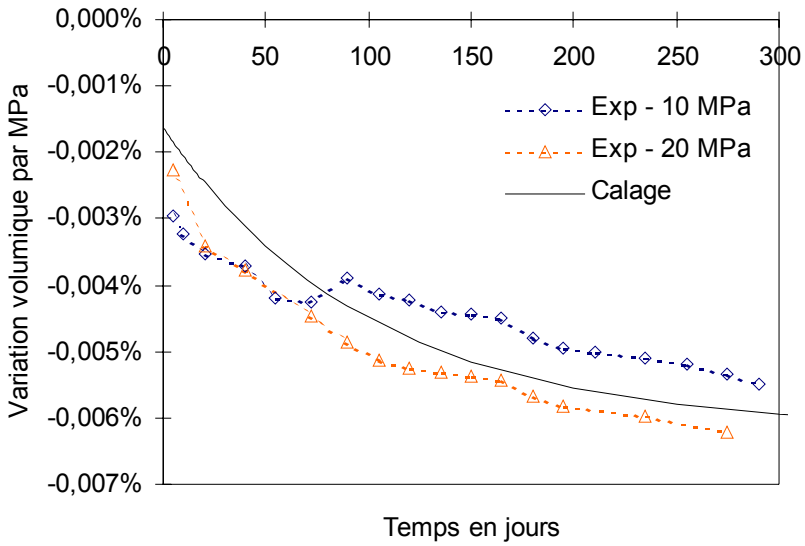

Figure 153 : calage de la partie sphérique du modèle de fluage

Le calage des paramètres μ^d, η_1^d et η_2^d est effectué en calculant les déformations viscoélastiques totales (somme des parties sphérique et déviatorique) et en les comparant avec les résultats expérimentaux (voir Figure 154).

Le calcul des déformations viscoélastiques totales dans toutes les directions et la comparaison avec les résultats expérimentaux permet de caler les paramètres du modèle déviatorique μ^d, η_1^d et η_2^d (voir Figure 154).

$$\varepsilon_{ij}^{ve} = \varepsilon^s + \frac{\widetilde{\sigma}_{ij}^d}{\mu^d}\left[1 - exp\left(-\frac{\mu^d}{\eta_1^d}t\right)\right] + \frac{\widetilde{\sigma}_{ij}^d}{\eta_2^d}t \qquad (4.56)$$

Les paramètres retenus sont $\mu^d = 18000\,MPa$, $\eta_1^d = 6.10^5\ MPa/j$ et $\eta_2^d = 13.10^6\ MPa/j$.

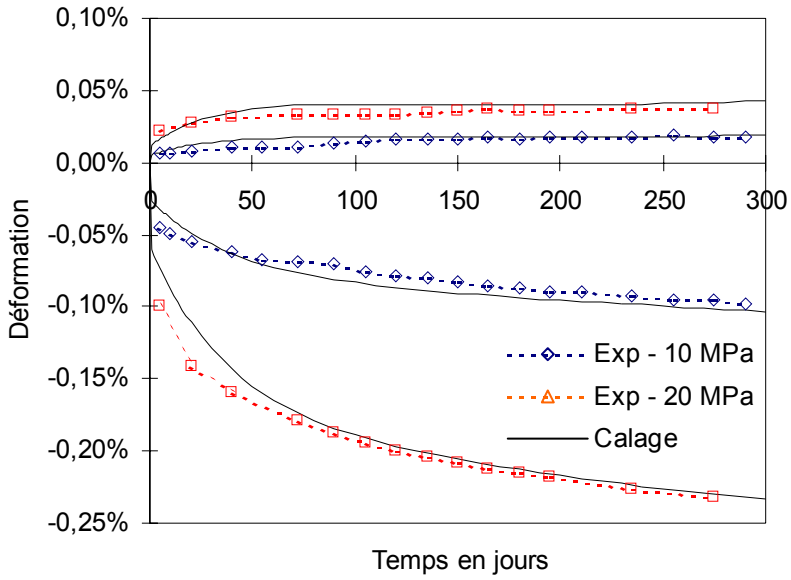

Figure 154 : comparaison entre les déformations expérimentales et simulées

Calage du retrait

Le paramètre c_1 qui définit le retrait supplémentaire observé sur les éprouvettes réactives est pris égal à zéro. En effet, ce paramètre n'est influent que lorsque l'on sèche un matériau qui a déjà gonflé. Dans notre cas, le séchage se produit principalement avant que le gonflement ne se développe.

Les paramètres de retrait a_1 et b_1 sont déterminés à partir de l'évolution de la flèche expérimentale des poutres non réactives. Le retrait de dessiccation dans la partie supérieure de la poutre et le gonflement dû à l'imbibition en partie basse sont modélisés au moyen de l'équation (4.44). Les paramètres a_1 et b_1 sont ajustés de manière à reproduire l'évolution de la flèche expérimentale des poutres non réactives P3 et P6 (voir Figure 155). Le paramètre a_1 caractérise l'amplitude du retrait et b_1 la cinétique.

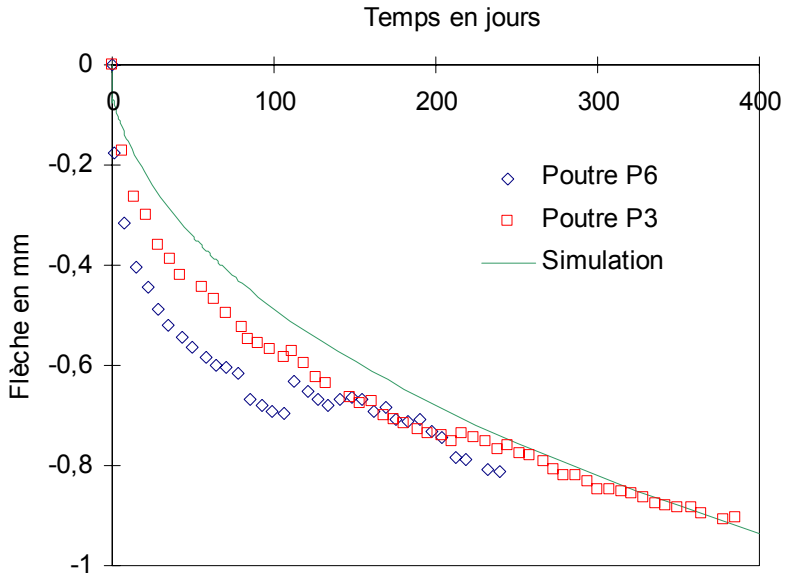

Figure 155 : comparaison entre les flèches expérimentales et simulée, d'après [MUL-2003]

Les paramètres retenus sont alors :

Paramètre	Valeur	Unité
a_1	33,3	MPa
b_1	1,9	-
c_1	0	-

Tableau 36 : paramètres de retrait retenus pour la simulation

Calage de la loi d'endommagement généré par la réaction

Les deux paramètres m^r et $\tilde{\sigma}_u^r$ de la loi d'évolution de l'endommagement indépendant $\mathbf{d^r}$ peuvent être déterminés par des essais de gonflement sous contraintes (voir Figure 156).

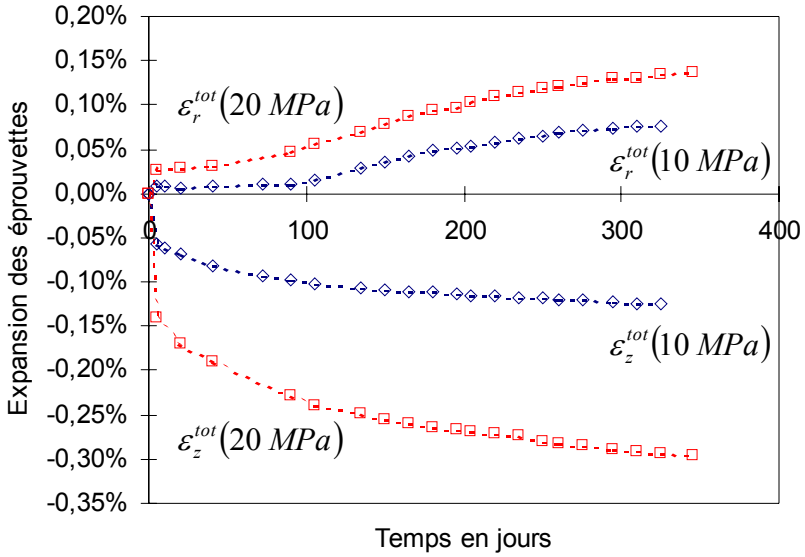

Figure 156 : déformations expérimentales totales dans les directions radiale (r) et longitudinale (z) pour les essais de gonflement sous contraintes (10 et 20 MPa) [MUL-2003]

Ces essais sont effectués avec des éprouvettes enveloppées dans un film étanche dont le gonflement libre maximal est de 0,12% environ. Les résultats des essais de gonflement sous contraintes montrent que dans la direction verticale, les contraintes de compression empêchent le développement du gonflement et entraînent du fluage. Dans la direction radiale, le gonflement est libre. Il est de l'ordre de grandeur du gonflement libre maximal observé (0,08% pour 10 MPa et 0,14% pour 20 MPa).

La déformation verticale engendrée par la réaction alcali-silice peut être calculée en retranchant la part de fluage (connue grâce aux éprouvettes de référence). L'endommagement correspondant est alors connu :

Contrainte verticale	0 MPa	10 MPa	20 MPa
Déformation ε_z^r	0,11%	0,03%	0,01%
Endommagement d_z^r	0,355	0,13	0,05

Tableau 37 : déformation et endommagement correspondant engendrés par la réaction alcali-silice dans la direction verticale [MUL-2003]

Dans le cadre de ces essais et du modèle utilisé, la contrainte apparente s'écrit :

$$\sigma_z^c = \left(1 - D_z^c\right)\tilde{\sigma}_z^c = \left(1 - d_r^c\right)^2 \left(1 - d_r^r\right)^{2\alpha^{rc}} \tilde{\sigma}_z^c \qquad (4.57)$$

L'endommagement anisotrope $\mathbf{d^r}$ généré par la réaction alcali-silice influe sur l'endommagement global et donc sur la déformation totale observée. Les endommagements $\mathbf{d^r}$ sont calculés à partir du gonflement libre.

$$d_i^r = 1 - \exp\left[-\frac{1}{m^r} \left(\frac{\left\langle \tilde{\sigma}_i^c + \tilde{\sigma}^r \right\rangle^+}{\tilde{\sigma}_u^r} \right)^{m^r} \right] \tag{4.58}$$

La contrainte isotrope générée par la réaction dépend des paramètres m^r et $\tilde{\sigma}_u^r$ de la loi d'évolution de l'endommagement indépendant $\mathbf{d^r}$.

$$\tilde{\sigma}^r = \tilde{\sigma}_u^r \left[-m^r \ln\left(1 - \frac{\varepsilon_l^r}{\varepsilon_0^r + \varepsilon_l^r} \right) \right]^{1/m^r} \tag{4.59}$$

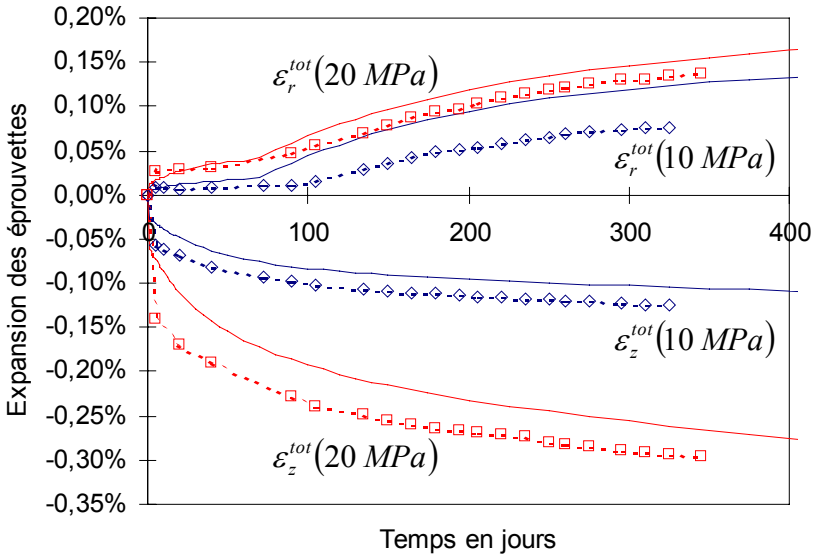

Figure 157 : comparaison entre les gonflements sous contraintes mesurés et prédits

Effectuer le calage revient à déterminer le jeu de paramètres m^r et $\tilde{\sigma}_u^r$ qui permet de retrouver les endommagements indépendants donnés dans le Tableau 37 pour chacune des trois contraintes avec une même contrainte isotrope $\tilde{\sigma}^r$ (dont la valeur est inconnue *a priori*). Les paramètres obtenus sont $m^r = 2$ et $\tilde{\sigma}_u^r = 30\ MPa$. Les déformations totales prédites par le modèle sont comparées aux valeurs expérimentales sur la Figure 157.

Récapitulation des paramètres

Les paramètres utilisés pour les simulations sont réunis dans le Tableau 38. Ils sont tous déterminés d'après des résultats expérimentaux.

Paramètre	Valeur	Signification
A_0	0,4	Seuil d'avancement
α_0	0,015	Cinétique du gonflement
K	0,275% - 0,42% - 0,55%	Amplitude du gonflement
a_1	33 MPa	Intensité de la pression capillaire
b_1	1,9	Exposant de la loi de pression capillaire
c_1	0	Retrait du gel
E_0	42500 MPa	Module tangent initial
ν	0,2	Coefficient de Poisson
m^t	2	Exposant pour la traction
m^c	1	Exposant pour la compression
m^r	2	Exposant pour la réaction
$\widetilde{\sigma}_u^t$	6 MPa	Cohésion pour la traction
$\widetilde{\sigma}_u^c$	110 MPa	Cohésion pour la compression
$\widetilde{\sigma}_u^r$	30 MPa	Cohésion pour la réaction
α^{ct}	1	Influence de la comp. sur la traction
α^{tc}	0,2	Influence de la traction sur la comp.
α^{rt}	0,25	Influence de la réaction sur la traction
α^{rc}	0,2	Influence de la réaction sur la comp.
K^s	21000 MPa	Rigidité et viscosité pour la partie sphérique des contraintes effectives
η^s	$2{,}2.10^6$ MPa/j	
μ^d	18000 MPa	Rigidité et viscosités pour la partie déviatorique du tenseur des contraintes effectives
η_1^d	6.10^5 MPa/j	
η_2^d	13.10^6 MPa/j	

Tableau 38 : tableau récapitulatif des paramètres utilisés pour la simulation

Résultats hydriques

La simulation des transferts hydriques au sein de la poutre est effectuée à partir de la variation de masse expérimentale (voir paragraphe *Comportement hydrique*, page 177). Elle permet d'obtenir l'évolution du champ de degré de saturation **Sr** au cours du temps. La carte de degré de saturation correspondant à une durée de 400 jours est présentée sur la Figure 158.

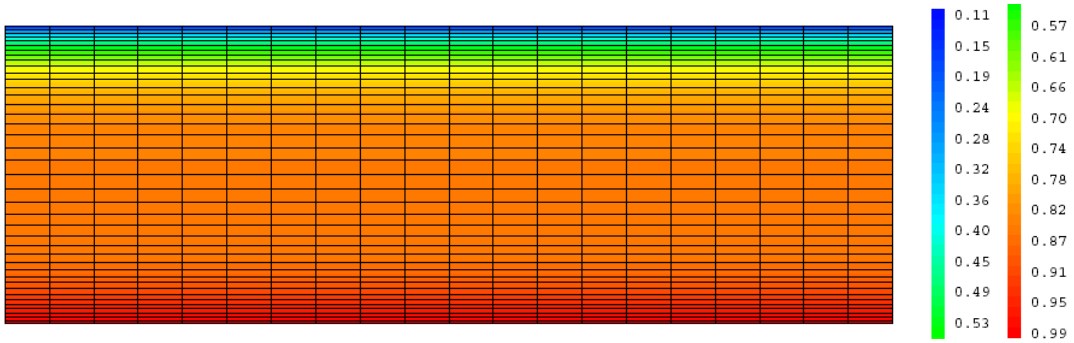

Figure 158 : champ de degré de saturation dans la poutre après 400 jours

Le champ de degré de saturation présente une symétrie de translation suivant l'axe longitudinal de la poutre. Cela est dû au revêtement étanche disposé sur tout le pourtour de la poutre qui rend les transferts hydriques uniaxiaux (verticaux). L'évolution du degré de saturation en fonction du temps et de la hauteur dans la poutre est présentée sur la Figure 159.

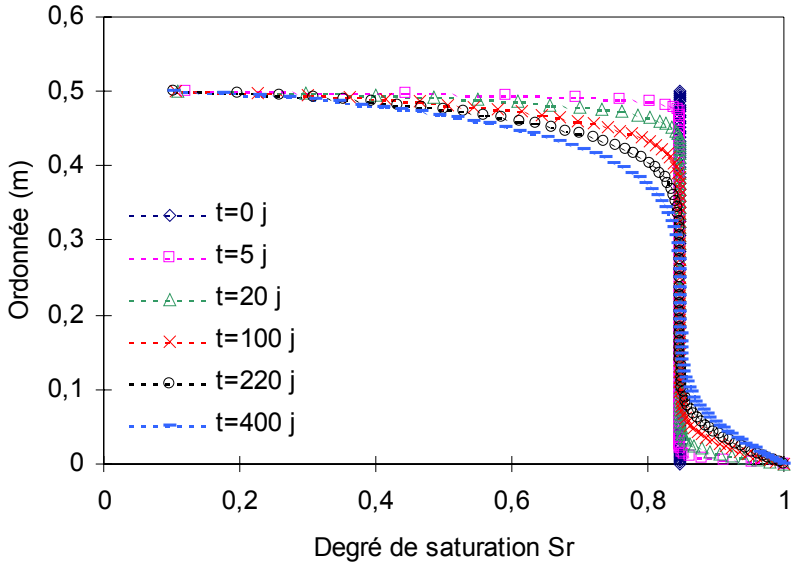

Figure 159 : évolution du degré de saturation dans la poutre en fonction du temps et de l'ordonnée

Pour la simulation, le degré de saturation est initialement égal à 0,85. Nous pouvons remarquer les effets de l'imbibition d'eau en partie basse et du séchage en partie haute de la poutre. Le degré de saturation de la fibre supérieure passe très rapidement de sa valeur initiale (Sr=0,85) à la valeur d'équilibre avec l'ambiance extérieure (θ=38°C et HR=30% - Sr=0,1). Le front de séchage progresse alors dans le matériau et la profondeur atteinte par le séchage au bout de 400 jours est de l'ordre de 15 centimètres. L'immersion de la partie basse de la

poutre engendre une remontée d'eau plus lente que le séchage en partie supérieure. Après 400 jours, la hauteur affectée par la remontée d'eau est de l'ordre de 10 centimètres.

Ces observations sont confirmées partiellement par les mesures obtenues par gammadensimétrie effectuées par Multon [MUL-2003]. Ces dernières permettent de caractériser la variation de masse locale du béton (voir Figure 160). Les résultats montrent une diminution de masse engendrée par le séchage sur une hauteur d'environ 15 centimètres après 400 jours d'essai. La perte de masse maximale est de l'ordre de 6,5% en partie supérieure après 400 jours d'essai. La variabilité expérimentale de ces essais semble être de l'ordre de 1% (voir Figure 160).

