



HAL
open science

Loi de comportement du béton VeRCoRs en conditions accidentelles

Herman Koala

► **To cite this version:**

Herman Koala. Loi de comportement du béton VeRCoRs en conditions accidentelles. Matériaux. Université Paul Sabatier - Toulouse III, 2023. Français. NNT : 2023TOU30078 . tel-04298254

HAL Id: tel-04298254

<https://theses.hal.science/tel-04298254>

Submitted on 21 Nov 2023

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 Toulouse

THÈSE

En vue de l'obtention du

DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE TOULOUSE

Délivré par : *l'Université Toulouse 3 Paul Sabatier (UT3 Paul Sabatier)*

Présentée et soutenue le *24/03/2023* par :

Herman KOALA

Loi de comportement du béton VeRCoRs en conditions accidentelles

JURY

MME. LAURIE LACARRIERE	Pr. INSA Toulouse	Présidente du jury
M. LUCA SORELLI	Pr. Université Laval	Rapporteur
M. BENOIT BARY	Directeur de recherche CEA	Rapporteur
M. JEAN-MICHEL TORRENTI	Pr. Université Gustave Eiffel	Examineur
M. ALAIN SELLIER	Pr. UT3	Directeur de thèse
M. THIERRY VIDAL	Mcf UT3; HDR	Co-directeur de thèse
M. JEAN-LUC ADIA	Ingénieur chercheur, EDF R&D	Examineur
M. STÉPHANE POYET	Ingénieur chercheur, CEA	Examineur
MME. MICHEL-PONNELLE	Ingénieure chercheur, EDF R&D	Invitée

École doctorale et spécialité :

MEGEP : Génie civil

Unité de Recherche :

Laboratoire Matériaux et Durabilité des Constructions

Directeur(s) de Thèse :

Pr. Alain SELLIER et Mcf. Thierry VIDAL, HDR

Rapporteurs :

M. Luca SORELLI et M. Benoit BARY

Résumé

EDF, en tant qu'exploitant d'un parc nucléaire composé de 56 réacteurs à eau pressurisée doit s'assurer de la pérennité, de la fiabilité et de la sûreté de ses installations. Dans ce cadre, le comportement à long terme des ouvrages du génie civil nucléaire constitue une thématique de recherche majeure au sein du Groupe. La réalisation de la maquette d'enceinte de confinement à l'échelle 1/3 des enceintes du parc, dénommée VeRCoRs, a pour objectif d'approfondir les connaissances du comportement thermo-hydro-mécanique des enceintes à double parois en conditions opérationnelles et accidentelles. En conditions accidentelles, le béton de l'enceinte interne serait en contact avec un air humide à une température maximale de 150°C. Dans de telles conditions, l'augmentation de la température est susceptible d'induire des variations importantes de teneur en eau et, étant donné le rôle majeur de l'eau dans le comportement du béton, il pourrait en résulter d'importantes déformations de gonflement ou retrait et de fluage. Ces déformations différées induiraient potentiellement des pertes de précontraintes significatives pouvant affecter l'étanchéité de l'enceinte. Les effets d'un tel scénario de chargement n'ont pas encore été quantifiés sur la maquette VeRCoRs. Cette thèse, dont l'objectif est de donner des éléments de réponse sur le comportement du béton de la maquette en Situation Accidentelle, s'articule en deux axes principaux de travail : le premier a été de constituer une base de données expérimentales adaptée à l'identification des modèles dans les conditions accidentelles. Cette campagne expérimentale a été conçue pour être représentative de l'historique thermo-hydro-mécanique du béton des enceintes avant et pendant une situation accidentelle. Le second axe a consisté en l'utilisation de ces données expérimentales pour proposer une loi de comportement à même de reproduire l'entièreté des résultats obtenus dans le cadre de cette thèse et de campagnes antérieures. Dans ce cadre, un critère de micro-endommagement couplé, thermo-hydro-mécanique, a été défini et intégré à un modèle poromécanique de fluage afin de simuler l'amplitude des déformations transitoires en scénario accidentel. Ce modèle a finalement été utilisé de façon prédictive pour simuler les déformations de la maquette VeRCoRs en phase d'exploitation puis en scénario accidentel. La confrontation des résultats de simulation aux données expérimentales montre une bonne aptitude du modèle à reproduire les déformations mécaniques des éprouvettes de laboratoire, et les prédictions et analyses effectuées en scénario accidentel sur la maquette VeRCoRs ont pour vocation à constituer des outils d'aide à la décision pour l'analyse du comportement des structures potentiellement sujettes à un chargement accidentel.

Mots clés : béton, température, séchage, mouillage, déformations différées, déformations transitoires, couplage thermo-hydro-mécanique

Abstract

EDF, as the project owner of 56 nuclear power plants, investigates the durability, reliability and safety of its facilities. In this context, the long-term behavior of nuclear civil engineering structures is a major research topic within the Group. The aim of the VeRCoRs containment mock-up, built at 1/3 scale of the nuclear power plants one, is to gain a better understanding of the thermo-hydro-mechanical behavior of double-walled containments under operational and accident conditions. Under severe accident conditions, the concrete of the inner containment building would be in contact with humid air at a maximum temperature of 150°C. Under these conditions, the increase in temperature is likely to induce significant variations in water content and, given the major role of water in the delayed behavior of concrete, this could result in significant expansion or shrinkage and creep deformations. These high delayed deformations can lead to strong prestressing losses which can potentially affect the tightness of the containment building. The effects of such a loading scenario have not yet been quantified on the VeRCoRs mock-up. This thesis, whose objective is to provide elements of answer on the behavior of the concrete of the mock-up in Severe Accident, is articulated in two main axes of work : the first one was to constitute an experimental database adapted to the identification of the models in the accidental conditions. This experimental campaign was designed to be representative of the thermo-hydro-mechanical history of the concrete containments before and during the severe accident. The second axis consisted in the use of these experimental data to propose a constitutive behavior law able to reproduce all the results obtained during this thesis and previous campaigns. In this context, a coupled thermo-hydro-mechanical micro-damage criterion was defined and integrated to a poromechanical creep model in order to simulate the amplitude of transient strains in accidental scenario. This model was finally used in a predictive way to simulate the deformations of the VeRCoRs mock-up during the operational phase and then during a Severe Accident scenario. The comparison of the simulation results with the experimental data shows a good ability of the model to reproduce the mechanical deformations of the laboratory specimens, and the predictions and analyses carried out in an accident scenario on the VeRCoRs mock-up are intended to be decision support tools for the analysis of the behaviour of structures potentially subject to accidental loading.

Keywords: concrete, temperature, drying, transient strains, thermo-hydro-mechanical coupling

Remerciements

Après trois ans de travail intense remplis de moments enrichissants et inoubliables aussi bien sur le plan personnel que professionnel, rédiger ces mots de remerciements reste paradoxalement la partie la plus compliquée, tellement il est difficile de trouver les justes mots pour exprimer ma profonde gratitude à tous ceux qui ont participé à la réussite de ce projet de thèse.

Je tiens tout d'abord à exprimer mes plus sincères remerciements aux membres du jury qui, malgré un début de journée de soutenance assez tumultueux, ont montré un grand intérêt pour le travail effectué à travers des questions et échanges très constructifs. Un grand merci à Laurie Lacarrière pour m'avoir fait l'honneur de présider ce jury de thèse. Mes chaleureux remerciements vont également à Luca Sorelli et Benoit Bary pour m'avoir fait l'honneur de rapporter ce travail de thèse. Je remercie vivement Jean-Michel Torrenti pour avoir examiné ce manuscrit. Chaque minute d'échange durant la soutenance avec les différents membres du jury aura été riche en apprentissage et en prise de recul par rapport à mon travail et je réitère ma profonde gratitude à tou(te)s.

J'ai eu la chance, grâce au dispositif CIFRE, de bénéficier d'un encadrement de haut vol au Laboratoire de Toulouse (LMDC), à la R&D d'EDF et au CEA LECBA en Ile-de-France.

Le début de ma thèse a été aussi le début de mon aventure toulousaine ; ville chaleureuse par ailleurs et pour rester dans le thème, je remercie très chaleureusement toute l'équipe d'encadrement au LMDC. Merci à Alain Sellier et à Thierry Vidal d'avoir dirigé cette thèse. Disponibilité, implication, rigueur, motivation, bienveillance, pédagogie sont autant de mots qui me viennent en tête et qui traduisent à quel point vous aviez été d'un grand apport aussi bien personnellement que professionnellement dans cette aventure doctorale. Je remercie les ingénieurs et techniciens du LMDC pour l'accueil et l'aide apportée à un moment ou à un autre. Merci notamment à Carole Soula et Marc Bégué pour m'avoir assisté et permis la réalisation des essais au LMDC dans des conditions optimales. Je tiens enfin à remercier l'ensemble des doctorants croisés au LMDC pour ces activités permettant de s'aérer l'esprit et d'échanger sur notre expérience commune qui ont été mises en oeuvre même en période COVID. Je

dis merci dans ce cadre à Gang Huang, Aleth Confais, Lucas Hess, Clément Lacombe...

Après une expérience toulousaine riche en enseignements pour la suite de la thèse, retour à l'aventure francilienne. Je tiens là aussi à remercier tous ceux avec qui j'ai pu interagir aussi bien sur le site des Renardières où je travaillais principalement que sur le site de Saclay. Mes remerciements s'adressent d'abord à Jean-Luc Adia, mon encadrant aussi bien en stage qu'en thèse. Je suis intimement persuadé que j'ai bénéficié à tes côtés du meilleur encadrement possible durant toutes ces années. Tu n'as pas été que disponible : tu as littéralement été là à chaque instant de cette thèse et nos échanges dynamiques et combien intéressants m'auront permis de conduire à bien mes travaux. Merci énormément ! J'adresse aussi mes sincères remerciements à Sylvie Michel-Ponnelle, mon encadrante côté Saclay pour m'avoir formé à Code Aster et pour les retours constructifs tout au long de cette thèse. Je tiens à adresser mes vifs remerciements à Youcef Sirsalane, chef du groupe Génie Civil et Combustible au département MMC pour sa confiance, son implication et pour avoir créé pour son équipe un environnement plus que propice à l'épanouissement professionnel ; je remercie l'équipe Génie Civil constituée de personnes très bienveillantes. Merci à Laurent Charpin pour les échanges en début de thèse, à François Soleilhet pour toutes les fructueuses discussions et la motivation apportée, à Laurent Petit pour son don d'être toujours de bonne humeur et savoir la transmettre avec l'humour, à Julien Sanahuja pour son aide précieux en micromécanique, à Nhu-Cuong Tran et enfin à Chaymaa Lejouad ma collègue de bureau pour m'avoir fait bénéficier de son expérience de jeune docteur et pour avoir supporté mes monologues parfois bruyants en fin de thèse. Merci à l'équipe laboratoire Génie civil et à son responsable Alexis Legrix pour m'avoir permis de réaliser des essais à la qualité irréprochable. Pendant pratiquement deux ans au labo, avec Romain Thion et Didier Leroy, je n'ai en aucun moment eu le sentiment de travailler tellement l'ambiance était conviviale. Partenaire au labo mais antagoniste au Tarot. Merci pour ces innombrables parties de Tarot plein d'humour avec Jean-Philippe Mathieu, Maxime Ressler, Thomas Perron, Jean-Christophe, Patrick Desgré, Tasnim Leseur, Bilal, Marc, Axel et j'en oublie sûrement. Je pourrais dire avec un risque faible de me tromper que je suis le doctorant ayant joué le plus de parties de tarots français durant sa thèse. Merci à l'équipe combustible qui aura ponctuellement supporté mes présentations en réunion de groupe sur le béton et m'aura apporté du soutien bien des fois durant ma thèse.

Du côté du CEA, je remercie énormément Stéphane Poyet pour son encadrement, pour m'avoir toujours fait des retours pertinents sur tout ce que je lui soumettais et pour son travail remarquable sur les isothermes de désorption des matériaux cimentaires qui m'aura été très utile.

Pour conclure sur ce volet remerciements, j'adresse ma profonde reconnaissance à toute ma famille et à mes proches pour le soutien tout au long de cette thèse. Toutes ces ondes positives autour de moi m'ont permis d'une manière ou d'une autre de réaliser ce travail. Merci à tous!

Table des matières

Résumé	2
Abstract	3
Remerciements	4
Table des matières	7
Table des figures	13
Liste des tableaux	20
1. Introduction générale	22
1.1. Contexte industriel	23
1.2. La maquette VeRCoRs	25
1.3. Programme VeRCoRs	26
1.4. Objectifs de la thèse	28
1.5. Organisation du mémoire	29
2. Etat de l'art sur le comportement Thermo-Hydro-Mécanique des matériaux à base cimentaire	31
2.1. Introduction	32
2.2. Le béton, un matériau multiphasique	32
2.2.1. Les granulats	32
2.2.1.1. Origine minéralogique	33
2.2.1.2. Dimensions des granulats	34
2.2.1.3. Formes des granulats	35
2.2.1.4. Effet de la température	35
2.2.2. La pâte de ciment	36
2.2.2.1. Structure des C-S-H	36
2.2.2.2. L'eau dans la matrice cimentaire	38
2.2.2.3. La porosité	39
2.2.2.4. Effet de la température	40
2.2.3. Interface pâte-granulats	45

Table des matières

2.3. Comportement du béton en conditions THM variable	46
2.3.1. Déformations libres du béton en condition endogène	47
2.3.1.1. Retrait plastique	47
2.3.1.2. Retrait chimique	47
2.3.1.3. Retrait thermique	48
2.3.1.4. Retrait endogène ou d'auto-dessiccation	48
2.3.2. Effets d'une sollicitation purement thermique	48
2.3.3. Effets d'une sollicitation purement hydrique	50
2.3.3.1. Séchage	50
2.3.3.2. Retrait de dessiccation	52
2.3.4. Effets d'un chargement purement mécanique	54
2.3.5. Effets d'une sollicitation couplée thermo-hydrique	57
2.3.5.1. Sur les propriétés physiques du béton	57
2.3.5.2. Déformations induites	59
2.3.6. Effets d'une sollicitation couplée hydro-mécanique	59
2.3.6.1. Fluage de dessiccation structural	60
2.3.6.2. Fluage de dessiccation intrinsèque	61
2.3.7. Effets d'une sollicitation couplée thermo-mécanique	62
2.3.7.1. Béton chauffé puis chargé	62
2.3.7.2. Béton chargé puis chauffé	63
2.4. Modélisation du séchage du béton	66
2.4.1. Modélisation complète du séchage	67
2.4.1.1. Equations de conservation de masse	67
2.4.1.2. Équation de conservation d'énergie	68
2.4.1.3. Équations constitutives du modèle de Gawin	69
2.4.1.4. Variables d'état	71
2.4.1.5. Discussion	71
2.4.2. Modèle simplifié de (Chhun, 2017)	71
2.4.2.1. Hypothèses	71
2.4.2.2. Equations	72
2.4.2.3. Discussion	73
2.4.3. Modèle simplifié de Richards-Fick avec effets de la température	74
2.4.3.1. Hypothèses et équations	74
2.4.3.2. Discussions	75
2.4.4. Conclusions	75
2.5. Modélisation du comportement mécanique	75
2.5.1. Modélisation du retrait	76
2.5.1.1. Approche basée sur la variation de l'humidité interne	76

Table des matières

2.5.1.2. Approche basée sur la variation de la teneur en eau . . .	76
2.5.1.3. Approche basée sur l'évolution de la pression capillaire	77
2.5.1.4. Approche poromécanique	77
2.5.2. Modélisation du fluage	78
2.5.2.1. Fluage propre	78
2.5.2.2. Fluage de dessiccation	80
2.5.2.3. Déformation thermique transitoire	83
2.6. Conclusions	85
3. Étude expérimentale du comportement du béton VeRCoRs en environnement Thermo-Hydro-Mécanique variable	87
3.1. Introduction	89
3.2. Programme expérimental	92
3.2.1. Description du programme expérimental sur les éprouvettes ayant suivi une cure endogène de 3 mois	94
3.2.2. Description du programme expérimental sur les échantillons âgés de 4 ans	99
3.2.2.1. Essais de retrait et de fluage en compression uniaxiale sur cylindres	100
3.2.2.2. Essais de fluage sur poutres précontraintes en flexion 4 points	101
3.3. Descriptions des matériaux utilisés	103
3.3.1. Formulation de référence du béton VeRCoRs	103
3.3.2. Caractéristiques détaillées des constituants du béton VeRCoRs .	104
3.3.2.1. Ciment	104
3.3.2.2. Granulats	104
3.3.2.3. Adjuvant	104
3.3.2.4. Eau de gâchage	104
3.3.3. Procédure de fabrication du béton VeRCoRs	105
3.3.4. Conditions de cure des échantillons testés à 90 jours	105
3.3.5. Caractéristiques du béton VeRCoRs à l'état frais	106
3.3.5.1. Essai d'affaissement au cône d'Abrams	107
3.3.5.2. Masse volumique	107
3.3.5.3. Teneur en air occlus	107
3.3.6. Caractéristiques du béton VeRCoRs à l'état durci	108
3.3.6.1. Résistance en compression	108
3.3.6.2. Résistance en traction par fendage	109
3.3.6.3. Module sécant d'élasticité	109