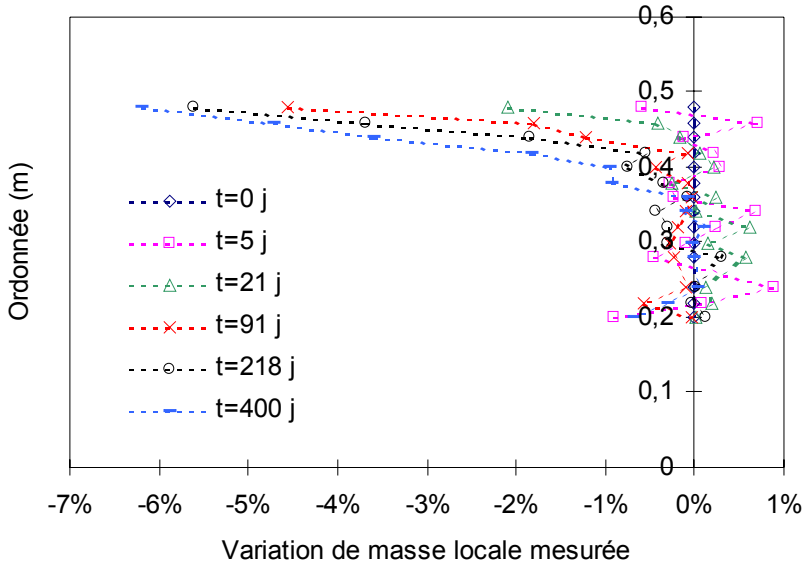

Figure 160 : évolution de la perte de masse expérimentale, d'après [MUL-2003]

La simulation numérique permet de retrouver les résultats expérimentaux. La Figure 161 présente la variation de masse en fonction de la hauteur dans la poutre et du temps. Le profil résultant est similaire à celui obtenu par gammadensimétrie. La perte de masse maximale simulée est égale à 5% en partie supérieure.

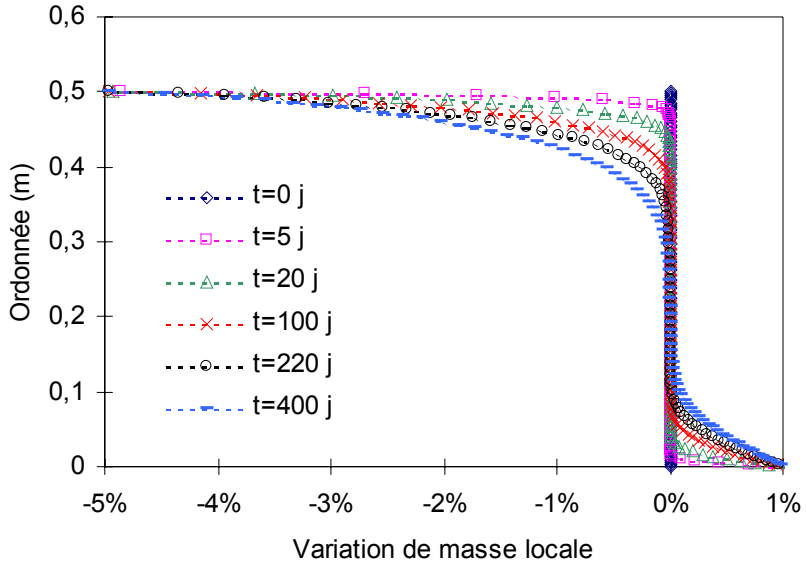

Figure 161 : évolution de la variation de masse modélisée

La différence entre les pertes de masse maximales expérimentale et simulée est de 1,5% environ. Elle s'explique par le fait qu'une perte de masse de 6,5% est incompatible avec la

teneur en eau initiale et la masse volumique du béton. En effet, une diminution de la masse de 6,5% correspond à une perte d'eau égale à 153 l/m^3 alors que la teneur en eau initiale est de 134 l/m^3. Nous avons donc supposé que la perte de masse réelle en partie supérieure est de 5% et que la valeur mesurée de 6,5% tient compte de la variabilité expérimentale.

En réalité, il est probable que la porosité du béton ne soit pas uniforme, et qu'elle soit plus élevée en partie supérieure que dans le reste de la poutre du fait de sa mise en œuvre. Il en résulte alors que la perte de masse due au séchage en partie supérieure peut être plus importante que la quantité d'eau disponible initialement dans le béton (6,5% au lieu de 5%, c'est à dire 154 l/m^3 au lieu de 118 l/m^3). La prise de masse engendrée par la remontée capillaire est alors plus forte que celle prédite dans le dimensionnement effectué.

Résultats chimiques

Connaissant l'évolution du degré de saturation du béton dans la poutre, nous pouvons déterminer la progression de l'avancement A de la réaction. Ce dernier est représenté sur la Figure 162 après 400 jours de simulation.

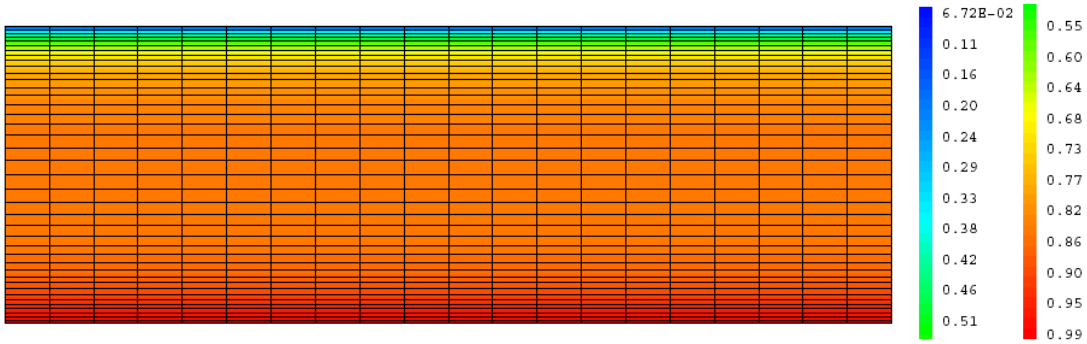

Figure 162 : champ d'avancement de la réaction à 400 jours

Le champ d'avancement **A** de la réaction est similaire au champ de degré de saturation **Sr** (voir Figure 158). L'avancement à 400 jours est constant sur toute la partie centrale de la poutre. Des différences apparaissent sur les parties haute et basse de la poutre. La valeur de l'avancement est plus faible en partie haute et plus importante en partie basse.

Cela se retrouve sur la Figure 163 qui présente l'évolution de l'avancement de la réaction en fonction de la hauteur dans la poutre et du temps. Initialement l'avancement A est nul en tout point de la poutre. Il augmente de façon quasi-uniforme dans toute la poutre en fonction du temps. L'avancement sur la fibre inférieure augmente beaucoup plus rapidement que pour le reste de la poutre. Il atteint sa valeur maximale (A=1) au bout de 300 jours environ alors que celui correspondant à la fibre supérieure reste proche de 0 et que la plus grande partie de la poutre a un avancement d'environ 0,85. Cette valeur correspond à l'avancement maximal que peut atteindre la réaction pour un degré de saturation égal à 0,85 (voir paragraphe *Modélisation de l'influence de l'eau sur la réaction*, page 125 : β(Sr)=Sr).

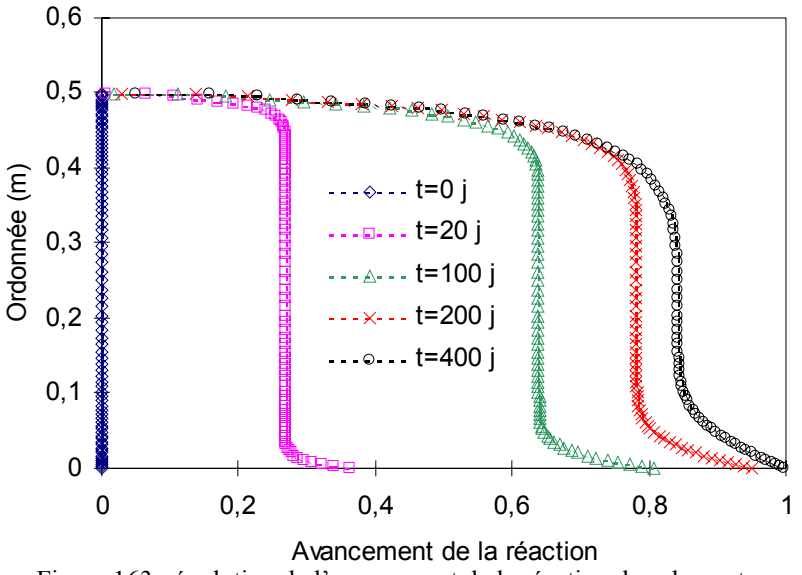

Figure 163 : évolution de l'avancement de la réaction dans la poutre

Cette différence de comportement se retrouve sur la Figure 165 qui présente l'évolution de la cinétique d'avancement de la réaction dans la poutre. Initialement la cinétique est maximale. Elle décroît de façon quasi-uniforme dans toute la poutre sauf pour la partie supérieure ou elle diminue très vite et tend vers 0 et pour la partie inférieure où elle diminue moins vite.

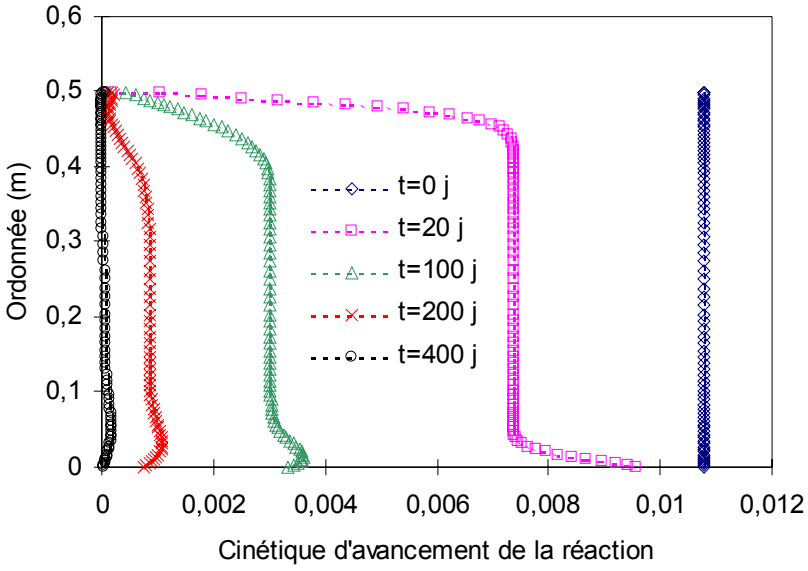

Figure 165 : évolution de la cinétique d'avancement (en j^{-1})de la réaction dans la poutre

Ce phénomène est dû aux transferts hydriques dans la poutre et est directement relié à la valeur du degré de saturation (voir Figure 158), les deux champs (degré de saturation Sr et avancement A de la réaction) sont similaires. L'imbibition en partie inférieure fait augmenter la valeur du degré de saturation, inversement en partie supérieure le séchage engendre la baisse de ce dernier. L'avancement de la réaction varie alors en fonction des variations du degré de saturation.

Résultats mécaniques

Déformée de la poutre

Elle est présenté sur la Figure 166. Conformément aux résultats expérimentaux elle est orientée vers le bas. Elle montre un raccourcissement de la fibre supérieure de la poutre induit par le retrait dû au séchage. Elle montre aussi une extension de la fibre inférieure générée par le gonflement dû à la réaction alcali-silice.

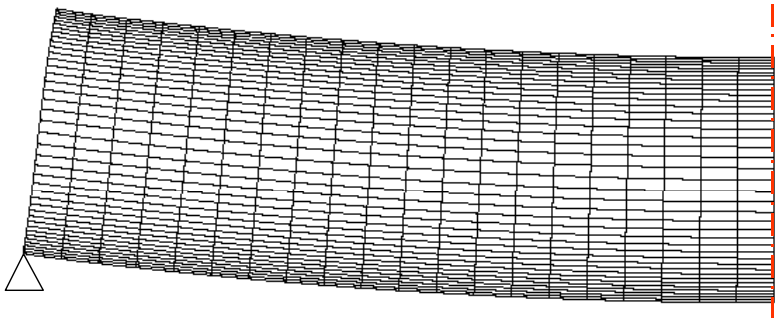

Figure 166 : déformée de la poutre à 400 jours

Evolution de la flèche

L'évolution de la flèche obtenue par la simulation mécanique est comparée aux résultats expérimentaux sur la Figure 167. Trois simulations différentes ont été effectuées, elles correspondent à la moyenne et aux valeurs extrêmes des paramètres intrinsèques de gonflement (voir paragraphe *Comportement chimique*, page 179). Ce fuseau ne prend pas en compte l'erreur sur la prédiction de l'évolution de l'état hydrique du matériau (cause la plus importante de variabilité, voir paragraphe *Simulations des essais HR-variable*, page 143).

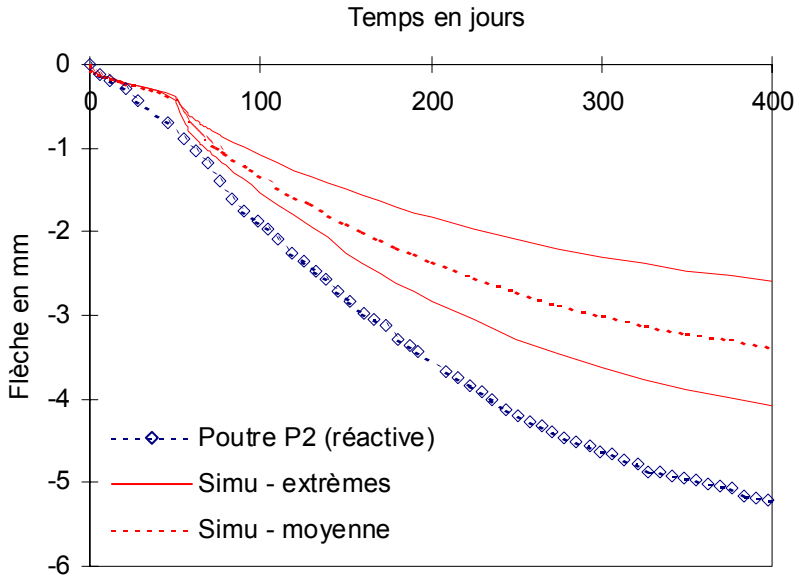

Figure 167 : comparaison entre les flèches simulées et mesurée, d'après [MUL-2003]

La flèche simulée présente la même évolution que la flèche mesurée. La cinétique de progression de la flèche est maximale entre 50 et 300 jours environ. Le flèche augmente ensuite avec une vitesse réduite. Cette dernière est légèrement sous-estimée. Cela conduit à une mauvaise estimation de la valeur de la flèche à 400 jours : elle est égale à 3,4±0,8 mm pour la flèche simulée et 5,2 mm pour la flèche mesurée. La flèche expérimentale est

reproduite avec une marge d'erreur qui varie entre 20% et 50% suivant les paramètres intrinsèques de gonflement utilisés.

La simulation numérique permet de montrer que l'évolution de la flèche peut se décomposer en trois parties distinctes. De 0 à 50 jours, la vitesse de développement de la flèche est faible. De 50 à 300 jours environ, la vitesse de progression de la flèche est importante et au-delà de 300 jours la flèche augmente de moins en moins vite.

De 0 à 50 jours, la flèche est pilotée par le retrait de dessiccation en partie supérieure et par l'imbibition en partie inférieure de la poutre. La Figure 169 présente la comparaison entre la flèche induite par le retrait de dessiccation en partie supérieure de la poutre et l'imbibition en partie inférieure et la flèche totale. La flèche expérimentale progresse de manière continue alors que la flèche simulée connaît une augmentation rapide à environ 50 jours. Cette date correspond au temps nécessaire dans la modélisation pour voir l'apparition du gonflement induit par la réaction (voir Figure 147) alors qu'expérimentalement, le gonflement se développe dès le premier jour (voir Figure 146).

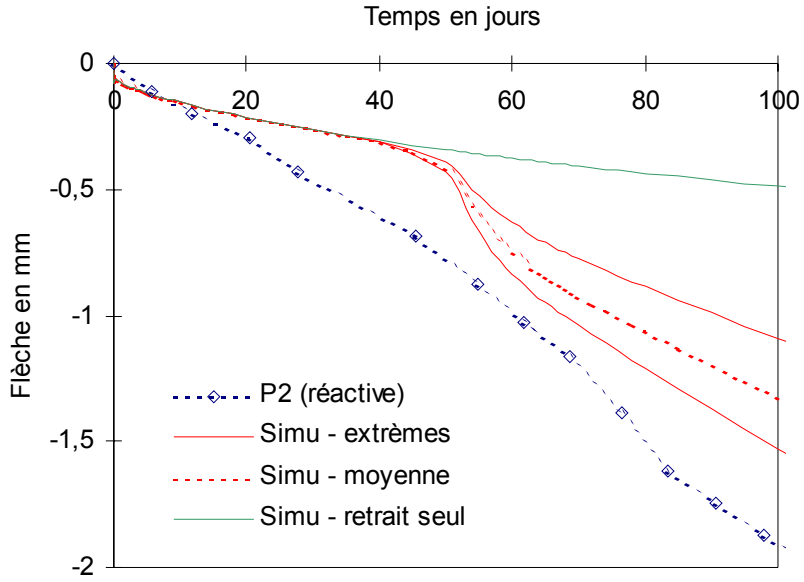

Figure 169 : comparaison entre la flèche engendrée par le retrait et la flèche totale

Entre 50 et 300 jours environ, la flèche est pilotée principalement par le gonflement interne généré par la réaction alcali-silice dans la partie inférieure de la poutre et par le retrait de dessiccation en partie supérieure. A environ 300 jours, l'avancement de la réaction et le gonflement correspondant atteignent leur valeur maximale (A=1 et ε^r=0,15% à 0,35%) sur la fibre inférieure (voir Figure 146 et Figure 163).

Au-delà de 300 jours, le moteur de la flèche est la progression des fronts de retrait de séchage et de gonflement généré par la réaction alcali-silice dans la poutre. En partie supérieure, la zone d'influence du séchage se développe de plus en plus profondément dans la poutre (voir Figure 159) et engendre du retrait supplémentaire. En partie basse, l'imbibition engendre un apport d'eau tardif au béton (voir Figure 159) et permet une reprise du gonflement engendré par la réaction aux endroits où il s'était arrêté par manque d'eau. La Figure 170 présente le champ de cinétique de la réaction à 400 jours. La valeur de la cinétique est quasi-nulle sur toute la poutre (y compris sur la fibre inférieure où l'avancement a atteint sa valeur maximale) sauf pour une partie située au-dessus de la fibre inférieure pour la quelle la cinétique est de l'ordre de 10^{-4} j^{-1}.

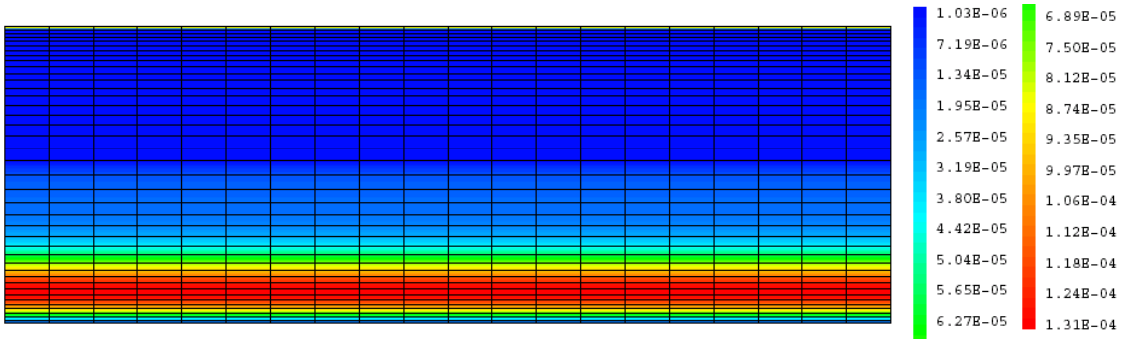

Figure 170 : reprise de gonflement grâce à l'apport d'eau tardif dû à l'imbibition à t=400 jours $\dot{A}(Sr,t)$

Champs des contraintes effectives

Les champs des contraintes effectives correspondant à la date t=400 jours sont représentés sur la Figure 171.

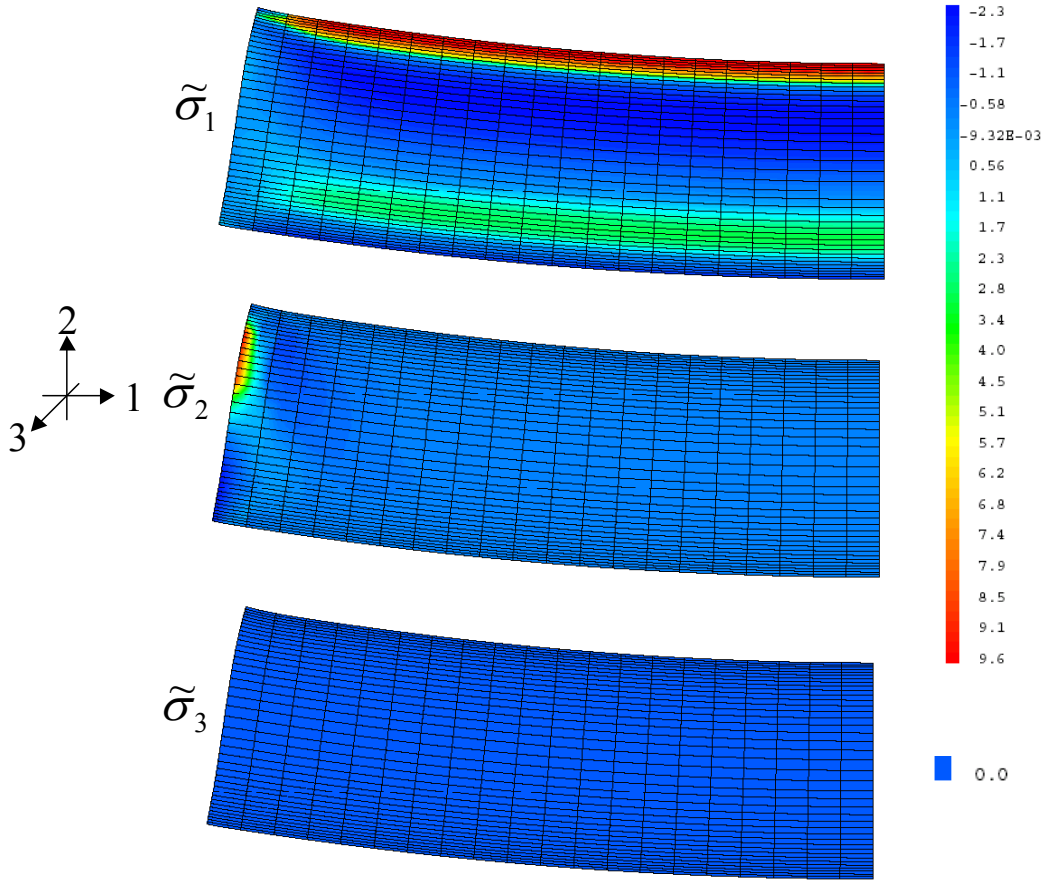

Figure 171 : champ des contraintes effectives dans les trois directions pour t=400 jours

Conformément à l'hypothèse des contraintes planes, le champ de contraintes effectives $\tilde{\sigma}_3$ dans la direction 3 est uniforme et égal à 0. Dans la direction 2, les contraintes de compression sont quasiment uniformes (environ 1 MPa), sauf lorsque l'on se rapproche du bord libre (partie gauche de la poutre). La contrainte de compression augmente pour atteindre environ 2 MPa et il apparaît une petite zone soumise à de la traction.

Le champ des contraintes effectives $\tilde{\sigma}_1$ montre que la poutre est principalement soumise à une contrainte de compression égale à 2 MPa. Cette valeur diminue et tend vers 0 lorsque l'on

se rapproche du bord libre de la poutre. Il apparaît deux bandes horizontales soumises à de la traction. La première située dans la partie supérieure de la poutre est générée par le retrait de dessiccation empêché. Elle présente des contraintes effectives de traction élevées (de l'ordre de 9 MPa). La seconde se situe au-dessus de la fibre inférieure de la poutre, elle présente des contraintes effectives de traction plus faibles (de l'ordre de 3 MPa). Ces contraintes sont engendrées d'une part par la flexion de la poutre et d'autre part par la différence de déformation induite par la réaction alcali-silice (voir Figure 162, Figure 163 et Figure 172) due à la remontée capillaire.

Anisotropie du gonflement

Les champs de déformation engendrée uniquement par la réaction alcali-silice dans les trois directions sont présentés sur la Figure 172.

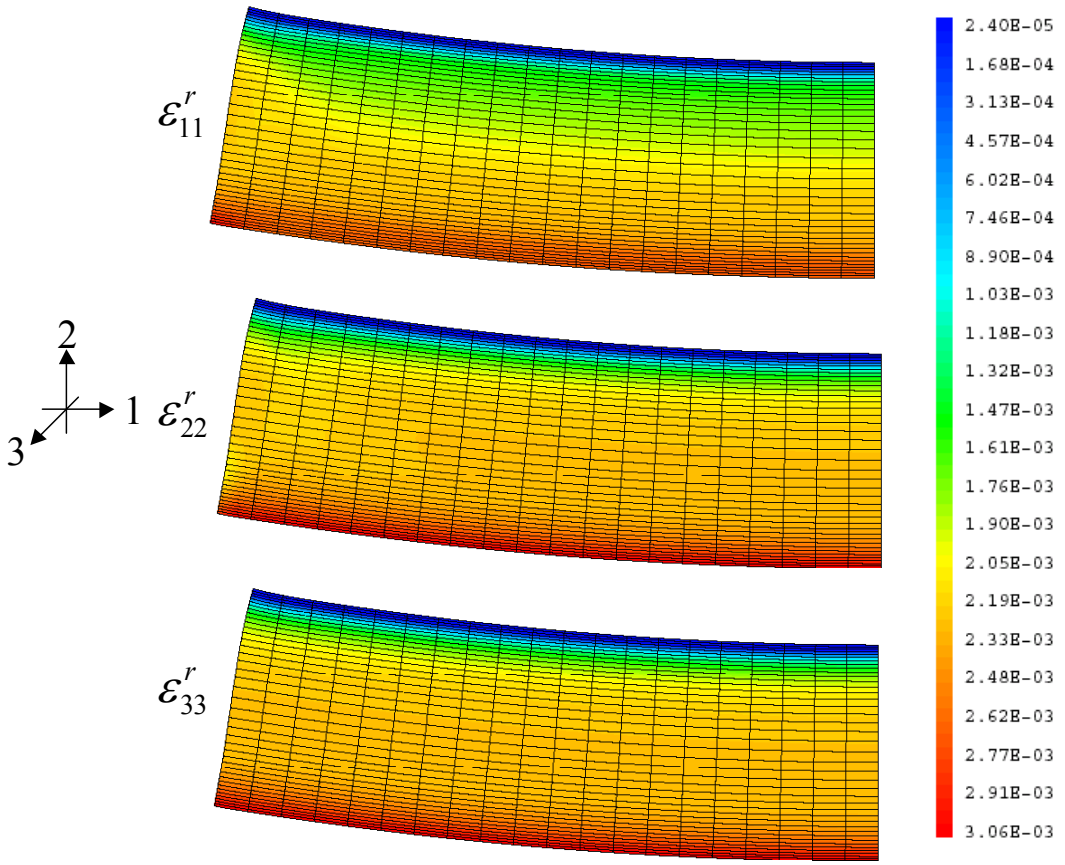

Figure 172 : anisotropie du gonflement

Le champ de déformation ε_{33}^r dans la direction 3 orthogonale à la feuille est parfaitement régulier. Il ne présente aucune dissymétrie. Il est similaire aux champs de teneur en eau et d'avancement de la réaction. En revanche, les champs ε_{11}^r et ε_{22}^r dans les autres directions présentent une légère dissymétrie au niveau du bord libre et de l'appui (sur la partie gauche du maillage). Dans le cas du champ ε_{11}^r la déformation augmente lorsque l'on se rapproche du bord libre de la poutre. Pour le champ ε_{22}^r la déformation induite diminue quand on se rapproche de l'appui. De plus, dans la partie supérieure de la poutre, la déformation est plus importante pour les champs ε_{22}^r et ε_{33}^r que pour le champ ε_{11}^r.

Ces phénomènes sont révélateurs de l'influence de la contrainte de compression sur le gonflement généré (voir paragraphe *Calage de la loi d'endommagement généré par la réaction*, page 186). Les variations de la déformation induite par la réaction dans les directions 1 et 2 sont dues respectivement à l'annulation de l'effort normal (compression) à cause du bord libre et à l'existence de bielles de compression qui font transiter les efforts jusqu'à l'appui. La différence de déformation observée dans la partie supérieure de la poutre entre les champs ε_{22}^{r}, ε_{33}^{r} et ε_{11}^{r} est due à la différence de la contrainte de compression dans la direction considérée (respectivement 2 Mpa, 1 MPa et 0 pour les directions 1, 2 et 3). La contrainte dans la direction 3 est nulle (contraintes planes), c'est pourquoi le champ de déformation ε_{33}^{r} ne présente aucune dissymétrie. Dans notre cas, les efforts de compression sont faibles, cela explique la faible anisotropie observée sur le gonflement.

Déformations de fluage

Les champs de déformation de fluage sont présentés sur la Figure 173.

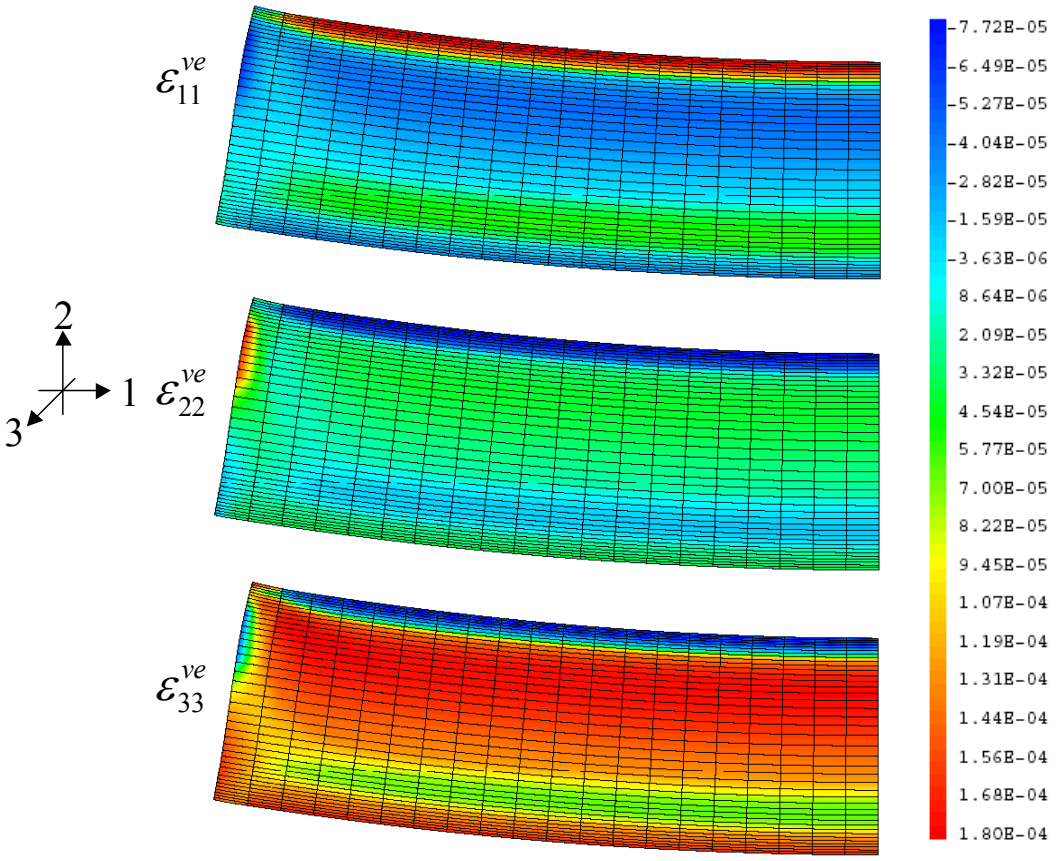

Figure 173 : champ de déformation viscoélastique pour t=400 jours

Les valeurs des déformations viscoélastiques sont inférieures d'un ordre de grandeur par rapport au gonflement induit par la réaction alcali-silice (respectivement 10^{-4} pour le fluage et 10^{-3} pour le gonflement).

Le champ de déformation viscoélastique ε_{11}^{ve} présente un faciès similaire au champ des contraintes effectives dans la direction 1 : du fluage de traction sur la partie supérieure de la poutre et dans la zone tendue au-dessus de la fibre inférieure et du fluage de compression partout ailleurs. Dans les deux autres directions, le faciès des champs de déformation viscoélastique est l'opposé de celui présenté par le champ ε_{11}^{ve}. Il apparaît du fluage de

compression dans la partie supérieure de la poutre et du fluage de traction partout ailleurs. Cela est dû à la partie déviatorique du tenseur des contraintes effectives.

Champs d'endommagement

Les contraintes de compression sont trop faibles pour induire de l'endommagement correspondant (endommagement indépendant de compression $\mathbf{d}^c$). Les contraintes de traction dans la direction axiale en partie supérieure génèrent quant à elles un endommagement indépendant (de traction $\mathbf{d}^t$) important (voir Figure 174).

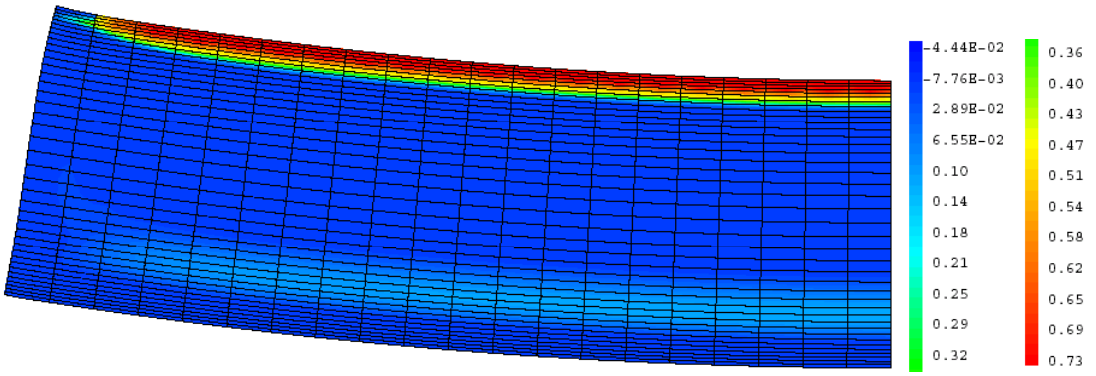

Figure 174 : champ d'endommagement indépendant de traction après 400 jours

La Figure 174 fait aussi apparaître un léger endommagement de traction (environ 0,1) dans la zone située juste au-dessus de la fibre inférieure qui correspond à la zone tendue observée sur la Figure 171.

Comparaison avec le calcul élastique

Un calcul élastique de la poutre a été effectué en appliquant la même méthode que dans le chapitre précédent. Les caractéristiques mécaniques sont constantes et uniformes et le gonflement interne généré par la réaction alcali-silice est pris en compte sous la forme d'un gonflement thermique isotrope. L'influence de la contrainte de compression sur la réaction et le fluage ne sont pas pris en compte. Les résultats de ces simulations et la comparaison avec ceux obtenus grâce au modèle d'endommagement sont présentés sur la Figure 175.

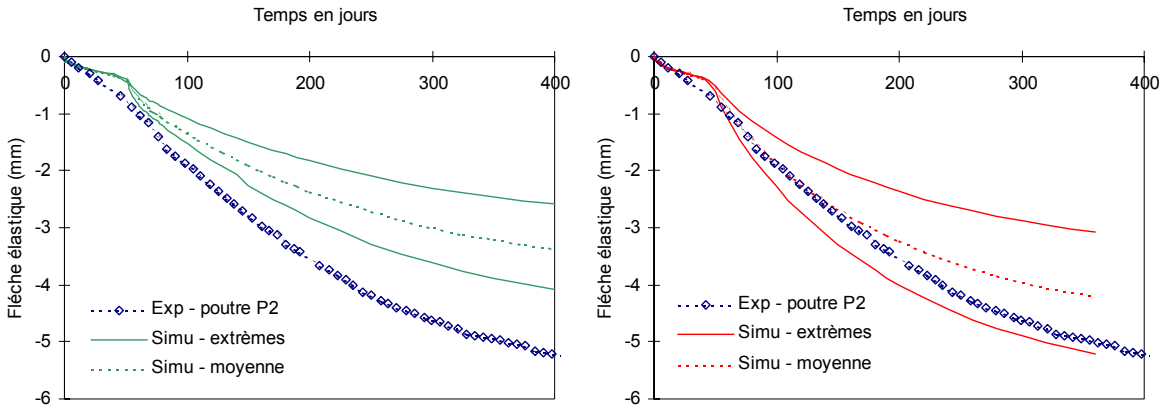

Figure 175 : comparaison entre la flèche prédite par le modèle d'endommagement (à gauche) et par un calcul élastique (à droite)

La flèche obtenue grâce au calcul élastique est du même ordre de grandeur et présente la même évolution que la flèche expérimentale et celle prédite par le modèle. Les résultats expérimentaux sont contenus dans le fuseau obtenu, mais cela ne signifie pas pour autant que

les résultats du calcul élastique sont « plus justes » que ceux donnés par le modèle d'endommagement. La différence entre le calcul élastique et le modèle d'endommagement est de l'ordre de 20% sur la flèche. Elle a plusieurs origines.

Premièrement, le calcul élastique ne tient pas compte de l'influence de la contrainte de compression sur le gonflement induit par la réaction alcali-silice. Ce dernier est donc surestimé partout où il y a des contraintes de compression. Dans notre cas, la déformation induite par la réaction sur la fibre inférieure de la poutre vaut 0,35% pour le calcul élastique alors qu'avec le modèle d'endommagement elle est égale à 0,3% environ (voir Figure 172).

Deuxièmement, la prise en compte du comportement adoucissant du matériau dans sa phase post-pic induit le déchargement des contraintes partout où ces dernières excèdent la contrainte au pic. Dans notre cas il s'agit uniquement de la traction. La contrainte moyenne de traction dans la partie tendue de la poutre est donc plus faible avec le modèle d'endommagement que pour le calcul élastique pour lequel elle est surestimée. Les déformations moyennes ainsi engendrées (traction et compression), le gradient de déformation et la flèche sont donc plus importants pour le calcul élastique.

Lors des simulations numériques, le modèle d'endommagement utilisé ne se démarque pas beaucoup des résultats du calcul élastique car l'essai retenu pour l'application de la modélisation n'est pas le plus pertinent pour mettre en valeur ses qualités :

- Les déformations viscoélastiques sont négligeables devant le gonflement induit par la réaction alcali-silice à cause de l'absence de chargement extérieur ;
- Le gonflement induit est quasiment isotrope à cause de la faiblesse des contraintes de compression induite par l'absence de chargement extérieur ;
- La faiblesse de l'état de contrainte et de dégradation dans la poutre et la liberté de déformation rend possible l'utilisation d'une approche élastique.

De plus, il faut garder à l'esprit que le calage hydrique effectué est approximatif. La perte de masse en partie supérieure vaut environ 6,5% d'après les mesures de gammadensimétrie alors qu'elle est égale à 5% dans le calage hydrique que nous avons effectué. Cette différence est due *a priori* à la non uniformité de la porosité sur toute la poutre (voir *Résultats hydriques*, page 189). Or, l'erreur sur la prédiction de la quantité d'eau disponible localement est une source très importante d'erreur sur la valeur du gonflement (voir paragraphe *Simulations des essais HR-variable*, page 143). Dans le cadre de la simulation des essais HR-variable, une mauvaise estimation de l'état hydrique entraîne une variation de la réponse du modèle en terme d'allongement de 25% à 70%.

Si un autre calage hydrique était effectué, avec une porosité non uniforme, la perte de masse en partie supérieure pourrait être conforme aux mesures (6,5% à 2 centimètres du haut de la poutre). La prise de masse due à la remontée capillaire serait alors plus importante. En conséquence, le retrait en partie supérieure, le gonflement induit par la réaction alcali-silice en partie basse et donc le gradient de déformations et la flèche seraient plus importants. Il en résulterait alors que l'ordre des flèches correspondant aux calculs élastique et avec le modèle d'endommagement serait inversé : le calcul élastique surestimerait la flèche et le modèle d'endommagement serait plus proche de la flèche expérimentale.