Table des matières

3.3.6.4. Porosité	110
3.3.7. Caractéristiques des câbles de précontrainte	112
3.4. Description du dispositif expérimental	113
3.4.1. Dispositifs expérimentaux associés aux essais après 90 jours de maturation	114
3.4.1.1. Mesure de l'isotherme de désorption à 90°C	114
3.4.1.2. Essais de retrait et de fluage en température	115
3.4.2. Dispositif expérimental utilisé pour les essais menés sur les corps d'épreuve âgés de 4 ans	118
3.5. Résultats expérimentaux et discussions	120
3.5.1. Isotherme de désorption du béton VeRCoRs à 90°C	120
3.5.2. Cinétiques de pertes de masse	122
3.5.3. Déformations libres du béton en température	124
3.5.3.1. Éprouvettes testées en condition endogène	124
3.5.3.2. Éprouvettes testées en condition séchante	125
3.5.4. Fluage du béton en température	127
3.5.5. Fluage des cylindres et des poutres précontraintes âgées de 4 ans	134
3.5.5.1. Analyse des déformations différées libres en température sur la base des isothermes de désorption	136
3.5.5.2. Comportement des éprouvettes cylindriques	139
3.5.5.3. Amplitude de la déformation thermique transitoire sur les cylindres âgés de 4 ans chauffés à 70°C en conditions séchante et non séchante	139
3.5.5.4. Comportement des poutres précontraintes	142
3.5.5.5. Effet de la chronologie des conditions THM sur la précontrainte des poutres	143
3.5.5.6. Fluage transitoire des poutres en béton précontraint	144
3.6. Conclusions	146
4. Modélisation numérique du comportement du béton VeRCoRs en environnement Thermo-Hydro-Mécanique variable	149
4.1. Introduction	151
4.2. Homogénéisation du coefficient de dilatation thermique	152
4.2.1. Approche d'homogénéisation	152
4.2.2. Application au béton VeRCoRs	153
4.3. Modélisation poromécanique du comportement différé du béton en environnement THM variable	156

Table des matières

4.4. Description du modèle	157
4.4.1. Décomposition de la contrainte extérieure appliquée	157
4.4.2. Décomposition des déformations	158
4.4.3. Déformation élastique	160
4.4.4. Déformation réversible de Kelvin	160
4.4.5. Déformation consolidante de Maxwell	161
4.4.6. Déformation transitoire	163
4.5. Modélisation de la part microstructurale du fluage de dessiccation et du fluage thermique transitoire	164
4.5.1. Phénomènes physiques	165
4.5.1.1. Déformations différées en dessiccation	165
4.5.1.2. Déformations du béton en température	167
4.5.1.3. Micro-endommagement de cisaillement	169
4.5.1.4. Couplage thermo-hydro-mécanique	170
4.5.2. Modélisation micromécanique	170
4.5.2.1. Résolution du problème sphérique	171
4.5.2.2. Résolution du problème déviatorique	173
4.5.2.3. Critères d'endommagement	175
4.6. Application aux essais sur béton VeRCoRs	177
4.6.1. Base de données expérimentale	178
4.6.1.1. Essais de caractérisation hydrique	178
4.6.1.2. Déformations libres en condition endogène	180
4.6.1.3. Déformations libres en condition séchante	182
4.6.1.4. Déformations sous charge en condition endogène	184
4.6.1.5. Déformations sous charge en condition séchante	188
4.6.1.6. Synthèse des données expérimentales de recalage	190
4.6.2. Identification des paramètres du modèle sur essais en condition endogène	193
4.6.2.1. Fluage propre du béton VeRCoRs au jeune âge	193
4.6.3. Identification des paramètres du modèle à partir des essais en condition séchante	198
4.6.3.1. Modélisation du séchage	198
4.6.3.2. Modélisation du fluage et du retrait séchant à 20°C	202
4.6.3.3. Modélisation du fluage et du retrait en température	206
4.6.3.4. Prédiction du fluage d'éprouvettes en scénario accidentel	208
4.7. Application sur une partie courante de la maquette VeRCoRs	209
4.7.1. Description de la partie courante VeRCoRs	211
4.7.2. Maillage de la partie courante	213

Table des matières

4.7.3. Conditions aux limites et chargements	214
4.7.3.1. Conditions aux limites et chargements thermiques	214
4.7.3.2. Conditions aux limites et chargements hydriques	215
4.7.3.3. Conditions aux limites et chargement mécanique	215
4.7.4. Calculs en conditions opérationnelles	216
4.7.4.1. Calcul thermique	217
4.7.4.2. Calcul hydrique	218
4.7.4.3. Calcul mécanique	219
4.7.5. Calculs en conditions accidentelles	221
4.7.5.1. Conditions limites thermiques	222
4.7.5.2. Conditions limites hydriques et résultats de calcul	223
4.7.5.3. Résultats du calcul mécanique et analyse	225
4.8. Conclusions	231
5. Conclusions et perspectives	234
5.1. Conclusion générale	235
5.2. Perspectives	237
ANNEXES	262
A. Fiches techniques des constituants du béton	262
B. Fiches techniques des outils d'instrumentation des éprouvettes	267
C. Fiches techniques du dispositif de mise en fluage	276

Table des figures

1.1. Représentation schématique d'une centrale nucléaire https://www.cli-gravelines.fr/	24
1.2. Vue d'extérieure et représentation schématique d'une section de la maquette VeRCoRs (Charpin et al., 2022)	26
2.1. Effet de la résistance en traction des granulats sur la résistance en compression du béton d'après (Wang et al., 2020)	34
2.2. Formes standards des granulats	35
2.3. Principaux modèles proposés pour la caractérisation de la nanostructure des C-S-H. (a) Modèle colloidal de Powers et Brownyard (b) Modèle de Feldman et Sereda, (c) Modèle CM-I de Jennings, (d) Modèle CM-II de Jennings. Schémas adaptés de (Ye, 2015)	38
2.4. Modèle de nanopores de gel C-S-H (Papatzani et al., 2015) adapté de (Daimon et al., 1977)	40
2.5. Évolution de la perte de masse en fonction de la température due à la déshydratation de la pâte de ciment : Confrontation du modèle aux données expérimentales par (Wang et al., 2019)	42
2.6. Isothermes de désorption à 30°C et 80°C mesurés par (Poyet and Charles, 2009)	43
2.7. Évolutions des propriétés des phases liquide et gazeuse (adapté de (Kanema et al., 2007))	45
2.8. Effet du ratio de contact pâte-granat sur la résistance en compression du béton d'après (Wang et al., 2020)	46
2.9. Représentation des trois composantes de la déformation libre du béton soumis à une sollicitation thermique pour différentes humidités internes h (Bažant, 1970)	50
2.10. Représentation schématique des principaux mécanismes de transport de l'eau dans un milieu poreux (Mainguy et al., 2001)	51
2.11. Front de séchage et système d'auto-contraintes induit par le retrait de dessiccation (Pons, 1998)	54
2.12. Décomposition de la déformation totale de fluage (Baron et al., 1992)	55

Table des figures

2.13. Schéma réalisé par (Manzoni, 2019) pour illustrer le mécanisme de consolidation proposé par (Sellier et al., 2016)	56
2.14. Fluage propre final mesuré en fonction de l'intensité de la contrainte de compression appliquée d'après (Acker and Barral, 1983)	57
2.15. Isothermes de désorption du béton à différentes températures (synthèse réalisée par (Chhun, 2017)	58
2.16. Variation de la conductivité thermique en fonction du degré de saturation S_w [%] d'éprouvettes de béton VerCoRs à 30°C et 90°C (Kallel, 2016)	59
2.17. Mise en évidence du fluage de dessiccation (Benboudjema et al., 2005) cité par (Makani, 2011)	60
2.18. Profil de contrainte résultant du séchage d'une éprouvette chargée (Pons, 1998)	61
2.19. Thermo-activation du fluage d'après (Liang et al., 2021)	63
2.20. Mise en évidence de la déformation thermique transitoire d'après (Cagnon et al., 2019)	64
2.21. Mécanismes physiques à l'origine de la déformation thermique transitoire d'après (Manzoni et al., 2020). État a) Configuration stable des C-S-H sous charge avant chauffage. État b) État transitoire lors de l'élévation de température, éloignement des feuilletts et diffusion de l'eau des nanopores vers les capillaires. État c) Configuration finale stable après rééquilibrage des pressions	66
2.22. Mécanismes de transferts de masse dans un milieu non saturé soumis à une élévation de température (Gens and Olivella, 2001) cité dans (Millard and Pimienta, 2019)	67
2.23. Mécanismes de transfert de chaleur dans un milieu poreux (Gens and Olivella, 2001) cité dans (Millard and Pimienta, 2019)	68
2.24. Chaînes rhéologiques pour le fluage propre : fluide de Maxwell (gauche) et solide de Kelvin (droite)	79
2.25. Microfissuration induite par le retrait de dessiccation (à gauche)	81
3.1. Géométries et nombre de corps d'épreuves, cylindres et poutre pré-contrainte, avec la précision de leur âge lors des essais de fluage avec cotations en mm.	93
3.2. Frise chronologique des différentes phases de la campagne d'essais	95
3.3. Configurations des essais THM pour les éprouvettes testées dans l'enceinte 1	97