Conclusion

L'objectif de cette troisième et dernière partie était de définir une modélisation qui permet de décrire les effets structuraux induits par la réaction alcali-silice. Pour cela nous avons défini un modèle de comportement basé sur une écriture tensorielle de l'endommagement. Ce dernier peut être généré de manière indépendante par différentes causes. Dans notre cas, il s'agit de la traction, de la compression et de la réaction alcali-silice. Mais le modèle permet ainsi de traiter n'importe quelle pathologie des bétons qui conduit à la dégradation du matériau. Il a notamment été utilisé pour modéliser les effets de l'attaque sulfatique [PLA-2002].

L'endommagement global est alors calculé à partir des endommagements indépendants et permet de décrire l'évolution du comportement mécanique du béton en fonction du gonflement induit par la réaction alcali-silice. La méthode retenue pour le calcul des tenseurs des contraintes et d'endommagement permet la rotation des directions principales de fissuration.

Les déformations anélastiques dues aux contraintes de traction et de compression ne sont pas calculées. Celles induites par la réaction alcali-silice sont calculées à partir du modèle défini dans le chapitre *Modélisation de l'influence de l'eau sur la réaction*, page 125. Elles sont rendues anisotropes par l'influence des contraintes de compression. Le comportement viscoélastique du béton est décrit au moyen de deux modèles rhéologiques. Le retrait est calculé à part et injecté dans le modèle comme une déformation thermique équivalente.

Le modèle est utilisé pour reproduire le comportement d'une poutre réactive simplement appuyée soumise à un gradient d'humidité relative extérieure [MUL-2003]. Tous les paramètres nécessaires au calcul hydro-chemo-mécanique sont déterminés à partir de résultats expérimentaux (paramètres hydriques, paramètres intrinsèques de gonflement et paramètres mécaniques). La flèche ainsi obtenue est proche de celle mesurée. Le modèle permet de mettre en évidence le mécanisme d'évolution de la flèche et l'anisotropie du gonflement induite par le poids propre de la poutre. Il permet aussi de retrouver l'ordre de grandeur de la flèche expérimentale.

Cependant, le calcul mécanique sous-estime la flèche, et ne présente pas beaucoup de différences avec un calcul élastique. Cela est dû au fait que la poutre n'est pas chargée, qu'elle est libre de se déformer et que le gonflement engendré par la réaction est modéré. Dans ce cas, un calcul élastique est envisageable. De plus, la prédiction de l'évolution de l'état hydrique est approximative (perte de masse trop faible en partie supérieure et remontée capillaire sous-estimée en partie basse) et explique la différence entre les flèches expérimentale et prédite par le modèle.

Conclusion et perspectives

La réaction alcali-silice est une pathologie des bétons qui se caractérise par une réaction chimique entre la silice réactive contenue dans certains granulats et les ions de la solution interstitielle. Au niveau macroscopique, elle engendre le gonflement du matériau atteint, de la fissuration et la chute éventuelle des caractéristiques mécaniques. Sur des structures, cela se traduit par des déformations et des déplacements voire la ruine de l'ouvrage si rien n'est fait. Cette pathologie est donc préoccupante car elle remet en cause le service et l'intégrité des ouvrages atteints.

Après plus de soixante années d'étude, les mécanismes réactionnels et les paramètres influents sont suffisamment bien maîtrisés pour savoir comment éviter de nouveaux cas. En revanche, il existe un parc important d'ouvrages atteints pour lesquels le suivi et l'entretien sont les seules alternatives. E.D.F. possède notamment quelques barrages affectés par cette pathologie. E.D.F. est demandeur et participe au développement d'outils d'aide à l'expertise de telles structures qui ont pour objectifs de prédire l'évolution du gonflement et de la dégradation du béton et d'évaluer l'efficacité et la périodicité des opérations d'entretien envisagées. L'objectif de ce travail est triple :

- Définition d'un modèle qui prédit l'évolution du gonflement intrinsèque induit par la réaction alcali-silice et qui tient compte de la granulométrie réactive ;
- Modélisation de l'influence de l'eau sur la réaction ;
- Modélisation des effets structuraux induits et application.

Pour tenir ces objectifs nous nous sommes basés sur une approche multi-échelles de la réaction, du matériau à la structure. En ce qui concerne le premier objectif, une première campagne expérimentale a mis en évidence l'influence de la taille et de la distribution des granulats réactifs. Pour une teneur en silice réactive fixée, le gonflement augmente avec la taille des granulats. Elle a mis en évidence des interactions entre les classes granulaires et la non-additivité des gonflements et l'effet réducteur des fines.

La modélisation proposée se situe à l'échelle des granulats réactifs et a pour vocation la prédiction du gonflement libre intrinsèque induit par la réaction alcali-silice. Elle est basée sur la description du transport des alcalins et des ions calcium dans un Volume Elémentaire Représentatif vers différents sites de réaction. L'influence de la taille et de la distribution des granulats réactifs est prise en compte par l'intermédiaire d'un terme de source dans les équations de diffusion qui correspond à l'affaiblissement de concentration dû à la consommation des granulats. L'équilibre chimique entre les alcalins et les ions calcium en solution est décrit. Ce modèle ne décrit pas l'influence de l'eau sur la réaction. Le modèle prend en compte des mécanismes réactionnels simplifiés (tous les ions qui pénètrent dans un granulat réactif sont immédiatement consommés et forment un gel ou un C-S-H). La partie la plus importante du modèle est la description du transport couplé des ions vers différents sites de réaction. Cette dernière pourrait être utilisée pour modéliser d'autres phénomènes faisant intervenir la diffusion.

Ce modèle donne accès à l'évolution des concentrations en alcalins et en ions calcium et des quantités de silice réactive, portlandite et produits de réaction dans le V.E.R. Il permet de prédire l'évolution de l'avancement de la réaction alcali-silice et du gonflement libre induit. Il permet de montrer que les interactions entre les différentes classes granulaires réactives observées lors des campagnes expérimentales menées dans le cadre de ce travail sont dues à la consommation simultanée des alcalins par les différents granulats présents dans le matériau étudié. Il permet aussi de retrouver l'effet réducteur des fines sur le gonflement induit par la réaction malgré l'augmentation de la quantité de silice réactive. Il montre aussi le rôle à long

terme des ions calcium. Cependant la prédiction du gonflement pour les mélanges entre classes granulaires est sous-estimée.

Le deuxième objectif concernait le rôle de l'eau sur la réaction. Ce dernier est essentiel pour la réaction alcali-silice car elle est à la fois le milieu réactionnel et de transport des espèces ioniques et elle fait partie des produits de la réaction. L'étude bibliographique et une campagne expérimentale menée dans le cadre de ce travail ont permis de mettre en évidence la corrélation entre les variations de masse (c'est à dire l'état hydrique du béton) et le gonflement libre correspondant. L'humidité relative extérieure n'est pas un paramètre objectif et fiable pour la description de l'état hydrique du matériau. Le modèle proposé relie alors l'évolution du gonflement libre induit par la réaction à la variation du degré de saturation au moyen de deux lois originales. Ces dernières caractérisent l'influence de l'eau sur la cinétique et l'amplitude du gonflement généré par la réaction. La détermination du gonflement libre nécessite alors un calcul hydro-chemo-mécanique. Le calcul hydrique donne l'évolution du degré de saturation, le calcul chimique définit l'évolution du gonflement libre induit par la réaction et le calcul mécanique détermine le champ de déplacements correspondant. Dans ce chapitre, le calcul mécanique est élastique.

Les lois constitutives du modèle ont été calées à partir des résultats de la campagne expérimentale citée précédemment. Elles sont linéaires et sans seuil. Ces lois ne dépendent pas de la température ni du matériau utilisé, elles sont caractéristiques de l'influence de l'eau sur la réaction alcali-silice. Le modèle ainsi obtenu a été validé au moyen de divers essais tirés de la littérature. Ces derniers caractérisent l'évolution du gonflement libre en fonction de l'humidité relative extérieure ou d'apports d'eau quelconques. Compte tenu des informations manquantes, les résultats donnés par le modèle sont très satisfaisants. Ils permettent de retrouver les tendances et les ordres de grandeur des gonflements observés expérimentalement. Le modèle permet même de remettre en cause la conclusion tirée par Larive selon laquelle la réaction peut être arrêtée définitivement par manque d'eau. Cette partie permet de montrer la nécessité d'un calcul hydro-chemo-mécanique pour prédire l'évolution du gonflement libre d'éprouvettes de béton et que la description de l'état hydrique du matériau en est le point essentiel.

La modélisation des effets structuraux induits par la réaction alcali-silice constitue le dernier objectif de ce travail. Le modèle proposé est basé sur une écriture tensorielle de l'endommagement. Ce dernier est généré de manière indépendante par la traction, la compression et la réaction alcali-silice. L'endommagement indépendant généré par la réaction est calculé à partir du gonflement libre au moyen du modèle précédent (qui définit l'influence de l'eau). L'endommagement global est déterminé à partir des endommagements indépendants et permet de décrire l'évolution du comportement mécanique du béton en fonction du gonflement induit.

Les lois d'évolution des endommagements indépendants et la méthode de calcul des tenseurs d'endommagement et des contraintes permet la rotation des directions principales de fissuration et la prise en compte de l'influence de la contrainte de compression sur le gonflement induit. L'anisotropie du champ de déformations induites par la réaction dépend alors du champs des contraintes effectives. Les déformations anélastiques mécaniques sont supposées nulles et les déformations viscoélastiques sont calculées grâce à des modèles rhéologiques. Le modèle a été implanté dans le code de calcul CAST3M en contraintes planes. Il a été utilisé dans le but de reproduire le comportement d'une poutre réactive simplement appuyée soumise à un gradient d'humidité relative. Tous les paramètres nécessaires au calcul hydro-chemo-mécanique sont déterminés à partir de résultats expérimentaux (paramètres hydriques, paramètres intrinsèques de gonflement et paramètres

mécaniques). La flèche ainsi obtenue est proche de celle mesurée. Le modèle permet aussi de mettre en évidence le mécanisme d'évolution de la flèche (retrait de dessiccation jusqu'à 40 jours, puis gonflement en partie basse de la poutre jusqu'à 300 jours et propagation des fronts de réaction et de retrait ensuite) et l'anisotropie du gonflement induite par le poids propre de la poutre.

Cependant, la simulation sous-estime la flèche, et ne présente pas beaucoup de différences avec un calcul élastique. Cela est dû au fait que la poutre n'est pas chargée, qu'elle est libre de se déformer et que le gonflement engendré par la réaction est modéré. Dans ce cas, un calcul élastique est envisageable. De plus, la prédiction de l'évolution de l'état hydrique est approximative (perte de masse trop faible en partie supérieure et remontée capillaire sous-estimée en partie basse) et explique la différence entre les flèches expérimentale et prédite par le modèle d'endommagement .

Le travail que nous venons de présenter peut paraître séparé en trois thèmes distincts. Il n'en est rien. Ces trois parties constituent une tentative de modélisation complète de la réaction alcali-silice du matériau à la structure. Le modèle qui caractérise l'influence de l'eau peut être injecté dans une simulation hydro-chemo-mécanique pour prédire le comportement de structures atteintes. La modélisation chimique a pour vocation la prédiction du gonflement libre propre au matériau atteint. Elle peut servir à définir les paramètres intrinsèques de gonflement nécessaires à la simulation.

Les perspectives de ce travail sont multiples. Le « modèle chimique » permet de reproduire des phénomènes observés expérimentalement, cependant, la fiabilité de ses prédictions n'est pas encore satisfaisante, elle devra être améliorée. La cause de cette mauvaise prédiction des gonflements est la trop forte interaction sur la consommation des alcalins. Plusieurs pistes sont à explorer. Elles concernent principalement les mécanismes réactionnels simplifiés pris en compte dans le modèle :

- La stœchiométrie des produits pourra être paramétrée pour voir l'influence de la teneur en alcalins dans les produits de réaction sur le gonflement de mélanges de plusieurs classes granulaires réactives ;
- La substitution des alcalins par les ions calcium dans les produits de réaction pourra être envisagée ;
- Les coefficients de diffusion pourront être diminués localement dans le V.E.R. en fonction des quantités de produits formés.

L'étude et la modélisation de l'influence de l'eau sur la réaction a permis de montrer que la prédiction de l'évolution du gonflement nécessite un calcul hydro-chemo-mécanique. La définition d'un modèle d'endommagement qui prend en compte l'influence de la réaction sur le comportement du béton, l'influence de l'état de contrainte sur le gonflement induit et le comportement différé du matériau ouvre de nouvelles perspectives pour la compréhension et le suivi des structures affectées. En effet, la démarche adoptée pourra être utilisée pour :

- décrire le comportement hydro-chemo-mécanique d'ouvrages atteints (un barrage par exemple) pour déterminer la cinétique de gonflement, la localisation et la nature des désordres ;
- planifier et évaluer l'efficacité et la périodicité d'opérations d'entretien de ces ouvrages (par exemple la réalisation de saignées pour libérer les contraintes de compression générées par la réaction).

Références bibliographiques

[BAR-1994] V. BAROGHEL-BOUNY, Caractérisation des pâtes de ciment et des bétons – Méthodes, annalyses, interprétations, Presses du Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, 468p, 1994.

[BAR-1999] V. BAROGHEL-BOUNY - M. MAINGUY - T. LASSABATERE - O. COUSSY, Characterization and identification of equilibrium and transfert moisture properties for ordinary and high-performance cementious materials, Cement and Concrete Research, Vol. 29, pp. 1225-1238, 1999.

[BAŽ-1972] Z. P. BAZANT - L. J. NAJJAR, Nonlinear water diffusion in nonsaturated concrete, Materials and Constructions, Vol. 5, pp. 3-20, 1972.

[BAŽ-2000] Z. P. BAŽANT – S. STEFFENS, Mathematical model for kinetics of alkali-silica reaction in concrete, Cement and Concrete Research, Vol. 30, pp. 419-428, 2000.

[BEN-2002] F. BENBOUDJEMA, Modélisation des déformations différées du béton sous sollicitations biaxiales, application aux enceintes de confinement de bâtiments réacteurs des centrales nucléaires, Thèse de doctorat de l'université de Marne-La-Vallée, soutenue le 19 décembre 2002, 257p.

[BEN-2003] F. BENBOUDJEMA - F.MEFTAH – J.-M. TORRENTI, An unified approach for the modeling of drying shrinkage and basic creep of concrete, Euro-C Computational Modeling of Concrete Structures, Pongau, Autriche, pp. 391-400, 17-20 Mars 2003.

[BLE-1997] R. F. BLESZYNSKI – M. D. A. THOMAS, Microstructural studies of alkali-silica reaction in fly ash concrete immersed in alkaline solutions, Advanced Cement Based Materials, Vol. 7, pp. 66-78, 1997.

[BOD-2003] A. M. BODDY – R. D. HOOTON – M. D. A. THOMAS, The effect of the silica content of silica fume on its ability to control alkali-silica reaction, cement and Concrete Research, Vol. 32, pp. 1263-1268, 2003.

[BUL-2000a] D. BULTEEL – E. GARCIA-DIAZ – J. M. SIWAK – C. VERNET – H. ZANNI, Alkali-aggregate reaction : a method to quantify the reaction degree, Proceedings of the 11th International Conference on Alkali-Silica Reaction in concrete, pp. 11-20, 2000.

[BUL-2000b] D. BULTEEL, Quantification de la réaction alcali-silice :application à un silex du nord de la France, Thèse de Doctorat l'Université des sciences et technologies de Lille, 301 p., 2000.

[CAP-1996] B. CAPRA – J.-P. BOURNAZEL, Modelling of alkali aggregate reaction induced mechanical effects in concrete, Proceedings of the International Conference on Concrete : from material to structure, pp. 260-276, Arles, France, 1996.

[CAP-1997] B. CAPRA, Modélisation des effets mécaniques induits par les réactions alcali-granulats, Thèse de doctorat de l'Ecole Normale Supérieure de Cachan, 194p, soutenue le 14 janvier 1997.

[CAP-1998] B. CAPRA – J.-P. BOURNAZEL, Modeling of induced mechanical effects of alkali-aggregate reactions, Cement and Concrete Research, Vol. 28, pp. 251-260, 1998.

[CHA-1986] S. CHATTERJI – A. D. JENSEN – N. THAULOW – P. CHRISTENSEN, Studies of alkali-silica reactions – part 3 – mechanism by which NaCl and $Ca(OH)_2$ affect the reaction, Cement and Concrete Research, Vol. 16, pp. 246-254, 1986.

[CHA-2000] S. CHATTERJI – N. THAULOW, Some fundamentals of alkali-silica reaction, Proceedings of the 11th International Conference on Alkali-Aggregate Reaction in concrete, pp. 21-29, Québec City, Québec, 2000.

[CON-2003] D. CONSTANTINER – S. DIAMOND, Alkali release from feldspars into pore solution, Cement and Concrete Research, Vol. 33, pp. 549-554, 2003.

[COU-1999] R. COUTY, Réflexions sur la réaction alcali-silice et les problèmes en suspens. Quels sont les résultats de la recherche qui peuvent faire l'objet d'un consensus ?, Journée scientifique AFGC-DRAST sur l'alcali-réaction, ESCPI, 21 octobre 1999.

[CUR-2000] D. C. CURTIS, Analysis and structure response to recent slot cutting at Mactaquac generating station, Proceedings of the 11th International Conference on Alkali-Aggregate Reaction in concrete, pp. 1283-1291, Québec City, Québec, 2000.

[DEH-2002] S. DEHAUDT, Etude de la dégradation d'un béton soumis à la réaction alcali-granulat, Thèse de doctorat de l'Université de Lille soutenue le 26 novembre 2002, 215p.

[DEL-1998] P. DELAGE – M. D. HOWAT – Y. J. CUI, The relationship between suction and swelling properties in a heavily compacted unsaturated clay, Engineering Geology, Vol. 50, pp. 31-48, 1998.

[DEN-1981] L. S. DENT-GLASSER - N. KATAOKA, The chemistry of alkali-aggregate reaction, 5th International Conference on Alkali-Aggregate Reaction in concrete, Paper 252/23, Cape Town, South Africa, 1981.

[DIA-1974] S. DIAMOND – N. THAULOW, A study of expansion due to alkali-silica reaction as conditioned by the grain size of the reactive particle, Cement and Concrete Research, Vol. 4, pp. 591-606, 1974.

[DIA-1997] S. DIAMOND, Alkali-silica reaction - some paradoxes, Cement and Concrete Research, Vol. 19, pp. 391-401, 1997.

[DIA-1999] S. DIAMOND, Unique response of $LiNO_3$ as an alkali silica reaction preventive admixture, Cement and Concrete Research, Vol. 29, pp. 1271-1275, 1999.

[DRO-1992] R. DRON – F. BRIVOT, Thermodynamic and kinetic approach to the alkali-silica reaction – part 1 – concepts, Cement and Concrete Research, Vol. 22, pp. 941-948, 1992.

[DRO-1993] R. DRON – F. BRIVOT, Thermodynamic and kinetic approach to the alkali-silica reaction – part 2 – experiments, Cement and Concrete Research, Vol. 23, pp. 93-103, 1993.

[DRO-1997] R. DRON – F. BRIVOT – T. CHAUSSADENT, Mechanism of the alkali-aggregate reaction, 10th International Congress of the Chemistry of Cement, 4iv074 - 8p, Göteborg, Suède, 1997.

[EDF-1999] Evaluation tests on models of non linear behaviour of cracking concrete, using three dimensional modelling, benchmark EDF / Division R&D / MMN, CR 99-232, 1999.

[FUR-1994] Y. FURUSAWA – H. OHGA - T. UOMOTO, An analytical study concerning prediction of concrete expansion due to alkali-silica reaction, Proceedings of the 3rd International Conference on Durability of Concrete, pp. 757-779, Nice, France, 1994.

[GIL-2003] J. E. GILLOTT – C. A. ROGERS, The behavior of silicocarbonite aggregates from the Montreal area, Cement and Concrete Research, Vol. 33, pp. 471-480, 2003.