Table des figures

3.4. Configurations des essais THM pour les éprouvettes testées dans l'enceinte 2	98
3.5. Configurations des essais THM sur les échantillons cylindriques et les poutres en béton précontraint	101
3.6. Profil de contrainte normale théorique dans la section à mi-travée pour une poutre en béton précontraint sous l'effet combiné de la précontrainte et du moment de flexion	102
3.7. Conditions de cure des éprouvettes avant essais	106
3.8. Banc de porosité	111
3.9. Plan de ferrailage des poutres en BP explicité via trois coupes, avec cotations en mm	113
3.10. Dispositif de mesure de l'isotherme de désorption à 90°C par Solutions Salines Saturées.	115
3.11. Instrumentation des éprouvettes de la campagne d'essais sur corps d'épreuve après cure endogène de 3 mois et système de contrôle des conditions THM appliquées	117
3.12. Dispositif final d'essais de fluage en température	117
3.13. Dispositif des essais de fluage et de retrait jusqu'à 70°C et 80% d'humidité relative pour les corps d'épreuve âgés de 4 ans	119
3.14. (a) Pertes de masse à 90°C pour différentes humidités relatives. (b) Isotherme de désorption du béton VeRCoRs à 90°C	121
3.15. Isotherme de désorption à 25°C, 40°C, 70°C, 90°C du béton VeRCoRs	122
3.16. Cinétique de pertes de masse pour des cylindres 11x22cm du béton VeRCoRs à 20°C, 40°C, 70°C, 90°C et 50% d'HR	123
3.17. Cinétique moyenne de pertes de masse de cylindres 11x22 cm du béton VeRCoRs à 90°C et à 3 paliers d'humidité relative : 80%, 50%, 30%	124
3.18. Déformations libres en condition non séchante à 70°C et 90°C	125
3.19. Évolutions des conditions thermo-hydriques à 70°C et 90°C et 50% d'HR et évolutions des déformations libres du béton induites	127
3.20. Fluage en condition non séchante à 70°C et 90°C	129
3.21. Fluage en condition séchante à 70°C et 90°C et 50% d'HR	130
3.22. Zoom sur le fluage du béton en régime thermique transitoire à 70°C et 90°C en conditions séchante et non séchante	131
3.23. Distribution de la déformation totale mesurée durant la phase transitoire à 70°C et à 90°C en configurations non séchante et séchante à 50% d'humidité relative	132
3.24. Fluage du béton en scénario représentatif d'une exploitation normale suivi d'une situation accidentelle	134

Table des figures

3.25. Chronologie des conditions thermo-hydriques et évolutions des pertes de masse relatives induites des cylindres 11x22 cm de béton en conditions séchante et non séchante	135
3.26. Chronologie des conditions thermo-hydriques et évolutions des déformations des éprouvettes cylindriques non chargées en conditions séchante et non séchante	136
3.27. Isothermes de désorption du béton VeRCoRs à 20°C et à 70°C; Etats d'équilibres atteints en déformations libres (1S→2S : chemin suivi sous l'effet de la montée en température, partant d'une l'humidité relative de 80% à 20°C, en considérant qu'il n'y a pas d'échange d'eau avec le milieu extérieur pendant le chauffage - 1D→2D→3D : chemin suivi sous l'effet du séchage (1D→2D) puis de l'élévation de la température et de l'humidité (2D→3D))	137
3.28. Déformations totales mesurées sur les éprouvettes cylindriques en configuration endogène et séchante à partir de la phase de vieillissement à 20°C et 50% d'HR	140
3.29. Déformations totales mesurées sur les éprouvettes cylindriques en configurations endogène et séchante à partir de la date du chargement en compression	141
3.30. Déformations mesurées sur des éprouvettes chargées et non chargées soumises aux mêmes conditions thermo-hydriques; a) Eprouvettes en condition endogène, b) Eprouvettes en condition séchante	142
3.31. Moyenne des déformations en fibres supérieure et inférieure des poutres à partir de la date de la première mise en tension du câble de précontrainte (t = 64 jours)	143
3.32. Déformations totales mesurées sur l'anneau métallique des poutres en béton précontraint	144
3.33. Évolutions des déformations totales moyennes en fibres supérieures et inférieures mesurées sur les 2 poutres précontraintes à partir de la date de la seconde mise en tension du câble de précontrainte ($t_{tens2} = 1593$ jours)	146
4.1. Représentation triphasique du béton VeRCoRs	153
4.2. Évolution du coefficient de dilatation thermique de l'eau en fonction de la température	154
4.3. Évolution du coefficient de dilatation thermique du béton en fonction du degré de saturation et de la température	156

Table des figures

4.4. Schéma rhéologique du modèle de fluage poro mécanique issu de (Sellier and Lacarrière, 2009; Sellier et al., 2016)	159
4.5. Contraintes orthoradiales de traction (bleu) induites par le retrait empêché de la pâte (schéma adapté de (Sellier, 2022; Lacombe, 2022; Anglade, 2022))	166
4.6. Microfissures radiales induites par le retrait empêché	166
4.7. Refermeture des microfissures induites par le retrait empêché de la pâte de ciment sous l'effet du confinement	167
4.8. Contraintes radiales de traction (rouge) induites par la dilatation différentielle pâte-granulat	168
4.9. Microfissures orthoradiales induites par la dilatation différentielle pâte-granulat	168
4.10. Refermeture des microfissures induits par la dilatation différentielle pâte-granulat sous l'effet du confinement	169
4.11. Microfissures induites par la part déviatorique de la contrainte appliquée	170
4.12. Représentation du VER	171
4.13. Modèle proposé pour la résolution du problème volumique avec l'inclusion granulaire de rayon r_i entourée de la matrice cimentaire de rayon r_0 et la pression appliquée P correspondant à la composante volumique du tenseur de contrainte effective micro-endommagée	173
4.14. Modèle proposé pour la résolution du problème déviatorique avec l'inclusion granulaire de rayon r_i entourée de la matrice cimentaire de rayon r_0 elle même entourée par la phase homogénéisée des deux premières jusqu'à l'infini. Le déviateur de contrainte est alors appliqué en r tendant vers l'infini	175
4.15. Isothermes de première désorption du béton VeRCoRs à 25°C, 40°C, 60°C, 70°C, 90°C	179
4.16. Cinétique de séchage du béton VeRCoRs pour T = 20, 40, 70 et 90°C. "PS" est définie pour Pertes d'eau en Séchage	180
4.17. Déformations libres en condition endogène du béton VeRCoRs pour T = 20,40,70 et 90°C	182
4.18. Déformations libres en condition séchante (DLS) du béton VeRCoRs pour T = 20,40,70°C	183
4.19. Fluage propre du béton VeRCoRs à différents âges	185
4.20. Complaisances de fluage propre à 20°C sur béton mûre	186
4.21. Déformations totales non séchant sous charge en température. FNS est défini pour "Fluage Non Séchant"	187
4.22. Comparaison des données de fluage non séchant en température	187

Table des figures

4.23. Déformations totales sous charge en température	189
4.24. Comparaison des données de fluage séchant en température	190
4.25. Evolution des propriétés au jeune âge avec le taux d'hydratation	194
4.26. Modélisation du fluage propre du béton VerCoRs à différents âges : impact des choix de modélisation	196
4.27. Modélisation du fluage non séchant en température	197
4.28. Modélisation des isothermes de désorption du béton VerCoRs	200
4.29. Simulation de la cinétique de pertes de masse à différentes températures	202
4.30. Modélisation du fluage séchant à 20°C/50%HR	203
4.31. Modélisation du retrait séchant à 20°C/50%HR	204
4.32. Modélisation du retrait séchant du béton VerCoRs à 70°C/50% HR	207
4.33. Modélisation du fluage séchant en température	208
4.34. Prédiction du fluage du béton VerCoRs lors d'un scénario accidentel	209
4.35. Maquette VerCoRs	210
4.36. Vue extérieure de l'enceinte interne de la maquette VerCoRs (adapté de (Rossat, 2022))	212
4.37. (a) Coupe 2D de l'enceinte interne (b) Zoom de la coupe de la partie courante à mi-hauteur PaCAR (adapté de (Rossat, 2022))	212
4.38. Maillages PaCAR : (a) Détails géométriques (b) Maillage utilisé pour le calcul thermo-hydrique (c) Maillage utilisé pour le calcul mécanique du béton (d) Maillage mécanique des câbles de précontrainte (Rossat, 2022)	213
4.39. Températures mesurées dans l'enceinte interne et sur la paroi interne en intrados et en extrados	214
4.40. Humidités relatives mesurées dans l'enceinte interne et sur la paroi interne en intrados et en extrados	215
4.41. Pression appliquée en épreuve face intrados	216
4.42. Profils de température calculés en intrados et extrados, et confrontation aux données expérimentales	217
4.43. Evolution des valeurs mesurées et calculées de la saturation au centre du mur	218
4.44. Profils de saturation dans l'épaisseur du mur à plusieurs âges	219
4.45. Déformations mécaniques calculées aux positions monitorées dans Pa- CAR et confrontation aux données expérimentales. Dans la légende des différentes évolutions de déformations, E est défini pour "Extrados", I pour "Intrados", M pour "Milieu", T pour "Tangentielle", V pour "Verti- cale", R pour "Radiale".	221
4.46. Profils de température dans l'épaisseur du mur de la paroi interne dans un scénario accidentel sur VerCoRs (Mimouni, 2021)	222