[GOC-2000] V. GOCEVSKI – S. PIETRUSZCZAK, Assessment of the effects of slot-cutting in concrete dams affected by alkali-aggregate reaction, Proceedings of the 11th International Conference on Alkali-Aggregate Reaction in concrete, pp. 1303-1312, Québec City, Québec, 2000.

[GOD-STI] B. GODART – A. LE ROUX, Alcali-réaction dans le béton – Mécanisme, pathologie et prévention, Encyclopédie des Techniques de l'Ingénieur, Traité Constructions, Document C2 252-2, 15p.

[GUD-1999] G. GUDMUNDSSON – H. OLAFSSON, Alkali-silica reactions and silica fume 20 years of experience in Iceland, Cement and Concrete Research, Vol. 29, pp. 1289-1297, 1999.

[GUE-2000] J.-S. GUEDON-DUBIED – G. CADORET – V. DURIEUX – F. MARTINEAU – P. FASSEU – V. VAN OVERBECKE, Study on Tournai limestone in Antoing Cimescaut quarry – petrological, chemical and alkali reactivity approach, Proceedings of the 11th International Conference on Alkali-Aggregate Reaction in concrete, pp. 335-344, Québec City, Québec, 2000.

[HAS-2000] N. P. HASPARYK – P. J. M. MONTEIRO – H. CARASEK, Effect of silica fume and rice husk ash on alkali-silica reaction, ACI Materials Journal, Vol. 97, pp. 486-492, 2000.

[HIL-1976] A. HILLERBORG – M. MODEER – P.-E. PETERSSONN, Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements, Cement and Concrete Research, Vol. 6, pp. 773-782, 1976.

[HOB-1979] D. W. HOBBS – W. A. GUTTERIDGE, Particle size of aggregate and its influence upon the expansion caused by the alkali-silica reaction, Magazine of Concrete Research, Vol. 31, pp. 235-242, 1979.

[JAU-2000] R. JAUBERTHIE – F. RENDELL – S. TAMBA – I. CISSE, Origin of the pozzolanic effect oif rice husks, Construction and Building Materials, Vol. 14, pp. 419-423, 2000.

[JIN-2000] W. JIN – C. MEYER – S. BAXTER, « Glasscrete » - Concrete with glass aggregate, ACI Materials Journal, Vol. 97, pp. 208-213, 2000.

[KAW-2003] M. KAWAMURA – H. FUWA, Effects of lithium salts on ASR gelk composition and expansion of mortars, Cement and concrete Research, Vol. 33, pp. 913-919, 2003.

[KUR-1989] T. KURIHARA – K. KATAWAKI, Effects of moisture control and inhibition on alkali-silica reaction, Proceedings of the 8th International Conference on Alakli-Aggregate Reaction in concret, pp. 629-634, Kyoto, Jappon, 1989.

[LAN-1999] D. S. LANE – C. OZYILDIRIM, Preventive measures for alkali-silica reactions (binary and ternary systems), Cement and Concrete Research, Vol. 29, pp. 1281-1288, 1999.

[LAR-1998] C. LARIVE, Apports combinés de l'expérimentation et de la modélisation à la compréhension de l'alcali-réaction et de ses effets mécaniques, OA 28, Presses du Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, 278p, 1998.

[LAR-1999] C. LARIVE, Quand le béton se met à gonfler, La recherche, n°319, Avril 1999.

[LAR-2000] C. LARIVE – A. LAPLAUD – O. COUSSY, The role of water in alkali-silica reaction, Proceedings of the 11th International Conference on Alkali-silica Reaction in concrete, pp. 61-69, Québec City, Québec, 2000.

[LCP-1993] Recommandations provisoires pour la prévention des désordres dus à l'alcali-réaction, Presses du Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, 1993.

[LCP-1994] Recommandations pour la prévention des désordres dus à l'alcali-réaction, Presses du Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, 1994.

[LEM-1996] J. LEMAITRE – J.-L. CHABOCHE, Mécanique des matériaux solides, Editions Dunod, 1996, Paris, France, 544p.

[LER-1992] A. LE ROUX – A. ZELWER – R. DRON – M. SALOMON, Ionic evolution of pore solutions associated with alkali-reactivity, Proceedings of the 9th International Conference on Alkali-Aggregate Reaction in concrete, pp. 607-613, London, England, 1992.

[LI-2000] K. LI – F.-J. ULM – O. COUSSY – C. LARIVE – L. FAN, Chemoelastic modelling of alkali-silica reaction in concrete, Proceedings of the 11th international Conference on Alkali-Aggregate Reaction in Concrete, pp. 989-998, Québec City, Québec, 2000.

[LI-2002a] K. LI, Modélisation chimico-mécanique du comportement des bétons affectés par la réaction alcali-silice et expertise numérique des ouvrages dégradés, Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 215p, soutenue le 13 septembre 2002.

[LI-2002b] K. LI – O. COUSSY, Evaluation des ouvrages dégradés par la réaction alcali-granulat, Revue française de Génie Civil, Vol. 6, n°5, pp. 835-852, 2002.

[LOM-1996] J. LOMBARDI – A. PERRUCHOT – P. MASSARD – C. LARIVE, Etude comparée des gels silico-calciques produits des réactions alcalis-granulats dans les bétons et de gels synthétiques types, Cement and Concrete Research, Vol. 26, pp. 623-631, 1996.

[LOM-2000] J. LOMBARDI - A. PERRUCHOT - P. MASSARD, Experimental evaluation of composition and volume variability of Ca-Si gels, first products of alkali silica reaction (ASR), Compte rendu de la 11e conférence internationale sur les réactions alcalis granulats (ICAAR), Québec, pp. 81-87, 2000.

[LON-1974] P. LONGUET – L. BURGLEN – A. ZELWER, La phase liquide du ciment hydraté, Revue des Matériaux de construction et de travaux publics, N°676, pp. 35-41, 1974.

[LUD-1989] U. LUDWIG, Effects of environmental conditions on alkali-silica reaction and preventive measures, Proceedings of the 8th International Conference on Alkali-silica Reaction in concrete, pp. 583-596, Kyoto, Japon, 1989.

[MAR-2003] H. Marzouk - S. Langdon, The effect of alkali-aggregate reactivity on the mechanical properties of high and normal strength concrete, Cement and Concrete Composites, Vol. 25, pp. 549-556, 2003.

[MAT-1999] B. MATHER, How to make concrete that will not suffer deleterious alkali-silica reaction, Cement and Concrete Research, Vol. 29, pp. 1277-1280, 1999.

[MO-2003] X. MO – C. YU – Z. XU, Long-term effectiveness and mechanism of LiOH in inhibiting alkali-silica reaction, Cement and Concrete Research, Vol. 33, pp. 115-119, 2003.

[MON-2001] P. J. M. MONTEIRO – K. SHOMGLIN – H. R. WENK – N. P. HASPARYK, Effect of aggregate deformation on alkali-silica reaction, ACI Materials Journal, Vol. 98, pp. 179-183, 2001.

[MOR-1988] A. MORAGUES – A. MACIAS – C. ANDRADE – J. LOSADA, Equilibria of the chemical composition of the pore concrete solution part 2 : calculation of the equilibria constants of the synthetic solutions, Cement and Concrete Research, Vol. 18, pp. 342-350, 1988.

[MOR-1992] M. MORANVILLE-REGOURD, Microstructure des bétons à hautes performances, in Les Bétons à hautes performances – sous la direction d'Yves Mallier, Presses de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 1992.

[MUL_2003] S. MULTON, Evaluation expérimentale et théorique des effets mécaniques de l'alcali-réaction sur des structures modèles, Thèse de doctorat de l'Université de Marne la Vallée, soutenue le 15 décembre 2003.

[NIE-1993] A. NIELSEN – F. GOTTFREDSEN – F. THØGERSEN, Development of stresses in concrete structures with alkali-silica reactions, Materials and Structures, Vol. 26, pp. 152-158, 1993.

[NIL-1983] L. O. NILSSON, Moisture effects on the alkali-silica reaction, Proceedings of the International Conference on Alkalis in Concrete, pp. 201-208, Copenhague, Danemark, 1983.

[NIS-1989] S. NISHIBAYASHI – K. YAMURA – K. SAKATA, Research on influence of cyclic wetting and drying on alkali-aggregate reaction, Proceedings of the 8th International Conference on Alkali-Aggregate Reaction in concrete, pp. 617-622, Kyoto, Japon, 1989.

[OLA-1986] H. OLAFSSON, The effect of relative humidity and temperature on alkali expansion of mortar bars, Proceedings of the 7th International Conference on Alkali-Aggregate Reaction in concrete, pp. 461-465, Ottawa, Canada, 1986.

[OLI-1986] J. OLIVER, A consistent characteristic length for smeared cracking model, International Journal of Numerical Methods in Engineering, Vol. 28, pp. 461-474, 1989.

[OLL-1995] J. P. OLLIVIER - J. C. MASO - B. BOURDETTE, Interfacial transition zone in concrete, Advanced Cement Based Materials, Vol. 2, pp. 30-38, 1995.

[PER-2000] A. PERRUCHOT – P. MASSARD – J. LOMBARDI, Experimental evaluation of composition and volume variability of Ca-Si gels, first products of alkali-silica reaction (ASR), Proceedings of the 11th International Conférences on Alkali-Silica Reaction in concrete, pp. 81-87, Québec City, Québec, 2000.

[PLA-2002] D. PLANEL, Effets couplés de la décalcification et de la précipitation d'espèces secondaires sur la durabilité et le comportement mécanique des bétons, Thèse de doctorat de l'Université de Marne la Vallée, juin 2002.

[POO-1992a] A. B. POOLE, Alkali silica reactivity mechanisms of gel formation and expansion, Proceedings of the 9th International Conference on Alkali-Aggregate Reaction in concrete, pp. 782-789, London, England, 1992.

[POO-1992b] A. B. POOLE, Introduction to alkali-aggregate reaction in concrete, in « The alkali-silica reaction in Concrete », edited by R. N. Swamy, Blackie, London, England, 1992.

[POY-2000] S. POYET, Rapport de D.E.A. M.A.I.S.E., Ecole Normale Supérieure de Cachan – Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 2000.

[POY-2001] S. POYET, Rapport de contrat de recherche – 1ère année de thèse, Université de Marne le Vallée – EdF site des Renardières, 2001.

[PRI-1993] W. PRINCE et R. PERAMI, Mise en évidence du rôle essentiel des ions OH^- dans les réactions alcali-silice, Cement and Concrete Research, Vol. 23, pp. 1121-1129, 1993.

[RAO-1998] A. RAOOF, Adsorption, distribution et dynamique de l'eau dans les milieux poreux, Sciences de l'ingénieur – SI6, éditions Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, 1998, 196p.

[RAM-1998] V. S. RAMACHANDRAN, Alkali-aggregate expansion inhibiting admixtures, Cement and Concrete Composites, Vol. 20, pp. 149-161, 1998.

[RIV-2003] P. RIVARD – M. A. BERUBE – G. BALLIVY – J.-P. OLLIVIER, Effect of drying-rewetting on the alkali concentration of the pore solution, cement and Concrete Research, Vol. 33, pp. 927-929, 2003.

[ROD-2001] F. A. RODRIGUES – P. J. M. MONTEIRO – G. SPOSITO, The alkali-silica reaction – the effect of monovalent and bivalent cations on the surface charge of opal, Cement and Concrete Research, Vol. 31, pp. 1549-1552, 2001.

[ROG-1991] C. A. ROGERS - R. D. HOOTON, Reduction in mortar and concrete expansion with reactive aggregates due to alkali leaching, Cement and Concrete Aggregates, vol. 13, pp42-49, 1991.

[SAC-2001] A. SACCANI – A. MOTORI, The effect of polymer addition on alkali silica reactions in cementitious mortars, Materials and Structures, Vol. 34, pp. 373-377, 2001.

[SCH-1960] A. SCHEIDER, Neue dagramme zur bestimmug der relativen luftfeuchtigkeit uber gesattigten wasserigen salzslosungen und wasserigen schwefelsaurelosingen bei verschiedenen temperaturen, Hol als Rohund Werstoff 18, pp. 269-272, 1960.

[SCH-1993] F. SCHMIDT – F. S. ROSTASY, A method for the calculation of the chemical composition of the concrete pore solution, Cement and Concrete Research, Vol. 23, pp. 1159-1168, 1993.

[SCR-1996] K. SCRIVENER - K. M. NEMATI, The percolation of pore space in the cement paste/aggregate interfacial zone of concrete, Cement and Concrete Research, Vol. 26, No. 1, pp. 35-40, 1996.

[SEL- 1995] A. SELLIER, Modélisations probabilistes du comportement de matériaux et de structures en génie civil, Thèse de doctorat de l'Ecole Normale Supérieure de Cachan, Soutenue le 4 décembre 1995, 150p.

[SEL- 1997] A. SELLIER - B. CAPRA, Modélisation physico-chimique de la réaction alcali-granulats, apport au calcul des structures dégradées, Revue Française de Génie Civil, Vol. 1 n°3, 1997, pp. 445-481

[SEL-1999] A. SELLIER – B. CAPRA – C. TOGNAZZI – S. POYET, Couplage dégradation–diffusion, chapitre 8 de la communication : La dégradation des bétons–couplage fissuration–dégradation chimique, sous la direction de J.-M. Torrenti, O. Didry, J.-P. Ollivier, F. Plas dans la série : communications en mécanique, éditions Hermès, Janvier 1999.

[SEL-2002] A. SELLIER - B. BARY, Coupled damage tensors and weakest link theory for describing crack induced orthotropy in concrete, Engineerings Fracture Mechanics, Vol. 69, pp. 1925-1939, 2002.

[SHE-1999] M. H. SHEHATA – M. D. A. THOMAS – R. F. BLESZYNSKI, The effects of fly ash composition on the chemistry of pore solution in hydrated cement pastes, Cement and concrete Research, Vol. 29, pp. 1915-1920, 1999.

[SHE-2000] M. H. SHEHATA – M. D. A. THOMAS, The effect of fly ash composition on the expansion of concrete due toi alkali-silica reaction, Cement and concrete Research, Vol. 30, pp. 1063-1072, 2000.

[SIB-1992] R. G. SIBBICK – C. L. PAGE, Susceptibility of various UK aggregates to alkali-aggregate reaction, Proceedings of the 9th International Conference on Alkali-Aggregate Reaction in concrete, pp. 980-987, Londres, Angleterre, 1992.

[SPR-1975] S. SPRUNG, Influence on the alkali-aggregate reaction in concrete, Proceedings of the Symposium on Alkali-Aggregate Reaction – Preventive Measures, pp. 231-244, Reykjavik, Icelande, 1975.

[STO-2003] D. STOKES – J. PAPAS – M. THOMAS – K. FOLLIARD, Field cases involving treatment or repair of ASR-affected concrete using lithium, Proceedings of the 6th CANMET/ACI International Conference on Durability of Concrete, Supplemetary papers, pp. 631-642, 2003.

[SWA-1997] R. N. SWAMY, Assessment and rehabilitation of AAR-affected structures, Cement and Concrete Composites, Vol. 19, pp. 427-440, 1997.

[THA-1996] N. THAULOW – U. H. JACOBSEN – B. CLARK, Composition of alkali silica gel and ettringite in concrete railroad ties : SEM-EDX and X-RAY analyses, Cement and Concrete Research, Vol. 26, pp. 309-318, 1996.

[TOM-1989] F. TOMOSAWA – K. TAMURA – M. ABE, Influence of water content of concrete on alkali-aggregate reaction, Proceedings of the 8th International Conference on Alakli-Aggregate Reaction in concret, pp. 881-885, Kyoto, Jappon, 1989.

[TOR-1997] J. M. TORRENTI - L. GRANGER - D. DIRUY - P. GENIN, Modélisation du retrait du béton en ambiance variable, Revue Française de Génie Civil, Vol. 1, pp. 687-698, 1997.

[TUR-2001] L. TURANLI – K. SHOMGLIN – C. P. OSTERTAG – P. J. M. MONTEIRO, Reduction in alkali-silica reaction due to steel microfibers, Cement and Concrete Research, Vol. 31, pp. 825-827, 2001.

[TUR-2003] L. TURANLI – F. BEKTAS – P. J. M. MONTEIRO, Use of ground clay brick as a pozzolanic material to reduce the alkali-silica reaction, Cement and Concrete Research, Vol. 33, pp. 1539-1542, 2003.

[UOM-1992] T. UOMOTO – Y. FURUSAWA – H. OHGA, A simple kinetics based model for predicting alkali-silica reaction, Proceedings of the 9th International Conference on Alkali-Aggregate Reaction in concrete, pp. 1077-1084, London, England, 1992.

[VAN-1980] M. T. VAN GENUCHTEN, A closed form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils, Soils Science Society of America, Vol. 44, pp. 892-898, 1980.

[VIV-1981] H. E. VIVIAN, The effect of drying on reactive aggregate and mortar expansions, Proceedings of the 5th International Conference on Alkali-Aggregate Reaction in concrete, Paper S252-28, Cape Town, Afrique du Sud, 1981.

[WAN-1991] H. WANG and J. E. GILLOTT, Mechanisms of alkali-silica reaction and the significance of calcium hydroxyde, Cement and Concrete Research, Vol. 21, pp. 647-654, 1991.

[XI-1994a] Y. XI - Z. P. BAZANT - L. MOLINA - H. M. JENNINGS, Moisture diffusion in cementious materials : moisture capacity and diffusivity, Advanced Cement Based Materials, Vol. 1, pp. 258-266, 1994.

[XI-1994b] Y. XI - Z. P. BAZANT - H. M. JENNINGS, Moisture diffusion in cementious materials : adsorption isotherms, Advanced Cement Based Materials, Vol. 1, pp. 248-257, 1994.

[XI-1997] Y. XI – H. M. JENNINGS, Shrinkage of cement paste and concrete modelled by a multi-scale effective homogeneous theory, Materials and Structures (RILEM), Vol. 30, pp. 329-339, 1997.

[XI-1999] Y. XI – A. SUWITO – X. WEN – C. MEYER – W. JIN, Testing and modeling alkali-silica-reaction and the associated expansion of concrete, Mechanics of quasi-brittle materials and structures, pp. 217-232, Ed. Hermès Science Publications, 1999.

[XU-1993] Z. XU – R. D. HOOTON, Migration of alkali ions in mortar due to several mechanisms, Cement and Concrete Research, Vol. 23, pp. 951-961, 1993.

[YU-1999] Q. YU – K. SAWAYAMA – S. SUGITA – M. SHOYA – Y ISOJIMA, The reaction between rice husk ash and ca$(OH)_2$ solution and the nature of its product, Cement and Concrete Research, Vol. 29, pp. 37-43, 1999.

[ZHA-1999] C. ZHANG – A. WANG – M. TANG – B. WU – N. ZHANG, Influence of aggregate size and aggregate size grading on ASR expansion, Cement and Concrete Research, Vol. 29, pp. 1393-1396, 1999.

Annexes

Classification des granulats réactifs

MAGMATIQUES	Granites Granodiorites Rhyolites Dacites Andésites Trachyandésites Basaltes Obsidienne Tufs volcaniques Rétinites	Quartz à réseau déformé, présentant une extinction ondulante. Minéraux feldspathiques altérés, joints de grains ouverts. Présence de verres siliceux ou de verres basaltiques plus ou moins dévitrifiés. Présence de tridynite, de cristobalite, d'opale. Verres riches en silice plus ou moins dévitrifiés, souvent microfissurés
METAMORPHIQUES	Gneiss Mica-schistes Quartzites Cornéennes	Quartz à extinction ondulante. Micro quartz de seconde génération. Joints de grains ouverts, minéraux feldspathiques et micacés altérés. Quartz associés à un ciment quartzeux et opalin. Présence de micro quartz de seconde génération. Présence de phyllosilicates. Présence de quartz à extinction ondulante ou de quartz microfissurés
SEDIMENTAIRES	Grès Quartzites Grauwackes Siltites Schistes quartzeux Chailles Silex Calcaires Calcaires dolomitiques Dolomies	Ciment siliceux mal cristallisé, joints de grains élargis. Minéraux phylliteux associés. Présence d'opale, de quartz microcristallins. Présence de calcédoine, d'opale. Présence de silice de type opale en micronodules ou diffuse en réseau, associée ou non à des sulfures sédimentaires et des phyllites.