Table des figures

4.47. Conditions limites thermiques adoptées pour les trois scénarios de situations accidentelles	223
4.48. Conditions limites hydriques adoptées pour les trois scénarios d'AG . .	224
4.49. Profils de saturation dans l'épaisseur du mur interne dans les trois scénarios accidentels	225
4.50. Déformations totales (hors dilatation thermique du béton) du coulage jusqu'à la situation accidentelle pour les trois scénarios	226
4.51. Dilatation thermique du béton dans le scénario 1	226
4.52. Coefficient d'endommagement par décollement dans les directions 1 (non chargée), 2 (chargée à 8 MPa) et 3 (chargée à 12MPa)	227
4.53. Évolution de la précontrainte du coulage jusqu'à la fin de la situation accidentelle pour les trois scénarios (tensions des câbles et perte relative de précontrainte présentées)	228
4.54. Profils de contraintes radiales dans l'épaisseur du mur	229
4.55. Profils de contraintes verticales dans l'épaisseur du mur	230
4.56. Profils de contraintes tangentielles dans l'épaisseur du mur	231

Liste des tableaux

2.1. Synthèse de la variation des propriétés de l'eau avec la température . . .	44
2.2. Définition des termes des équations de conservation de masse	68
2.3. Définition des termes des équations 2.14 et 2.15	70
3.1. Répartition des éprouvettes par type d'essais	99
3.2. Composition du béton VeRCoRs	103
3.3. Valeurs des degrés de saturation par éprouvette et moyennées après la cure endogène de 3 mois	106
3.4. Températures mesurées en essais	107
3.5. Résistances en compression moyennes du béton VeRCoRs et comparai- son avec les valeurs obtenues lors des campagnes antérieures	108
3.6. Résistances en traction par fendage moyennes du béton VeRCoRs et comparaison avec les valeurs obtenues lors des campagnes antérieures	109
3.7. Modules d'élasticité moyens du béton VeRCoRs et comparaison avec les valeurs obtenues lors des études précédentes	110
3.8. Porosité du béton VeRCoRs et comparaison avec les valeurs obtenues lors des études précédentes	112
3.9. Caractéristiques de l'acier de précontrainte	112
3.10. Valeurs théoriques et réelles mesurées	114
4.1. Valeurs mesurées et calculées du CDT du béton à 70°C et 90°C	155
4.2. Synthèse des données expérimentales disponibles sur le séchage du béton VeRCoRs.	179
4.3. Résistance en compression aux différents âges et valeurs des contraintes appliquées lors des essais de fluage	184
4.4. Jeu de données pour le recalage des modèles de comportement THM du béton VeRCoRs	191
4.5. Stratégie de calage du modèle sur les essais à disposition	192
4.6. Valeurs recalées sur les isothermes de désorption pour le calcul de séchage	199
4.7. Valeurs recalées sur les cinétiques de pertes de masse	201
4.8. Paramètres de calage du modèle	205
4.9. Synthèse des étapes marquantes sur la maquette VeRCoRs	211

Liste des tableaux

4.10. Paramètres d'entrée du modèle thermique 217

1. Introduction générale

Sommaire

1.1. Contexte industriel	23
1.2. La maquette VeRCoRs	25
1.3. Programme VeRCoRs	26
1.4. Objectifs de la thèse	28
1.5. Organisation du mémoire	29

1.1. Contexte industriel

L'énergie est un élément crucial pour le fonctionnement de nos sociétés modernes. Elle est nécessaire pour le fonctionnement de tous les secteurs d'activité, du transport à l'industrie en passant par le résidentiel. Si la plupart des activités humaines ne peuvent plus se passer de l'énergie, cela n'est pas sans conséquence sur l'environnement. D'après le sixième rapport du GIEC (Groupe d'Experts Intergouvernemental sur l'Evolution du Climat) (GIEC, 2021, 2022a,b), les activités humaines consommatrices d'énergie seraient la première cause du changement climatique à travers l'émission des gaz à effet de serre. Si les impacts sur le système climatique et les écosystèmes sont en partie irréversibles, il est toutefois possible de limiter certains effets en décarbonant au maximum la production d'énergie. Enfin, l'énergie est un vecteur de souveraineté énergétique. Les chocs pétroliers des années 70 ont mis en lumière la fragilité des économies dépendantes des importations d'énergie. Fort de ce constat, la France, afin d'assurer son indépendance énergétique, décide d'investir fortement dans le secteur nucléaire. La première génération de réacteurs (technologie graphite-gaz) est alors testée avec la construction de neuf réacteurs dès 1963. Pour des raisons technico-économiques, la technologie des réacteurs à eau sous pression (REP) est adoptée à partir de 1968. C'est ainsi que 59 réacteurs répartis sur 19 sites sont construits faisant de la France le pays disposant du parc nucléaire le plus important en proportion de population. Le développement de cet important parc a permis à la France de réduire considérablement ses importations d'énergies fossiles en amenant la part du nucléaire dans la production d'électricité à 75% en 2019. Énergie bas-carbone, le nucléaire permet à la France de respecter ses engagements vis-à-vis du climat et de maintenir des coûts de production d'électricité compétitifs. La conception des centrales a été réalisée sur la base d'une durée d'exploitation de 40 ans. Les premières centrales ayant été mises en service durant la deuxième moitié des années 70, l'hypothèse de conception est bientôt atteinte. L'entreprise publique EDF (Electricité De France), à savoir l'exploitant du parc nucléaire, a manifesté son souhait de prolonger à 60 ans la durée de fonctionnement des réacteurs de son parc nucléaire. Pour cela, elle doit justifier de la fiabilité et de la sûreté des installations auprès de l'Autorité de Sûreté Nucléaire (ASN). Le vieillissement des centrales est ainsi une thématique de recherche majeure de nos jours pour l'ingénierie et la R&D d'EDF. Deux composantes à caractère non-remplaçable sont principalement concernées par ce phénomène :

- la cuve qui contient le cœur du réacteur ;
- l'enceinte de confinement qui abrite la cuve du réacteur.

L'enceinte de confinement des réacteurs nucléaires constitue la troisième et dernière barrière de protection contre la dispersion de produits radioactifs ; les deux premières

1.1. Contexte industriel

barrières étant la gaine du combustible et le circuit primaire (cf. Figure 1.1). Elle se doit ainsi d'assurer une parfaite étanchéité.

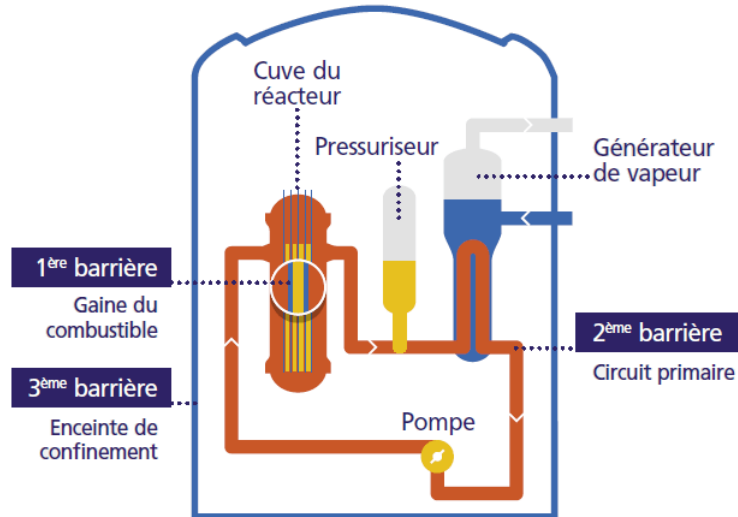


FIGURE 1.1. – Représentation schématique d'une centrale nucléaire <https://www.cli-gravelines.fr/>