Tableau 39 : roches susceptibles d'être réactives aux alcalins, d'après [LCP-1994]

Propriétés de l'air humide : influence de la température

La quantité de vapeur contenue dans l'air dépend de la température. Plus l'air est chaud et plus il peut contenir d'eau sous forme de vapeur. L'abaque présenté ci-dessous relie la température (il fournit aussi beaucoup d'autres données), l'humidité relative et la quantité de vapeur contenue dans l'air (quantité x donnée en g de vapeur par kg d'air).

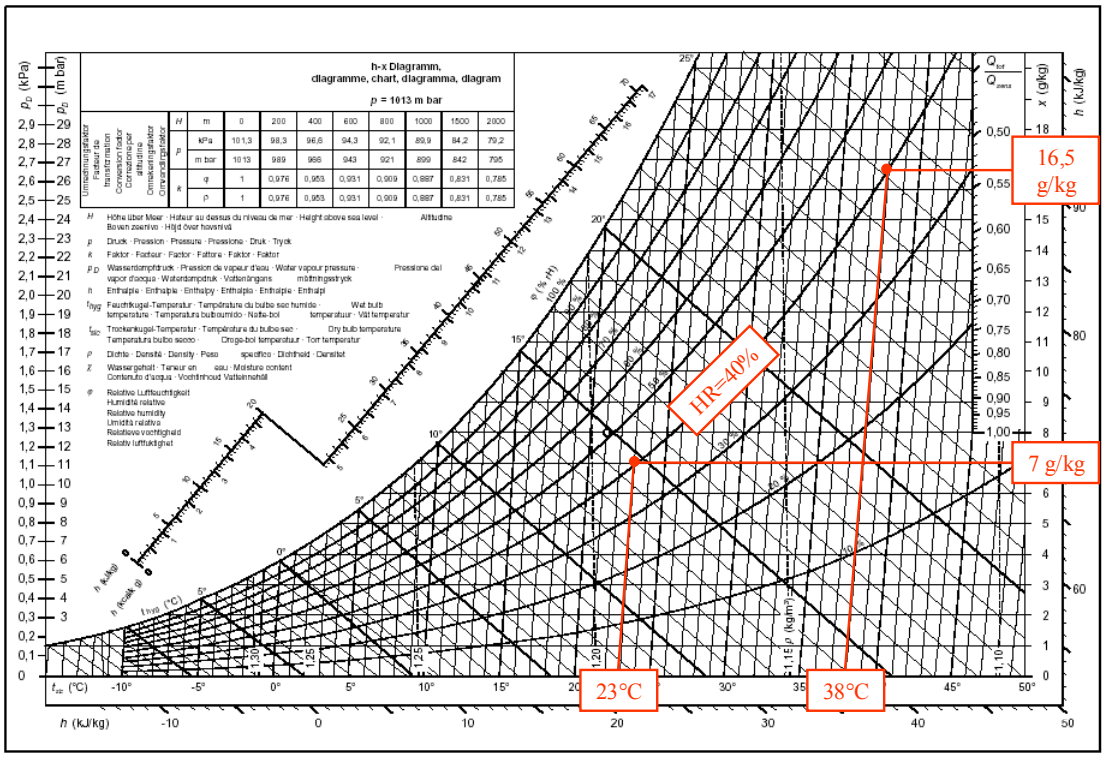

Figure 176 : diagramme de l'air humide

La figure précédente (voir Figure 176) nous présente un exemple de détermination de la quantité de vapeur d'eau contenue dans l'air pour une humidité relative constante et égale à 40% pour deux températures différentes : 23°C et 38°C. Les résultats sont donnés dans le tableau suivant :

Température	23°C	38°C
Humidité relative	40%	40%
Quantité de vapeur x	7 g/kg	16,5 g/kg

Tableau 40 : quantité de vapeur contenue dans l'air à HR=40% en fonction de la température

Ainsi, pour une humidité relative fixée (40% dans notre exemple) la quantité de vapeur contenue dans l'air varie avec la température. L'humidité relative n'est donc pas un bon indicateur de la quantité d'eau.

Etude des produits de la réaction au microscope à balayage

La photo présentée sur la Figure 177 a été prise au moyen d'un microscope optique (le grossissement est de 40) à partir d'une surface de fracture d'une éprouvette de la formulation IV C2C3 (voir paragraphe *Mise en évidence de l'influence de la granulométrie*, page 58).

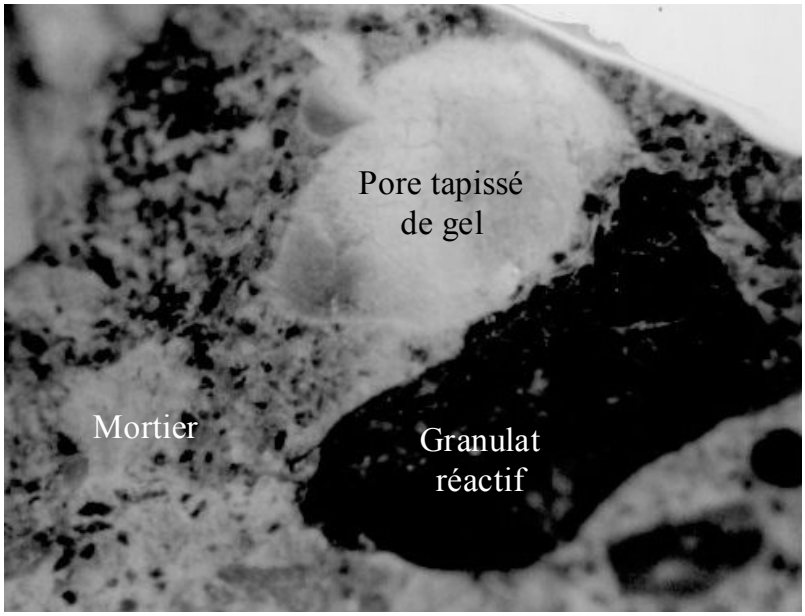

Figure 177 : granulat réactif et pore tapissé de gel au sein de mortier pour la formulation IV C2C3

Nous pouvons remarquer la forme allongée du granulat réactif (en noir sur la photo) qui est très éloignée d'une sphère comme nous l'avons supposé dans notre modélisation. Les produits de la réaction se forment dans les pores au voisinage des granulats réactifs. Dans notre cas ils se présentent sous la forme d'un dépôt blanchâtre sec au fond du pore.

Nous avons réalisé des études au microscope électronique sur des éprouvettes composées du même matériau à des échéances différentes (quelques mois puis trois ans environ). Les produits formés présentent alors des faciès et des compositions très différents. Au bout de quelques mois d'essai, nous trouvons principalement des produits de type gel lisse amorphe (voir Figure 178) qui semblent indiquer que le gel est un liquide visqueux qui se dépose par couches successives au fond des pores. Les importantes fissures sont dues à la dessiccation engendrée par le vide nécessaire aux observations. Elles attestent de la grande quantité d'eau contenue dans le gel.

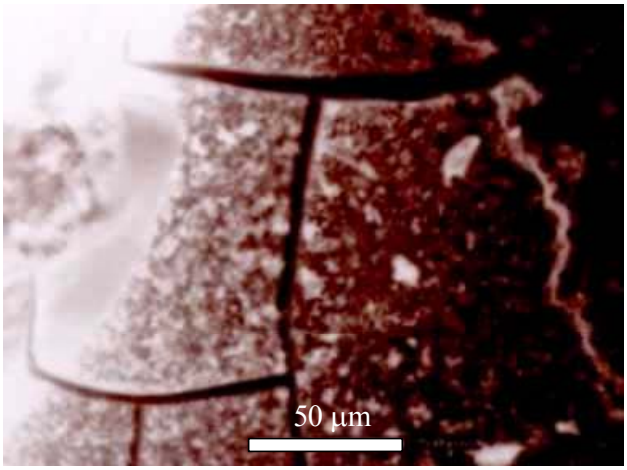

Figure 178 : gel lisse présentant des fissures de dessiccation

Le gel lisse amorphe semble évoluer au cours du temps (voir Figure 179). Dans le même pore, nous trouvons du gel amorphe et des produits plus structurés, cristallins. Il n'y a pas de frontière entre les deux produits, mais une transition continue qui semble indiquer une évolution naturelle. Le produit final a une structure alvéolée (voir Figure 180).

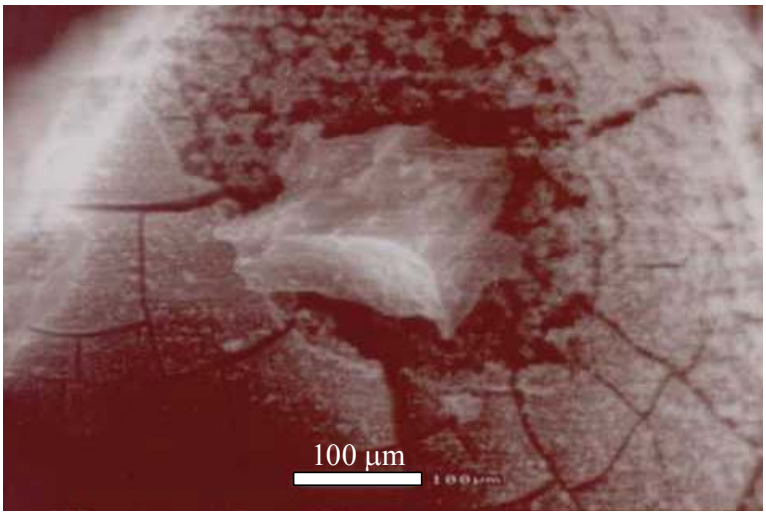

Figure 179 : produits de différents types dans le même pore

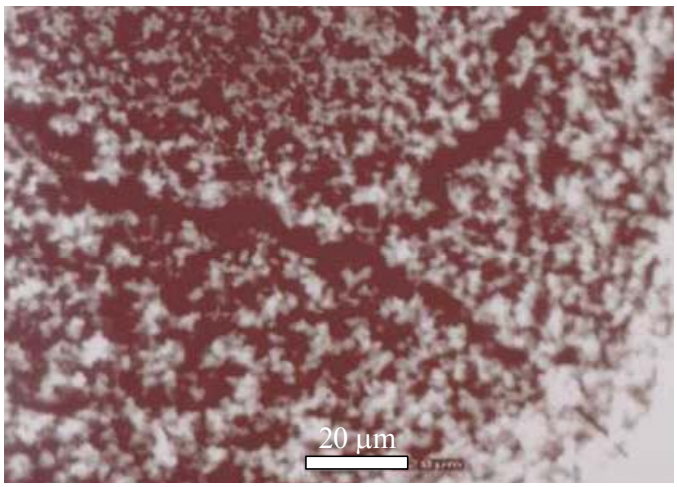

Figure 180 : produit organisé avec une structure alvéolée

Tous ces produits différents présentent des compositions similaires, beaucoup de silice et des alcalins et du calcium en quantités équivalentes.

Les mêmes observations effectuées sur des éprouvettes beaucoup plus âgées (environ trois années de plus) n'amènent pas du tout aux mêmes conclusions. Tout d'abord, l'ettringite est beaucoup plus présente dans les vieilles éprouvettes (voir Figure 181). De plus, il est très difficile de trouver du gel amorphe. La plupart des produits détectés se présentent sous la forme de produits organisés (voir Figure 182). Les rares produits de type gel amorphe font apparaître des boursouflures qui semblent être le site de transformations en produits organisés, comme observé précédemment (voir Figure 183).

Dans tous les cas, les produits étudiés présentent des compositions qui ne font intervenir quasiment pas d'alcalins (voir Figure 184). A la différence de ce qui a été observé au jeune âge, la silice et le calcium constituent la plus grande partie de ces produits anciens. Il semble donc que la composition des produits évolue au cours du temps, elle inclut beaucoup d'alcalins en début de réaction puis devient de plus en plus calcique au cours du temps.

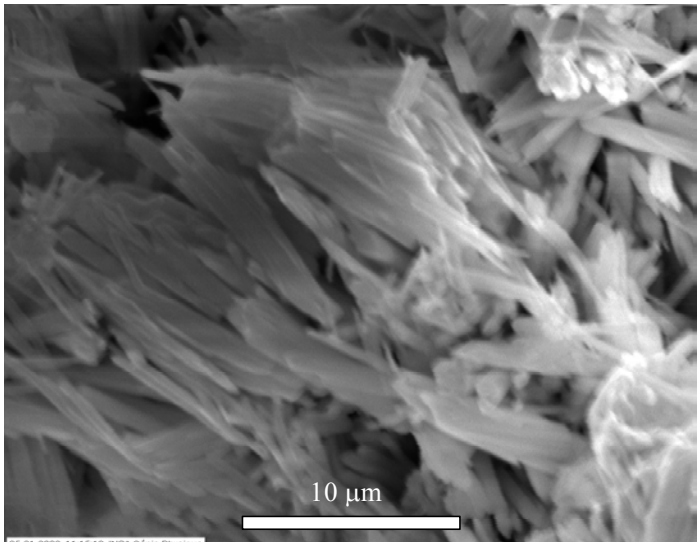

Figure 181 : aiguilles d'ettringite au fond d'un pore

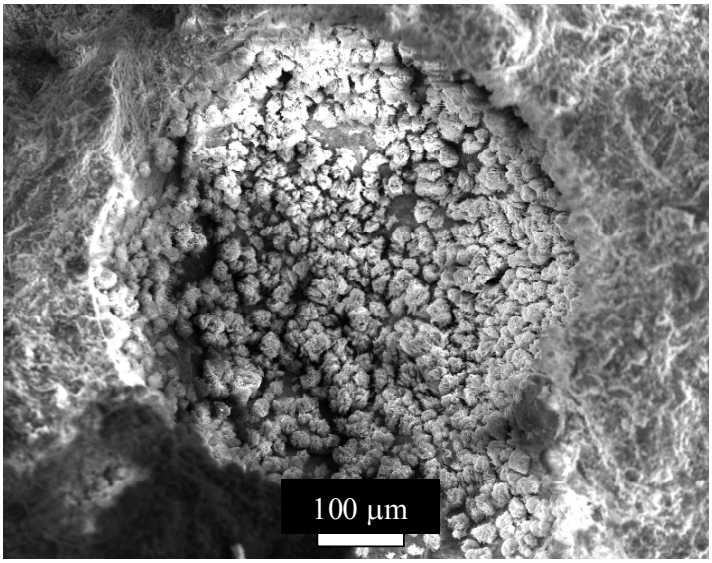

Figure 182 : produits organisés au fond d'un pore

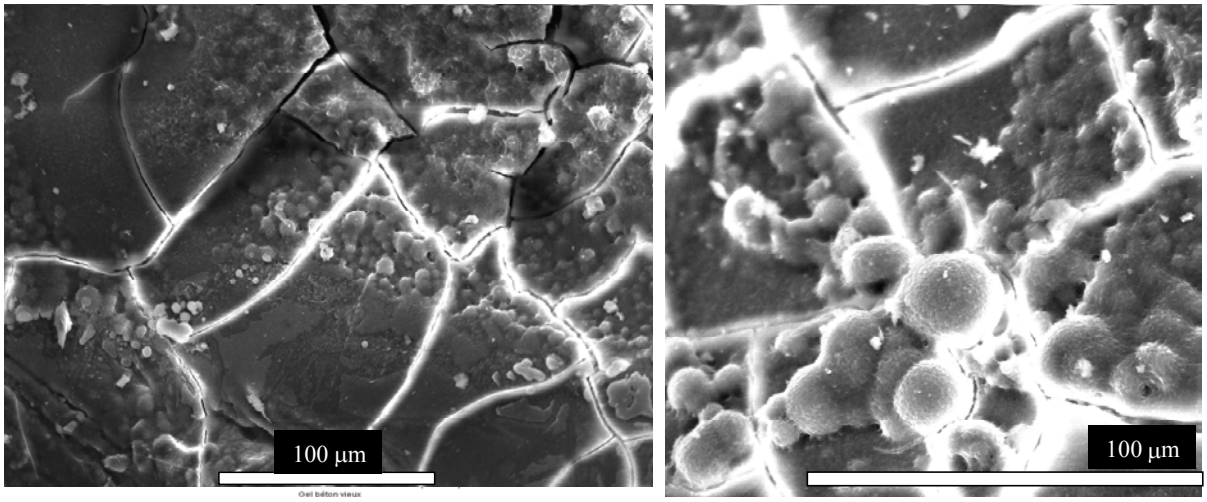

Figure 183 : gel lisse au fond d'un pore (à gauche) agrandissement de la zone centrale (à droite)

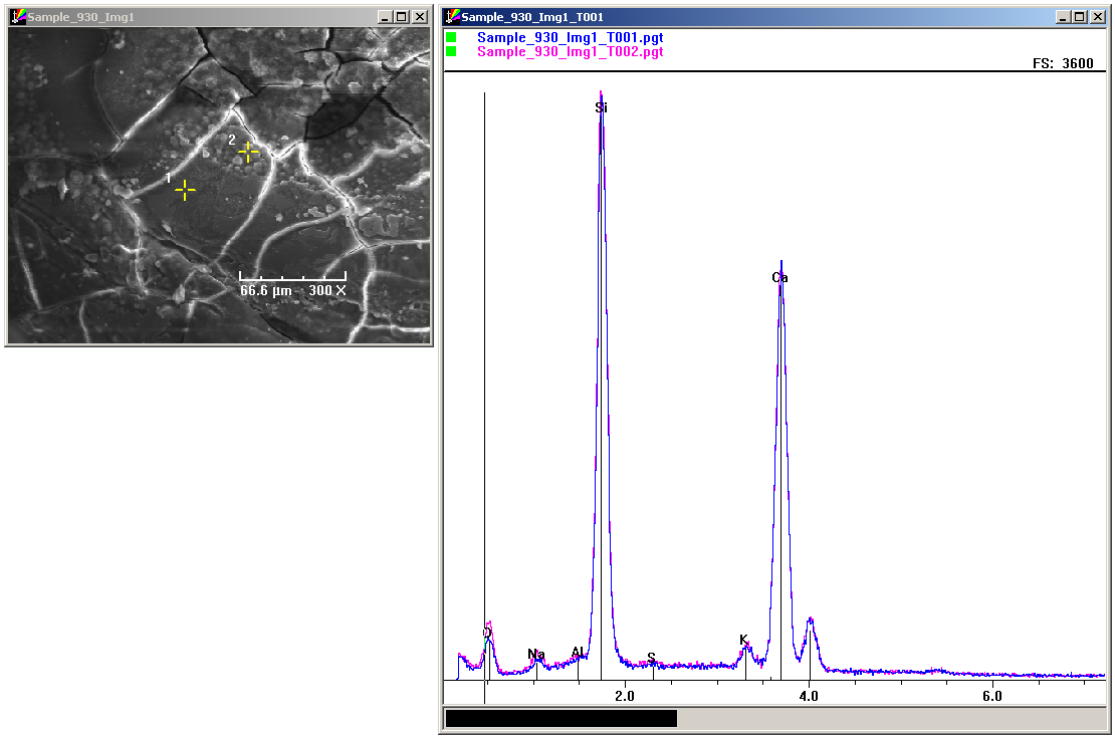

Figure 184 : composition du produit de type « gel amorphe » de la Figure 183

Fabrication et conservation des éprouvettes

Figure 185 : fabrication des éprouvettes cylindriques. Nous pouvons voir les moules utilisés pour le coulage ainsi que les bouchons munis de leur plot de retrait.

Figure 186 : exemples d'éprouvettes cylindriques après démoulage. Nous pouvons remarquer l'état de surface correct ainsi que la qualité de finition des éprouvettes.

Figure 187 : éprouvettes prismatiques pour les séries Granulo1 et Granulo2.

Figure 188 : conservation des éprouvettes des séries HR-constante et HR-variable. Les éprouvettes sont maintenues verticales dans des containers étanches au-dessus de la solution saline au moyen de paniers.

Figure 189 : conservation des éprouvettes. Les éprouvettes de toutes les séries sont maintenues à la température de 60°C. Les éprouvettes des séries Granulo1 et Granulo2 sont conservées directement dans l'enceinte climatique. Les containers contiennent les éprouvettes des séries HR-constante et HR-variable.

Analyse chimique du ciment

La composition élémentaire du ciment utilisé est présenté sur le Tableau 41. Elle est reproduite d'après la fiche produit provenant de Calcia.

Constituants élémentaires (%)	
Perte au feu	2,16
SiO_2	20,15
Al_2O_3	5,24
Fe_2O_3	2,32
TiO_2	0,28
MnO	0,05
CaO	63,68
MgO	0,98
SO_3	3,5
K_2O	*1,2*
Na_2O	*0,07*
P_2O_5	0,14
S^{2-}	-
Cl^-	0,01
Total	99,78

Tableau 41 : composition du ciment utilisé

La teneur en alcalins dans le ciment est de 1,27%, les ions K^+ sont les plus nombreux.

Analyse des granulats réactifs

La composition élémentaire des granulats réactifs est présentée sur le Tableau 42. Elle a été déterminée par une analyse semi-quantitative par fluorescence des rayons X par David BULTEEL (Département Génie Civil de l'Ecole des Mines de Douai).

Elément (%)	**Classe granulaire**		
	0,08-0,16 mm	**0,315-0,63 mm**	**2,5-3,15 mm**
C	10	10	10
O	52,5	51,6	50,6
Mg	1,1	1,2	1
Al	1,3	1,1	1,1
Si	*5,2*	*5,2*	*5,2*
P	Traces	Traces	Traces
S	0,3	0,2	0,2
Cl	Traces	Traces	Traces
K	0,5	0,5	0,5
Ca	28,4	29,5	30,8
Ti	Traces	Traces	Traces
Mn	Traces	Traces	Traces
Fe	0,6	0,5	0,5

Tableau 42 : composition des granulats réactifs

Le pourcentage de silice contenue dans les granulats est le même quelle que soit la classe granulaire. Il est égal à 5,2%.

Détermination de l'écart-type expérimental

L'expansion due à l'alcali-réaction à une échéance donnée ε^{rag} est déterminée à partir des mesures expérimentales de longueur d'éprouvettes de référence $\varepsilon^{réf}$ et réactives $\varepsilon^{réac}$.

$$\varepsilon^{rag} = \varepsilon^{réac} - \varepsilon^{réf} \tag{4.60}$$

Si nous supposons que $\varepsilon^{réac}$ et $\varepsilon^{réf}$ sont des variables aléatoires qui suivent une loi gaussienne alors $\varepsilon^{réac}$ est aussi une variable aléatoire suivant une loi gaussienne. La moyenne et l'écart type des expansions $\bar{\varepsilon}^{s}$ et $\bar{\bar{\varepsilon}}^{s}$ peuvent être calculés à partir des n mesures expérimentales :

$$\bar{\varepsilon}^{s} = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}\varepsilon_i^s \tag{4.61}$$

$$\bar{\bar{\varepsilon}}^{s} = \sqrt{\frac{1}{n-1}\sum_{i=1}^{n}\left(\varepsilon_i^s - \bar{\varepsilon}^{s}\right)^2} \tag{4.62}$$

- l'indice s désigne successivement les éprouvettes de référence et réactives.

Le Tableau 43 présente les allongements bruts de chacune des éprouvettes réactives et de référence pour les formulations IV CRéf et IV C2.

	Allongement brut IV CRéf			Allongement brut IV C2		
Temps	**1**	**2**	**3**	**1**	**2**	**3**
0	0%	0%	0%	0%	0%	0%
1	0,022%	0,003%	0,011%	0,034%	0,021%	0,027%
2	0,019%	0,007%	0,008%	0,034%	0,020%	0,024%
4	0,012%	0,006%	-0,002%	0,044%	0,030%	0,030%
9	0,004%	-0,002%	-0,012%	0,057%	0,039%	0,044%
11	0,002%	-0,004%	-0,013%	0,067%	0,047%	0,054%
15	0,004%	-0,006%	-0,014%	0,078%	0,062%	0,071%
16	0,003%	-0,005%	-0,013%	0,094%	0,079%	0,085%
17	0,002%	-0,003%	-0,014%	0,091%	0,077%	0,082%
18	0,005%	0,000%	-0,011%	0,088%	0,077%	0,084%
22	-0,001%	-0,002%	-0,013%	0,103%	0,091%	0,101%
24	-0,014%	-0,014%	-0,024%	0,095%	0,080%	0,086%
30	-0,020%	-0,025%	-0,038%	0,103%	0,091%	0,113%
35	-0,016%	-0,010%	-0,022%	0,123%	0,104%	0,118%
37	-0,015%	-0,008%	-0,022%	0,121%	0,102%	0,120%
42	-0,014%	-0,011%	-0,024%	0,132%	0,114%	0,132%
44	-0,014%	-0,008%	-0,021%	0,142%	0,124%	0,141%
49	-0,021%	-0,013%	-0,026%	0,144%	0,122%	0,144%
53	-0,019%	-0,012%	-0,024%	0,145%	0,128%	0,147%
57	-0,023%	-0,016%	-0,028%	0,145%	0,126%	0,146%
70	-0,024%	-0,016%	-0,026%	0,157%	0,142%	0,160%

Tableau 43 : allongements bruts pour les formulations IV CRéf et IV C2

La Figure 190 nous présente l'évolution des allongements bruts en fonction du temps et nous donne une indication visuelle sur la variabilité des mesures.

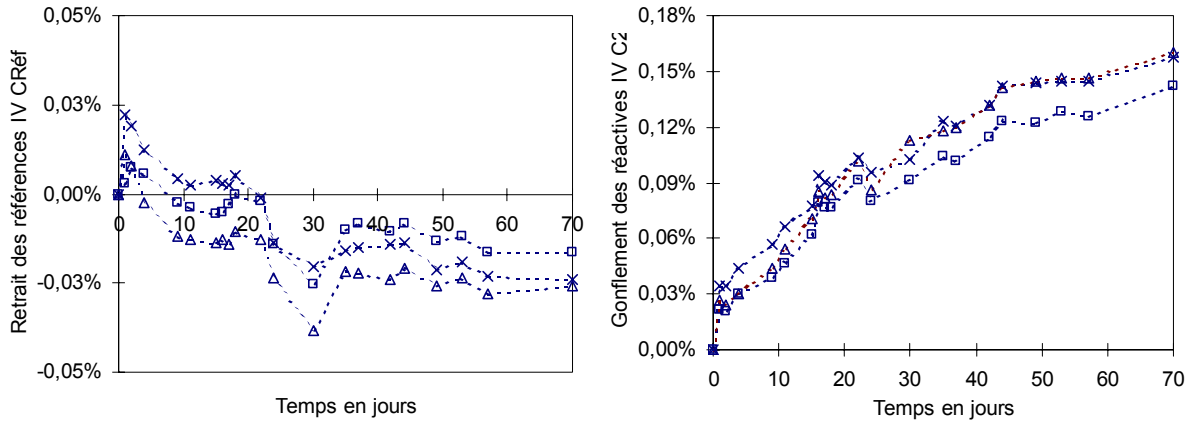

Figure 190 : allongements bruts pour les formulations IV CRéf (à gauche) et IV C2 (à droite)

La moyenne de l'expansion engendrée par la réaction alcali-silice $\bar{\varepsilon}^{rag}$ est :

$$\bar{\varepsilon}^{rag} = moyenne\left(\varepsilon^{réac} - \varepsilon^{réf}\right) = \bar{\varepsilon}^{réac} - \bar{\varepsilon}^{réf} \tag{4.63}$$

L'écart type est donné par la relation suivante :

$$=^{rag}_{\varepsilon} = \sqrt{\left(=^{réac}_{\varepsilon}\right)^2 + \left(=^{réf}_{\varepsilon}\right)^2} \tag{4.64}$$

Les moyennes et écarts types des allongements bruts des formulations IV CRéf et IV C2 sont donnés dans le Tableau 44. La moyenne et l'écart type de l'allongement généré par la réaction alcali-silice peuvent alors être déterminés au moyen des formules (4.63) et (4.64) (voir le Tableau 44).

	IV CRéf		IV C2		(IV C2)-(IV Créf)	
Temps	**Moyenne**	**Ecart-type**	**Moyenne**	**Ecart-type**	**Moyenne**	**Ecart-type**
0	0%	0%	0%	0%	0%	0%
1	0,011%	0,010%	0,027%	0,007%	0,016%	0,012%
2	0,008%	0,007%	0,026%	0,007%	0,018%	0,010%
4	-0,002%	0,007%	0,035%	0,008%	0,037%	0,011%
9	-0,012%	0,008%	0,047%	0,009%	0,059%	0,012%
11	-0,013%	0,008%	0,056%	0,010%	0,069%	0,013%
15	-0,014%	0,009%	0,070%	0,008%	0,084%	0,012%
16	-0,013%	0,008%	0,086%	0,008%	0,099%	0,011%
17	-0,014%	0,009%	0,083%	0,007%	0,098%	0,011%
18	-0,011%	0,008%	0,083%	0,006%	0,094%	0,010%
22	-0,013%	0,007%	0,099%	0,006%	0,112%	0,009%
24	-0,024%	0,006%	0,087%	0,008%	0,111%	0,009%
30	-0,038%	0,009%	0,102%	0,011%	0,141%	0,014%
35	-0,022%	0,006%	0,115%	0,010%	0,137%	0,011%
37	-0,022%	0,007%	0,114%	0,011%	0,136%	0,013%
42	-0,024%	0,007%	0,126%	0,010%	0,150%	0,012%
44	-0,021%	0,007%	0,136%	0,011%	0,157%	0,012%
49	-0,026%	0,007%	0,137%	0,013%	0,163%	0,014%
53	-0,024%	0,006%	0,140%	0,010%	0,163%	0,012%
57	-0,028%	0,006%	0,139%	0,011%	0,167%	0,013%
70	-0,026%	0,005%	0,153%	0,010%	0,179%	0,011%

Tableau 44 : allongement engendré par la réaction alcali-silice et son écart type expérimental

La Figure 191 présente la comparaison entre les allongements bruts et l'expansion engendrée par la réaction alcali-silice. L'écart type de ce dernier est supérieur à celui de l'allongement

brut des éprouvettes de la formulation IV C2. Cela est dû au fait qu'il tient compte de la dispersion des résultats expérimentaux des éprouvettes réactives et de référence.

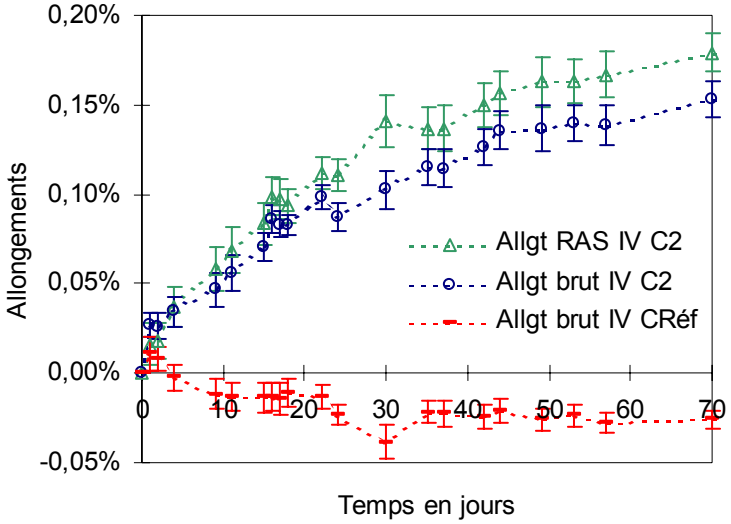

Figure 191 : allongement engendré par la réaction alcali-silice et son écart type expérimental

Détermination de la surface spécifique des granulats.

La surface spécifique Ss d'un granulat représente la surface extérieure par unité de masse, elle peut se calculer au moyen de la formule suivante :

$$S_s = \frac{S_{ext}}{M_g} = \frac{S_{ext}}{\rho_g V_g} \tag{4.65}$$

- S_{ext} est la surface extérieure du granulat considéré (m²) ;
- M_g sa masse (kg) ;
- ρ_g sa masse volumique (kg/m^3) ;
- V_g son volume (m^3).

Si nous supposons que les granulats sont sphériques, la surface extérieure et le volume des grains sont alors :

$$S_{ext} = 4\pi r_g^2 \tag{4.66}$$

$$V_g = \frac{4}{3}\pi r_g^3 \tag{4.67}$$

La surface spécifique s'écrit alors :

$$S_s = \frac{3}{\rho_g r_g} \tag{4.68}$$

La courbe qui représente l'évolution de la surface spécifique des granulats est une hyperbole.

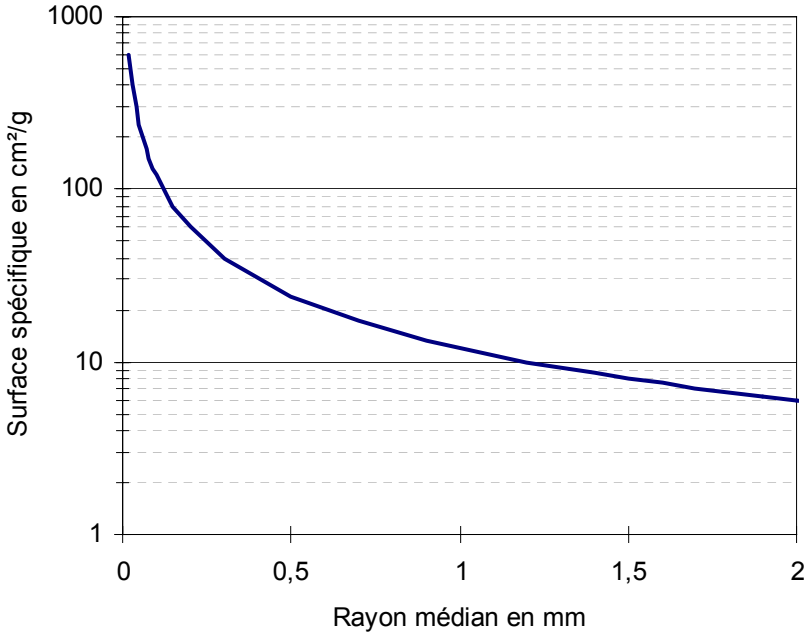

Figure 192 : évolution de la surface spécifique en fonction du rayon des granulats supposés sphériques

Numérisation du « modèle chimique »

Chacune des focalisations du V.E.R. est maillée par des éléments sphériques concentriques (voir chapitre *Modélisation de la réaction alcali-silice*, page 69) dans lesquels toutes les données et inconnues sont considérées constantes. Elles sont calculées aux centres de gravité des éléments dont les rayons $\overline{r}_i^{\,j}$ sont calculés à partir des rayons $r_i^{\,j}$ de leurs frontières.

$$\overline{r}_i^{\,j+1} = \frac{3}{4}\left[\frac{\left(r_i^{\,j+1}\right)^4 - \left(r_i^{\,j}\right)^4}{\left(r_i^{\,j+1}\right)^3 - \left(r_i^{\,j}\right)^3}\right] \tag{4.69}$$

Les équations (4.70) décrivant le transport des ions dans le V.E.R.

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\overline{p_i Sr_i X_i}\right) = -div\left[-\overline{D}_i\,(X)\overrightarrow{grad}\left(\overline{X}_i\right)\right] + \overline{S}_i(X) \tag{4.70}$$

Elles sont alors écrites sous forme d'un bilan du nombre de moles total dans l'élément considéré pour chaque espèce chimique (alcalins et ions calcium en solution – voir Figure 193).

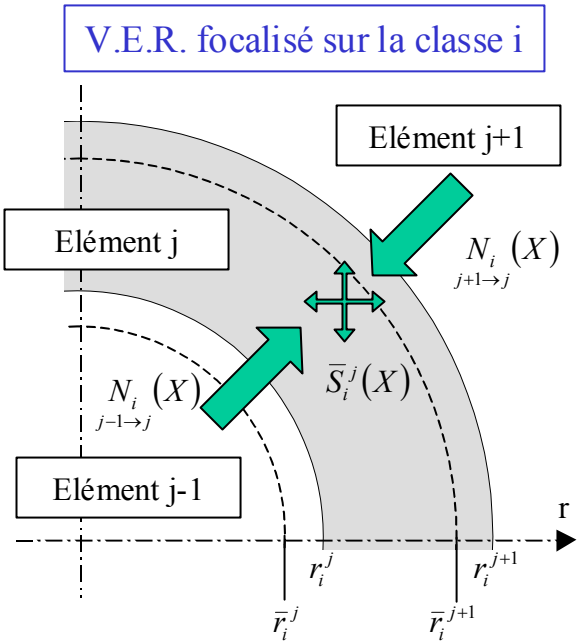

Figure 193 : bilan pour les ions X dans l'élément j du V.E.R. focalisé sur la classe i

Les termes $\underset{j+1\to j}{\overline{N}_i}(X)$ et $\underset{j-1\to j}{\overline{N}_i}(X)$ représentent respectivement les nombres de moles d'ions X apportées par diffusion en provenance des éléments voisins indicés (j+1) et (j-1), le terme $\overline{S}_i^{\,j}(X)$ représente le terme de source dans l'élément j. Ce bilan s'écrit au moyen d'un schéma implicite pur (car inconditionnellement convergent) :

$$\underset{j+1\to j}{\overline{N}_i}(X) + \underset{j-1\to j}{\overline{N}_i}(X) + \overline{S}_i^{\,j}(X) = \overline{p}_i^{\,j}\,\overline{Sr}_i^{\,j}\,\overline{V}_i^{\,j}\left[\overline{X}_i^{\,j}(t+dt) - \overline{X}_i^{\,j}(t)\right] \tag{4.71}$$

- $\overline{p}_i^{\,j}$ et $\overline{Sr}_i^{\,j}$ sont respectivement la porosité et le degré de saturation moyens dans l'élément j du V.E.R. focalisé sur la classe réactive i ;
- $\overline{V}_i^{\,j}$ est le volume de l'élément maillant j ;
- $\overline{X}_i^{\,j}(t+dt)$ et $\overline{X}_i^{\,j}(t)$ sont respectivement les concentrations aux instants (t+dt) et t dans l'élément j.