Sur le parc de production électro-nucléaire Français, 24 des 56 réacteurs actuellement en exploitation ont une troisième barrière de protection constituée d'un bâtiment réacteur à double paroi. Le confinement est alors assuré par une enceinte de confinement interne étanche en béton précontraint de 1.2 mètre d'épaisseur et par une filtration de l'air grâce à un système de mise en dépression de l'espace entre la première et la seconde enveloppe. L'enceinte interne est dimensionnée pour résister et pour rester suffisamment étanche dans des conditions de sollicitations d'exploitation et accidentelles jusqu'à des pressions de 5.2 bars en absolu. Cette étanchéité est fonction de l'état de fissuration du béton de l'enceinte. La fissuration du béton est la raison de la présence des armatures, elle est donc normale pour du béton armé. Une partie de cette fissuration est développée au coulage des parties massives ou singulières de l'enceinte, principalement en raison du retrait ou de la dilatation empêchée pendant la phase de maturation du béton. Pendant la phase de mise en précontrainte, cette fissuration est refermée. Lors de l'exploitation de l'ouvrage, il faut, par conséquent, veiller à maintenir en permanence un état de précontrainte suffisant, de façon à maintenir ces fissures fermées. Toutefois le béton se contracte avec le temps sous l'effet de la précontrainte (fluage) et du séchage (retrait), ce qui raccourcit d'autant les câbles de précontrainte et donc diminue leur action de compression sur les fissures. Les câbles, en acier haute résistance, sont eux aussi soumis à des déformations évoluant

1.2. La maquette VeRCoRs

dans le temps (relaxation), ce qui contribue également à la perte de précontrainte. La cinétique de perte de précontrainte apparaît donc comme le paramètre majeur contrôlant l'étanchéité de l'enceinte en béton. Dans ce contexte, une dynamique d'approfondissement des connaissances sur ces déformations différées du béton a été mise en place par EDF. Le programme de recherche qui en découle a conduit EDF à réaliser une maquette à l'échelle 1/3 des enceintes de confinement du palier P'4 du parc nucléaire, dénommée VeRCoRs pour Vérification Réaliste du Confinement des Réacteurs.

1.2. La maquette VeRCoRs

EDF a ainsi inauguré cette maquette en béton VeRCoRs le 1er juin 2016, . Sa construction a commencé en août 2013 sur le site de R&D EDF Lab Les Renardières, en Seine-et-Marne. Constituée de 5000 tonnes de béton, elle est équipée de plus de 750 capteurs dont 300 cordes vibrantes pour les mesures ponctuelles de déformation, 200 capteurs PT100 pour enregistrer les variations de température, 20 capteurs TDR destinés à connaître l'humidité dans le béton, 80 jauges de déformation, et environ 2 kilomètres de fibre optique pour mesurer la température, la déformation et la teneur en eau du béton. Les données collectées en temps réel ont pour but d'aider à une meilleure compréhension des mécanismes de vieillissement du béton. Avec une hauteur d'environ 30 mètres et un diamètre d'environ 16 mètres, la maquette VeRCoRs a été construite à l'échelle 1/3 des enceintes des tranches 1300MW et 1450MW du parc, et est, de par sa taille, unique au monde pour un objet de recherche. Cette réduction de taille permet d'accélérer le séchage du béton. En effet le séchage, via le retrait du béton qu'il induit, est un facteur principal des déformations différées ([Charpin et al., 2018, 2022](#); [Haelewyn et al., 2017](#)). Or ce séchage est un mécanisme approximativement linéaire en fonction de la racine carrée du temps ; diminuer l'épaisseur à sécher d'un facteur trois conduit par conséquent à accélérer le retrait de dessiccation d'un facteur 9. La maquette est dès lors censée vieillir 9 fois plus vite que les enceintes du parc. Il est à noter que la précontrainte est réalisée à l'aide des mêmes câbles que dans les enceintes réelles, et les SAS principaux sont présents, comme le Tampon d'Accès Matériel (TAM). VeRCoRs subit les mêmes épreuves qu'une enceinte de confinement du parc, mais à une cadence accélérée du fait de la réduction d'échelle de temps induite par la réduction d'épaisseur de la paroi. Ainsi, VeRCoRs est mise en pression d'épreuve chaque année alors que les épreuves d'enceinte se déroulent tous les dix ans. Lors de ces épreuves, le taux de fuite est mesuré. Au travers de ces épreuves, l'évolution de l'étanchéité du béton dans le temps est suivie et analysée.

En plus de ce travail à l'échelle de la structure, le béton de la maquette VeRCoRs a

1.3. Programme VeRCoRs

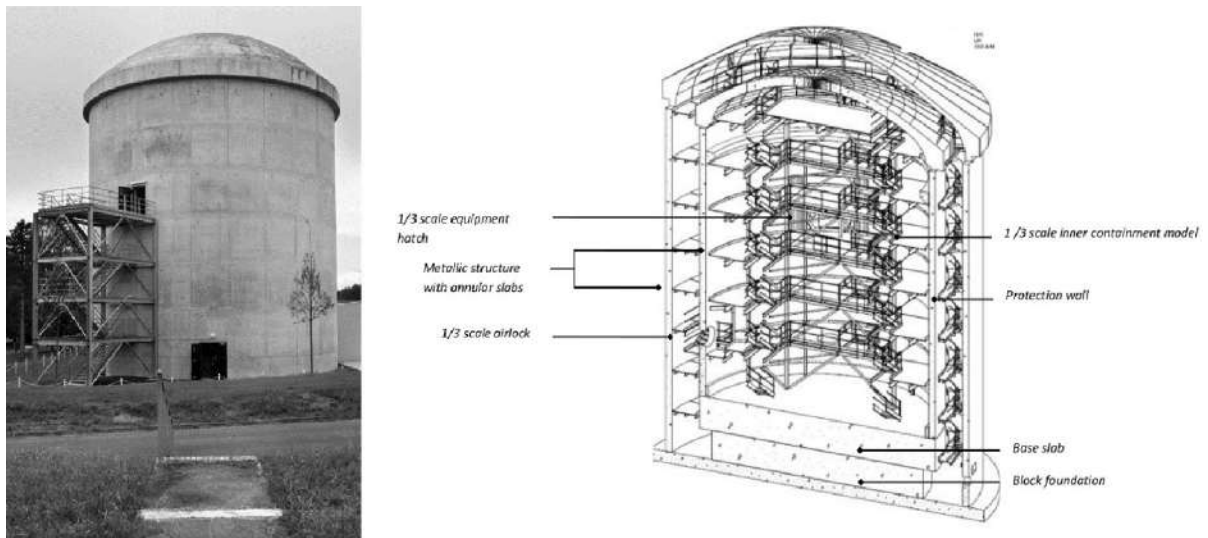


FIGURE 1.2. – Vue d’extérieur et représentation schématique d’une section de la maquette VeRCoRs (Charpin et al., 2022)

été très largement caractérisé à l’échelle matériau au sein d’EDF, mais aussi dans les laboratoires partenaires nationaux et internationaux, et l’exploitation des résultats d’essais a fait l’objet d’un benchmark Européen.

1.3. Programme VeRCoRs

Pour la caractérisation du comportement du béton VeRCoRs en conditions d’exploitation et en conditions accidentelles, plusieurs campagnes expérimentales ont été lancées, et cela, dans le cadre de projets nationaux et européens.

Projet MACENA <https://anr.fr/ProjetIA-11-RSNR-0012> : Le projet ANR PIA MACENA (MAîtrise du Confinement d’un ENceinte en Accident) avait pour but d’étudier le comportement de l’enceinte interne en conditions accidentelles via la caractérisation expérimentale et la modélisation numérique. Ce projet s’est articulé en quatre groupes de travail (GT).

- Le GT 1 étudie le comportement de la structure en conditions opérationnelles pré-accident.
- Le GT 2 s’intéresse au comportement mécanique instantané et différé du béton pendant un accident.
- Le GT 3 étudie les propriétés de transfert du béton au cours d’un accident.

1.3. Programme VeRCoRs

- Le GT4, en s'appuyant sur l'ensemble des autres GT, analyse le comportement de la structure sous un scénario d'accident.

Dans le cadre des groupes de travail 1 et 2, des essais de fluage et de retrait à des températures allant jusqu'à 70°C ont été menés à l'échelle matériau sur éprouvettes cylindriques et à l'échelle semi-structurelle sur des poutres en béton précontraint dans le but de comprendre et modéliser le comportement mécanique du béton VeRCoRs en conditions accidentelles (Vidal et al., 2019). Ces essais seront confrontés à la modélisation proposée dans cette thèse. Les travaux de caractérisation expérimentale sont confrontés ou appuyés par différentes approches de modélisation du comportement mécanique du béton sous plusieurs scénarii de chargement (Asali, 2016; Chhun, 2017; Sellier et al., 2019).

Projet CIWAP : CiWAP (Civil Work Assessment Project) est un vaste projet de Génie Civil de la R&D d'EDF abritant des travaux dédiés à la compréhension et à la modélisation de la fuite des Enceintes à Double Parois (EDP), et ceux menés sur la maquette VeRCoRs. Dans les volets 1 et 2 du projet, l'accent a été placé sur la modélisation du comportement de la maquette en phase de vieillissement et en épreuve. Le volet 3, initié depuis 2019, a pour objectif principal la transposition des travaux effectués aux plus anciennes enceintes du parc, afin de contribuer à leur justification dès les prochaines visites décennales. Un objectif complémentaire est d'aider à la compréhension du comportement en situation accidentelle via la maquette VeRCoRs. Plusieurs campagnes expérimentales de caractérisation du béton VeRCoRs à des températures allant jusqu'à 40°C ont été lancées dans le cadre des deux premiers volets.

- Des essais de caractérisation hydrique : isothermes de désorption et cinétique de pertes de masse à 20°C et 40°C à EDF (Sémété et al., 2017; Adia and Charpin, 2019) et à 70°C au CEA (Poyet, 2020b).
- Des essais de retrait et fluage en condition endogène au jeune âge (Huang, 2018).
- Des essais de perte de masse, de retrait et fluage à 20°C et à plusieurs humidités relatives sur béton mature (Kinda, 2021)
- Des essais de longue durée (2014-2023 et 2017-2023) de perte de masse, de retrait et fluage uniaxial et biaxial non séchant et séchant (50%HR) à 20°C (Charpin et al., 2019, 2021)

La mise en oeuvre des différentes campagnes expérimentales s'est appuyée sur des travaux de modélisation micromécanique (Lavergne, 2015; Huang, 2018) et de modélisation des mécanismes à l'échelle des pores (Adia, 2017). La présente thèse s'inscrit dans le cadre du troisième volet du projet CIWAP.

1.4. Objectifs de la thèse

Projet ACES <https://aces-h2020.eu/> : ACES H2020 (Assesment of safety performance for longterm operation of nuclear Civil Engineering Structures) est un projet européen regroupant une dizaine de partenaires et structuré en sept work packages (WP). L'objectif principal du projet ACES est de contribuer à la compréhension des mécanismes de vieillissement des ouvrages du génie civil nucléaire actuels et ceux de nouvelle génération. Le WP 4, piloté par EDF, étudie les déformations différées du béton des enceintes de confinement en conditions opérationnelles et accidentelles. La présente thèse constitue l'un des livrables du WP 4.

En résumé, des données de caractérisation expérimentale des déformations différées du béton VeRCoRs sont disponibles pour des températures allant jusqu'à 70°C et à 50% d'humidité, principalement lorsque l'essai se fait en condition séchante. Dans un scénario d'Accident Grave (AG), la paroi interne de la maquette VeRCoRs serait en contact avec un mélange air-vapeur d'eau à une température maximale de 150°C. La température, qui est de 35°C et 25°C respectivement en intrados et extrados en condition d'exploitation, pourrait alors atteindre 150°C en intrados et 90°C en extrados en AG. Le phénomène de condensation sur les parois du béton engendre alors également une augmentation de l'humidité relative en intrados. Cette configuration de sollicitation alliant température et humidité élevées n'a pas encore été testée sur le béton VeRCoRs, et en général, les essais de fluage dans ces conditions sont peu nombreux dans la littérature car difficile à réaliser.

1.4. Objectifs de la thèse

L'objectif in fine de cette thèse est de proposer un outil de simulation calibré, et à même de prédire le comportement de la maquette VeRCoRs en conditions d'Accident Grave. Cet objectif global peut se décliner en deux sous-objectifs :

- Le premier est de constituer une base de données expérimentales adaptée à l'identification des paramètres du modèle dans les conditions accidentelles. Cela implique la réalisation d'essais à température et humidité élevées qui viendront combler les données manquantes par rapport à celles fournies à EDF par le CEA et par le projet ANR PIA MACENA. Les essais seront conçus pour être représentatifs de l'historique Thermo-Hydro-Mécanique (THM) du béton des enceintes avant et pendant l'Accident Grave.
- Le second objectif consiste à mettre à profit la totalité de cette base de données expérimentales pour améliorer la modélisation des phénomènes, réaliser la calibration de l'ensemble des paramètres du modèle actualisé, et enfin simuler le comportement du béton VeRCoRs en AG. Les outils numériques utilisés

1.5. Organisation du mémoire

s'appuieront sur l'outil MFront¹ pour l'implémentation des lois de comportement dans Code_Aster². Le modèle sera ainsi disponible pour des calculs par Eléments Finis. Et accessible par le composant d'identification développé dans la plateforme MAP (Latourte et al., 2013). Ce composant logiciel a déjà servi durant le projet CiWAP pour la calibration des modèles antérieurs de séchage et de déformations différées.

1.5. Organisation du mémoire

Ce mémoire est rédigé suivant un plan classique en trois parties.

Le premier chapitre consistera en une revue bibliographique du comportement du béton en environnement Thermo-Hydro-Mécanique variable. La réponse du béton aux sollicitations extérieures étant fonction du comportement de chacune des phases qui le constituent, nous ferons dans un premier temps un état de l'art sur la microstructure du béton en s'intéressant notamment aux effets d'une sollicitation thermique sur son évolution. Ensuite, nous traiterons le comportement macroscopique du béton. Nous aborderons ainsi les déformations instantanées et différées du béton que sont les déformations élastiques, la dilatation thermique, le retrait et le fluage. L'approche privilégiée dans la bibliographie de cette thèse est l'analyse par type de sollicitation isolée (hydrique, thermique, mécanique), puis la description des effets couplés. Enfin, nous dresserons un état des connaissances concernant la modélisation des mécanismes décrits dans les deux points précédents. Il s'agira dans cette partie de faire des analyses en lien avec les objectifs de la thèse et de relever les points forts et limites de chaque approche.

Dans le second chapitre, le programme expérimental sur le béton VeRCoRs mis en oeuvre dans le cadre de cette thèse sera décrit. Pour une meilleure lecture des travaux expérimentaux effectués, les campagnes d'essais seront référencées en fonction de l'âge du béton des éprouvettes avant le début des essais, à savoir 3 mois pour les éprouvettes testées à EDF et 4 ans pour celles testées au LMDC. Ces différences de maturité du béton en début d'essai constituent une source d'informations pour étudier l'impact de l'état initial des échantillons sur le type de déformations et leur amplitude. De plus, deux types d'échantillons seront étudiés : des éprouvettes cylindriques de béton et des poutres en béton précontraint. Les résultats issus de ces campagnes expérimentales feront l'objet d'une analyse qui nous permettra de mettre en évidence les principaux mécanismes à l'origine des déformations mesurées.

1. <https://tfel.sourceforge.net/>

2. <https://code-aster.org/spip.php?rubrique1>

1.5. Organisation du mémoire

Le troisième et dernier chapitre portera sur la modélisation du comportement du béton. Le modèle adopté doit permettre, avec un seul jeu de paramètres, de simuler l'ensemble des données expérimentales de laboratoire acquises jusque là sur le béton VeRCoRs, y compris les données obtenues dans le cadre de cette thèse. En premier lieu, nous reviendrons sur la méthode d'homogénéisation du coefficient de dilatation thermique du béton qui constitue une donnée d'entrée du modèle. Ensuite, nous testerons l'aptitude du modèle à simuler le comportement à l'état durci du béton au jeune âge et à température ambiante. Puis, à l'aide notamment d'un critère d'endommagement microstructural, nous envisagerons la modélisation des couplages Thermo-Hydro-Mécanique (THM). Nous modéliserons ainsi les déformations instantanées et différées du béton dans diverses configurations THM. Finalement, le modèle calibré sera appliqué sur une partie courante (nommée PACAR par EDF) de la maquette VeRCoRs, pour une confrontation aux données de vieillissement disponibles d'une part et, d'autre part, pour une prédiction du comportement en situation accidentelle.

2. Etat de l'art sur le comportement Thermo-Hydro-Mécanique des matériaux à base cimentaire

Sommaire

2.1. Introduction	32
2.2. Le béton, un matériau multiphasique	32
2.2.1. Les granulats	32
2.2.2. La pâte de ciment	36
2.2.3. Interface pâte-granulats	45
2.3. Comportement du béton en conditions THM variable	46
2.3.1. Déformations libres du béton en condition endogène	47
2.3.2. Effets d'une sollicitation purement thermique	48
2.3.3. Effets d'une sollicitation purement hydrique	50
2.3.4. Effets d'un chargement purement mécanique	54
2.3.5. Effets d'une sollicitation couplée thermo-hydrique	57
2.3.6. Effets d'une sollicitation couplée hydro-mécanique	59
2.3.7. Effets d'une sollicitation couplée thermo-mécanique	62
2.4. Modélisation du séchage du béton	66
2.4.1. Modélisation complète du séchage	67
2.4.2. Modèle simplifié de (Chhun, 2017)	71
2.4.3. Modèle simplifié de Richards-Fick avec effets de la température	74
2.4.4. Conclusions	75
2.5. Modélisation du comportement mécanique	75
2.5.1. Modélisation du retrait	76
2.5.2. Modélisation du fluage	78
2.6. Conclusions	85

2.1. Introduction

Le béton est un matériau poreux au comportement relativement complexe. Cette complexité provient en partie de son aspect hétérogène et des modifications dans le temps des propriétés des différentes phases qui le composent. Pour une vérification réaliste du comportement des structures en béton en général, et des enceintes de confinement des réacteurs nucléaires en particulier, il est important de comprendre l'ensemble des phénomènes qui caractérisent le béton aussi bien au jeune âge qu'à long terme et dans des situations dites accidentelles où d'importantes modifications des propriétés pourraient survenir.