Cette équation peut être mise sous la forme suivante en fonction des concentrations inconnues (les concentrations à l'instant (t+dt)) :

$$C_i^j(X)\overline{X}_i^{j+1}(t+dt)+B_i^j(X)\overline{X}_i^j(t+dt)+A_i^j(X)\overline{X}_i^{j-1}(t+dt)=E_i^j(X,t)-\overline{S}_i^j(X) \quad (4.72)$$

Les termes A, B, C et D sont égaux à :

$$\begin{cases} C_i^j(X)=\left(\overline{DS}\right)_{i\ j+1\to j}^{eq}(X)\dfrac{dt}{\overline{r}_i^{\,j+1}-\overline{r}_i^{\,j}} \\ B_i^j(X)=-\left(\overline{DS}\right)_{i\ j+1\to j}^{eq}(X)\dfrac{dt}{\overline{r}_i^{\,j+1}-\overline{r}_i^{\,j}}-\left(\overline{DS}\right)_{i\ j-1\to j}^{eq}(X)\dfrac{dt}{\overline{r}_i^{\,j}-\overline{r}_i^{\,j-1}}-\overline{p}_i^{\,j}\overline{Sr}_i^{\,j}\overline{V}_i^{\,j} \\ A_i^j(X)=\left(\overline{DS}\right)_{i\ j-1\to j}^{eq}(X)\dfrac{dt}{\overline{r}_i^{\,j}-\overline{r}_i^{\,j-1}} \\ E_i^j(X,t)=-\overline{p}_i^{\,j}\overline{Sr}_i^{\,j}\overline{V}_i^{\,j}\overline{X}_i^{\,j}(t) \end{cases} \quad (4.73)$$

Le terme $\left(\overline{DS}\right)_{i\ j+1\to j}^{eq}(X)$ correspond au produit de la surface d'échange et du coefficient de diffusion équivalent entre deux éléments voisins. Il est calculé à partie des rayons $r_i^{\,j}$ et $\overline{r}_i^{\,j}$ et des coefficients de diffusion moyens $\overline{\overline{D}}_i^{\,j}(X)$:

$$\left(\overline{DS}\right)_{i\ j+1\to j}^{eq}(X)=\frac{\overline{r}_i^{\,j+1}-\overline{r}_i^{\,j}}{\dfrac{r_i^{\,j}-\overline{r}_i^{\,j}}{Su_i^{\,j}\overline{\overline{D}}_i^{\,j}(X)}+\dfrac{\overline{r}_i^{\,j+1}-r_i^{\,j}}{Sd_i^{\,j}\overline{\overline{D}}_i^{\,j+1}(X)}} \quad (4.74)$$

Les coefficients de diffusion moyens se calculent comme suit :

$$\overline{\overline{D}}_i^{\,j}(X)=\overline{p}_i^{\,j}\overline{Sr}_i^{\,j}\overline{D}_i^{\,j}(X) \quad (4.75)$$

Les termes $Su_i^{\,j}$ et $Sd_i^{\,j}$ correspondent à des surfaces d'échange entre éléments :

$$Su_i^j=\frac{9\pi}{4}\left[\frac{\left(r_i^{\,j}\right)^4-\left(\overline{r}_i^{\,j}\right)^4}{\left(r_i^{\,j}\right)^3-\left(\overline{r}_i^{\,j}\right)^3}\right] \quad \text{et} \quad Sd_i^j=\frac{9\pi}{4}\left[\frac{\left(r_i^{\,j+1}\right)^4-\left(\overline{r}_i^{\,j}\right)^4}{\left(r_i^{\,j+1}\right)^3-\left(\overline{r}_i^{\,j}\right)^3}\right] \quad (4.76)$$

Le terme de source $\overline{S}_i^{\,j}(X)$ a divers significations. Dans les granulats réactifs, il correspond à la consommation totale des ions tant qu'il reste de la silice réactive :

$$\overline{S}_i^{\,j}(X)=\underset{j+1\to j}{N}_i(X)+\underset{j-1\to j}{N}_i(X) \quad (4.77)$$

$$\overline{S}_i^{\,j}(X)=-C_i^j\overline{X}_i^{\,j+1}(t+dt)-\left(B_i^j+\overline{p}_i^{\,j}\overline{Sr}_i^{\,j}\overline{V}_i^{\,j}\right)\overline{X}_i^{\,j}(t+dt)-A_i^j\overline{X}_i^{\,j-1}(t+dt) \quad (4.78)$$

Pour les alcalins dans le mortier entourant les granulats réactifs, il correspond au nombre de moles consommées par tous les autres granulats réactifs présents dans le V.E.R. :

$$\begin{aligned}\overline{S}_i^j(Na) = &-\frac{V_i^j}{V_{VER}-V_i^g}\sum_{k\neq i} n_k^g \left(\overline{DS}\right)_{k\ n_{cg}+1\to n_{cg}}^{eq}(Na)\frac{dt}{\overline{r}_k^{n_{cg}+1}-\overline{r}_k^{n_{cg}}}\left[\overline{Na}_k^{n_{cg}+1}(t+dt)-\overline{Na}_k^{n_{cg}}(t+dt)\right] \\ &--\frac{V_i^j}{V_{VER}-V_i^g}\left(n_i^g-1\right)\left(\overline{DS}\right)_{i\ n_{cg}+1\to n_{cg}}^{eq}(Na)\frac{dt}{\overline{r}_i^{n_{cg}+1}-\overline{r}_i^{n_{cg}}}\left[\overline{Na}_i^{n_{cg}+1}(t+dt)-\overline{Na}_i^{n_{cg}}(t+dt)\right]\end{aligned} \tag{4.79}$$

- n_i^g est le nombre de granulats réactifs de la classe i présents dans le V.E.R. ;
- n_{cg} correspond au nombre d'éléments maillant chaque granulat réactif[5].

Dans le cas où il n'y a qu'une seule classe granulaire réactive dans le V.E.R., ces équations conduisent à résoudre le système linéaire suivant pour déterminer les concentrations en alcalins :

$$\begin{bmatrix} B^1 & C^1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ A^2 & \ddots & \ddots & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \ddots & \ddots & \ddots & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & A^j & B^j & C^j & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \ddots & \ddots & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \ddots & \ddots & C^{n-1} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & A^n & B^n \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \overline{Na}^1 \\ \vdots \\ \overline{Na}^j \\ \vdots \\ \overline{Na}^n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} E^1 \\ \vdots \\ E^j \\ \vdots \\ E^n \end{bmatrix} \tag{4.80}$$

Il s'agit d'une matrice bande de dimension n (n est le nombre d'élément total dans le V.E.R.). Dans le cas où plusieurs classes sont présentes simultanément dans le V.E.R., la taille de la matrice à inverser est multipliée par le nombre de focalisations (c'est à dire le nombre de classes granulaires différentes n_{cl}). Un exemple pour deux classes est présenté :

[5]Le nombre d'éléments maillant chaque granulat réactif est égal pour toutes les classes granulaires. Cela permet de faciliter l'écriture des systèmes à résoudre. Les termes définissant les couplages intergranulaires ont ainsi une localisation fixe dans les matrices.

$$\begin{bmatrix}
B_1^1 & C_1^1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
A_1^2 & \ddots & \ddots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & \ddots & \ddots & \ddots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & \ddots & \ddots & \ddots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \alpha_{n_{cg}}^{2,1} & \beta_{n_{cg}}^{2,1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & \vdots & \ddots & \ddots & \ddots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \vdots & \vdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & \vdots & \vdots & \ddots & \ddots & \ddots & 0 & 0 & 0 & 0 & \vdots & \vdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & \alpha_k^{1,1} & \beta_k^{1,1} & 0 & \ddots & \ddots & \ddots & 0 & 0 & 0 & \vdots & \vdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & \vdots & \vdots & 0 & 0 & \ddots & \ddots & C_1^{n-1} & 0 & 0 & \vdots & \vdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & \vdots & \vdots & 0 & 0 & 0 & A_1^n & B_1^n & 0 & 0 & \alpha_n^{2,1} & \beta_n^{2,1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & B_2^1 & C_2^1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & A_2^2 & \ddots & \ddots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \ddots & \ddots & \ddots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & \alpha_{n_{cg}}^{1,2} & \beta_{n_{cg}}^{1,2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \ddots & \ddots & \ddots & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & \vdots & \vdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \vdots & \ddots & \ddots & \ddots & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & \vdots & \vdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \vdots & \vdots & \ddots & \ddots & \ddots & 0 & 0 \\
0 & 0 & \vdots & \vdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \alpha_k^{2,2} & \beta_k^{2,2} & 0 & \ddots & \ddots & \ddots & 0 \\
0 & 0 & \vdots & \vdots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \vdots & \vdots & 0 & 0 & \ddots & \ddots & C_2^{n-1} \\
0 & 0 & \alpha_n^{1,2} & \beta_n^{1,2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \vdots & \vdots & 0 & 0 & 0 & A_2^n & B_2^n
\end{bmatrix}
\begin{bmatrix}
\overline{Na_1}^1 \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \\ \overline{Na_1}^k \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \\ \overline{Na_1}^n \\ \overline{Na_2}^1 \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \\ \overline{Na_2}^k \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \\ \overline{Na_2}^n
\end{bmatrix}
=
\begin{bmatrix}
E_1^1(Na) \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \\ E_1^k(Na) \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \\ E_1^n(Na) \\ E_2^1(Na) \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \\ E_2^k(Na) \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \\ E_2^n(Na)
\end{bmatrix} \tag{4.81}$$

Les termes hors diagonale traduisent le couplage sur la consommation des alcalins entre tous les granulats présents dans le V.E.R. La taille de la matrice est alors égale à $(n_{cl}n)$ (n_{cl} est le nombre de classes granulaires réactives).

En ce qui concerne le modèle simplifié, dans le mortier qui entoure les granulats réactifs la concntration en ions calcium dépend de la concentration en alcalins par l'intermédiaire de l'équation :

$$\overline{Ca}_i^j(t+dt) = \alpha\left(\overline{Na}_i^j\right)\overline{Na}_i^j(t+dt) \tag{4.82}$$

Le système à résoudre est alors de la forme suivante :

$$\left[\begin{array}{ccccc|c}
 & & \mathbf{K_{Na}} & & & \mathbf{0} \\
\ddots & 0 & 0 & 0 & 0 & \\
0 & \ddots & 0 & 0 & 0 & \\
0 & 0 & \alpha(Na) & 0 & 0 & \mathbf{K_{Ca}} \\
0 & 0 & 0 & \ddots & 0 & \\
0 & 0 & 0 & 0 & \ddots &
\end{array}\right]
\left[\begin{array}{c}
\overline{\mathbf{Na}} \\ \\ \\ \overline{\mathbf{Ca}} \\ \\
\end{array}\right]
=
\left[\begin{array}{c}
\mathbf{E}(Na) \\ \\ \\ \mathbf{E}(Ca) \\ \\
\end{array}\right] \tag{4.83}$$

Un exemple de matrice $\mathbf{K_{Ca}}$ est présenté pour deux classes granulaires réactives :

$$\begin{bmatrix}
B_1^1 & C_1^1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
A_1^2 & \ddots & \ddots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & \ddots & \ddots & \ddots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & A_1^{n_{cg}} & B_1^{n_{cg}} & C_1^{n_{cg}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \ddots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \ddots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \ddots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & B_2^1 & C_2^1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & A_2^2 & \ddots & \ddots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \ddots & \ddots & \ddots & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & A_2^{n_{cg}} & B_2^{n_{cg}} & C_2^{n_{cg}} & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \ddots & 0 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \ddots & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \ddots & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1
\end{bmatrix} \quad (4.84)$$

La taille de la matrice $\mathbf{K}_{\mathbf{Ca}}$ est alors la même que la matrice $\mathbf{K}_{\mathbf{Na}}$ précédente. La taille totale du système à résoudre est $(2n_{cl}n)$ (n est le nombre total d'éléments maillants et n_{cl} est le nombre de classes granulaires).

Dans le cas général où la quantité de portlandite est calculée, l'équation décrivant la diffusion des ions calcium en solution est :

$$C_i^j \overline{Ca}_i^{j+1} + B_i^j \overline{Ca}_i^j + A_i^j \overline{Ca}_i^{j-1} + \overline{S}_i^j(Ca) + \overline{\Pi}_i^j(Ca) = E_i^j(Ca,t) \quad (4.85)$$

La variation du nombre de moles de portlandite dans chaque élément est calculé grâce à la relation suivante :

$$\overline{CH}_i^j(t+dt) = \overline{CH}_i^j(t) - \overline{p}_i^j \overline{Sr}_i^j \overline{V}_i^j \overline{\Pi}_i^j(Ca) - \frac{V_i^j}{V_{VER} - V_i^g} \sum_{k \neq i} \sum_{l=n_{cg}+1}^{n} \overline{p}_k^l \overline{Sr}_k^l \overline{V}_k^l \overline{\Pi}_k^l(Ca) \quad (4.86)$$

Le terme $\overline{\Pi}_i^j(Ca)$ correspond à la dissolution de la portlandite dans l'élément j du V.E.R. focalisé sur la classe i. Il se calcule comme suit :

$$\overline{\Pi}_i^j(Ca) = E_i^j(Ca,t) - \overline{S}_i^j(Ca) - C_i^j \overline{Ca}_i^{j+1}(t+dt) - B_i^j \overline{Ca}_i^j(t+dt) - A_i^j \overline{Ca}_i^j(t+dt) \quad (4.87)$$

Le système à résoudre est alors de la forme suivante :

$$\begin{bmatrix} & \mathbf{K}_{\mathbf{Na}} & & & & \mathbf{0} & & & & \mathbf{0} & & & & \overline{\mathbf{Na}} & & \mathbf{E}(Na) \\ \ddots & 0 & 0 & 0 & 0 & & & & & & & & & & \\ 0 & \ddots & 0 & 0 & 0 & & & & & & & & & & \\ 0 & 0 & \alpha(\overline{\mathbf{Na}}) & 0 & 0 & \mathbf{K}_{\mathbf{Ca}} & & & & \mathbf{0} & & & & \overline{\mathbf{Ca}} & = & \mathbf{E}(Ca) \\ 0 & 0 & 0 & \ddots & 0 & & & & & & & & & & \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \ddots & & & & & & & & & & \\ & & & & & & \ddots & 0 & 0 & 0 & 0 & & & & & \\ & & & & & & 0 & \ddots & 0 & 0 & 0 & & & & & \\ & \mathbf{0} & & & & \mathbf{K}_{\mathbf{Ca}}^{\mathbf{bis}} & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & & \overline{\mathbf{CH}} & & \mathbf{E}(CH) & \\ & & & & & & 0 & 0 & 0 & \ddots & 0 & & & & & \\ & & & & & & 0 & 0 & 0 & 0 & \ddots & & & & & \end{bmatrix} \quad (4.88)$$

Les matrices $\mathbf{K}_{\mathbf{Ca}}$ et $\mathbf{K}_{\mathbf{Na}}$ sont les mêmes que précédemment, la matrice $\mathbf{K}_{\mathbf{Ca}}^{\mathbf{bis}}$ est une matrice trop complexe pour être explicitée. Elle est déduite des relations (4.86) et (4.87). La taille totale du système à résoudre est $(3n_{cl}n)$.

Solutions salines

L'humidité relative au-dessus d'une solution saline dépend du type de solution utilisée et de la température. L'utilisation de solutions salines pour maintenir une hygrométrie constante a déjà été utilisée par d'autres auteurs [BAR-1994] [RAO-1998] [DEL-1998].

Sel utilisé	Formule chimique	HR à 23°C
Chlorure de lithium	$LiCl, xH_2O$	12%
Acétate de potassium	$KCH_3CO_2, 1{,}5H_2O$	22,8%
Chlorure de magnésium	$MgCl_2, 6H_2O$	33%
Carbonate de potassium	$K_2CO_3, 2H_2O$	44%
Nitrate de magnésium	$Mg(NO_3)_2, 6H_2O$	53,5%
Nitrate d'ammonium	NH_4NO_3	63,2%
Chlorure de strontium	$SrCl_2, 6H_2O$	71,5%
Sulfate d'ammonium	$(NH_4)_2SO_4$	80,1%
Chlorure de baryum	$BaCl_2, 2H_2O$	90,4%
Sulfate de potassium	K_2SO_4	97%

Tableau 45 : relation entre les sels utilisés et l'HR obtenue à 23°C d'après [BAR-1994]

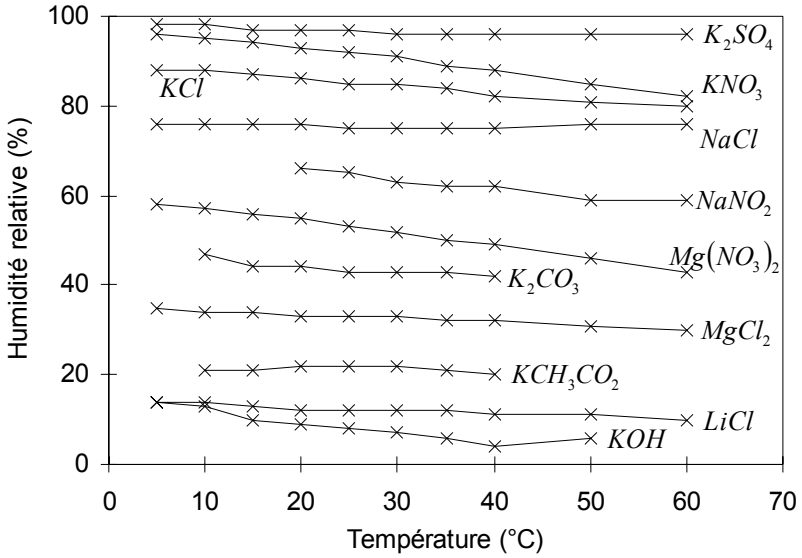

Figure 194 : évolution de l'humidité relative en fonction de la température et du sel utilisé d'après [RAO-1998]

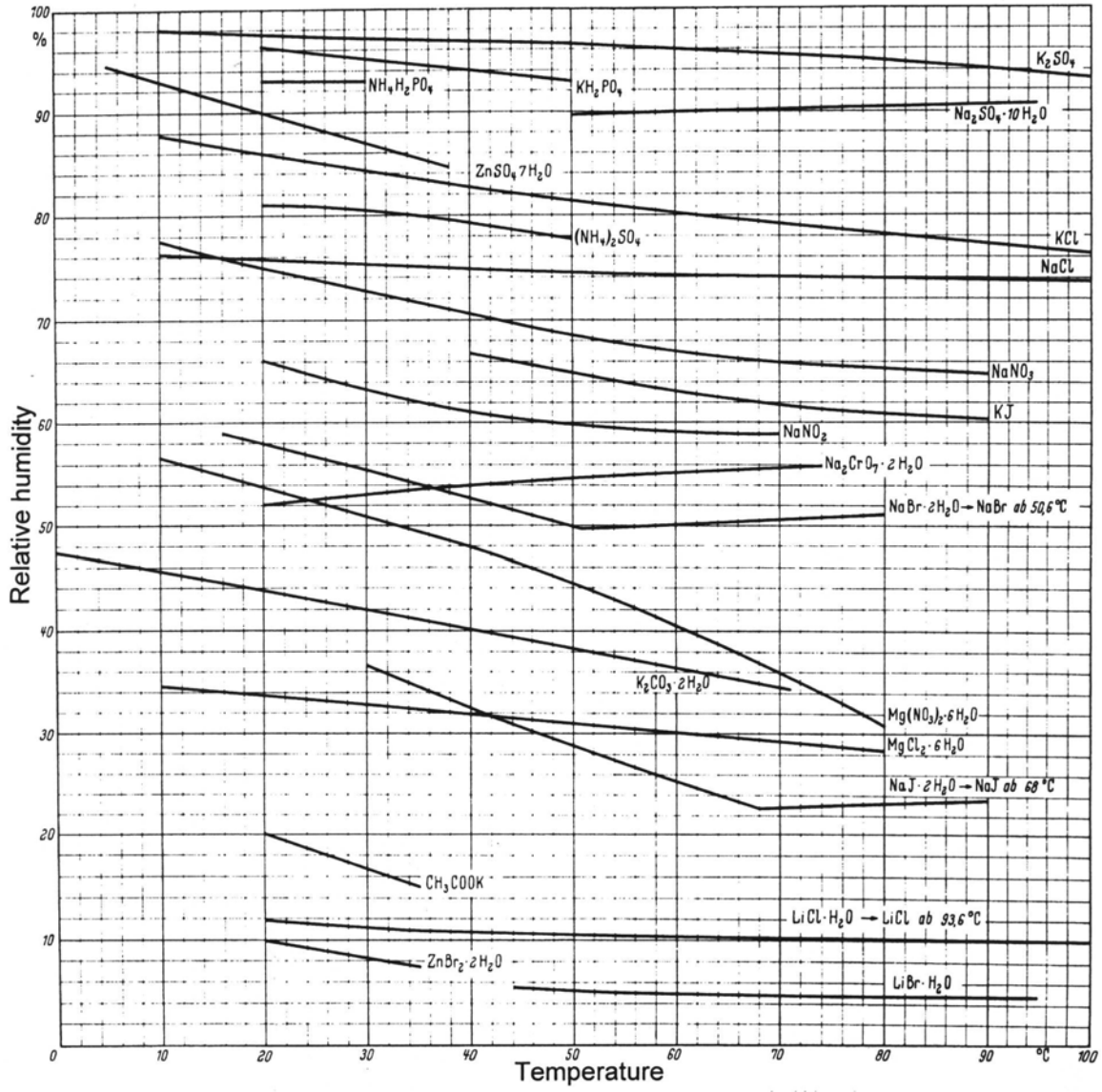

Figure 195 : évolution de l'humidité relative en fonction de la température et du sel utilisé d'après [SCH-1960]