Dans ce premier chapitre, un état de l'art concernant le comportement du béton sera exposé. Nous allons tout d'abord rappeler la composition du béton ainsi que certaines propriétés associées à chaque constituant. Nous nous attellerons ensuite à décrire le comportement du béton sous plusieurs configurations de sollicitations Thermo-Hydro-Mécaniques (THM). Enfin, des modèles descriptifs existant dans la littérature seront présentés et discutés.

2.2. Le béton, un matériau multiphasique

Le béton est un mélange de granulats, de ciment, d'eau, et éventuellement d'additions minérales et d'adjuvants dans des proportions bien définies en fonction des performances mécaniques et de durabilité souhaitées. Dans ce premier paragraphe, nous allons rappeler les rôles et propriétés de chaque constituant afin de faciliter la compréhension des différents phénomènes physico-chimiques observées lors des variations THM.

2.2.1. Les granulats

Appelés aussi squelette du béton, les granulats sont des éléments d'origine naturelle ou artificielle occupant en général 60 à 80% du volume total du béton (Xing et al., 2011; Le et al., 2010). Au vu de cette proportion volumique, les granulats jouent un grand rôle dans les propriétés mécaniques du béton. Moins déformables que la pâte de ciment, ils s'opposent à la propagation des microfissures et améliorent ainsi la résistance de la matrice. Les granulats sont généralement classés suivant leurs origines minéralogiques, leurs dimensions, leurs formes géométriques; ces trois paramètres impactant significativement les caractéristiques mécaniques (modules d'élasticité, résistance à la traction, à la compression, énergie de fissuration, vitesse et amplitude des déformations différées,...) du béton.

2.2. Le béton, un matériau multiphasique

2.2.1.1. Origine minéralogique

Les granulats utilisés dans la fabrication des bétons ordinaires et à hautes performances proviennent de carrières de roches, de gisements alluvionnaires, et, dans une moindre mesure, de fabrication artificielle (granulats de laitier, de schiste...). Suivant la nature minéralogique des roches, les granulats peuvent être inertes ou réactifs (Alexander and Mindess, 2005). Ceux à fort taux de silice réactive peuvent par exemple développer des réactions de gonflement de type Alkali-Granulat si certaines conditions sont réunies (Lacombe, 2022). Un choix attentif du type de granulats doit par conséquent être fait en prenant en compte les conditions auxquelles l'ouvrage sera confronté durant toute sa durée de service. D'un point de vue mécanique, (Makani, 2011) montre que la résistance mécanique de la roche dont est issue le granulats varie fortement en fonction de sa minéralogie, passant de 136 MPa pour un granulats de type diabase à 224 MPa pour une roche de type calcaire. Le même constat est fait vis-à-vis du module statique. Il est important de préciser que la résistance en compression des granulats, contrairement au module statique, n'impacte pas directement la résistance en compression du béton en raison de l'existence de zones préférentielles de rupture comme les interfaces pâte/granulats d'une part, et de la moindre résistance au cisaillement de la pâte de ciment hydratée d'autre part. Nous reviendrons dans ce paragraphe sur ces zones sensibles. En revanche, (Wang et al., 2020) montre que la résistance en traction des granulats qui est également fonction de la nature minéralogique de la roche mère, influence la résistance en compression des bétons. Pour des roches granitiques ou calcaires par exemple, la résistance en traction des granulats varie dans un intervalle de 3 à 15 MPa (Baykasoglu et al., 2008; Wu et al., 2001). Sur la figure 2.1, (Wang et al., 2020) constate une quasi-linéarité de la résistance en compression du béton en fonction de la résistance en traction des granulats utilisés d'origine minéralogique différente.

2.2. Le béton, un matériau multiphasique

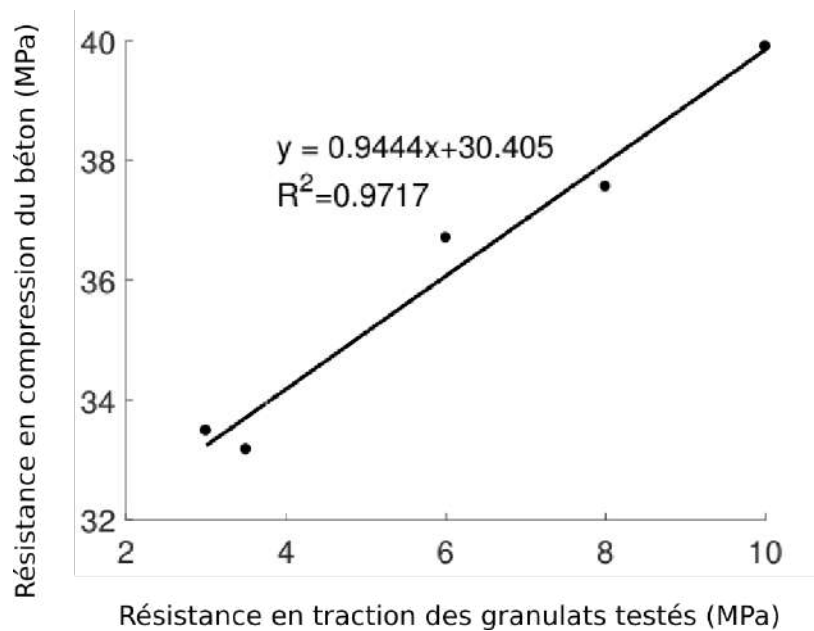


FIGURE 2.1. – Effet de la résistance en traction des granulats sur la résistance en compression du béton d'après (Wang et al., 2020)

2.2.1.2. Dimensions des granulats

Les paramètres pris en compte pour la classification des granulats sont le plus petit diamètre généralement dénommé "d" et le plus grand diamètre "D". La norme NFP18-101 (DUPONT and TOURENQ, 1997) définit, les 5 classes granulaires :

- Les fines pour d et $D \leq 0,08$ mm ;
- Les sables pour $d \geq 0,08$ mm et $D \leq 6,3$ mm ;
- Les gravillons pour $d \geq 2$ mm et $D \leq 31,5$ mm ;
- Les graves pour $d \geq 6,3$ mm et $D \leq 80$ mm ;
- Les cailloux pour $d \geq 20$ mm et $D \leq 80$ mm.

Ces informations dimensionnelles sont obtenues expérimentalement au moyen de l'analyse granulométrique. Pour un béton compact et par conséquent plus résistant, la distribution en taille des granulats doit être telle que le maximum de vides dans le béton soit comblé. Plusieurs chercheurs ont proposé des méthodes d'optimisation pour maximiser la compacité du béton. De manière non exhaustive, on peut citer la méthode apollonienne développée par (Guyon and Troadec, 1994), la méthode d'empilement incompressible (De Larrard, 2000).

2.2. Le béton, un matériau multiphasique

2.2.1.3. Formes des granulats

Il est couramment admis l'existence de deux catégories de granulats en fonction de leur forme : les granulats roulés provenant majoritairement de roches meubles ou de granulats alluvionnaires et les granulats concassés obtenus par abattage et concassage de roches massives. Le premier type est considéré meilleur du point de vue de l'ouvrabilité du béton (Cao et al., 2022), tandis que le second type est considéré comme ayant une meilleure adhérence avec la matrice cimentaire (Muñoz et al., 2010; Cnudde et al., 2009; Tang et al., 2008). Pour caractériser la forme des granulats, (Krumbein, 1941; Al-Rousan et al., 2007) propose de calculer un indice dit de sphéricité noté ψ qui permet de déterminer le degré de rapprochement du granulat de la forme sphérique. Pour une sphère parfaite, cet indice est égal à 1 et décroît pour des formes plus angulaires. Cet indice est calculé avec l'équation 2.1

$$\psi = \sqrt[3]{\frac{d_2 \times d_3}{d_1^2}} \quad (2.1)$$

où d_1 , d_2 et d_3 sont respectivement la plus grande dimension, la dimension moyenne et la plus petite dimension du granulat. Cet indice permet de définir trois sous-catégories pour les granulats concassés et deux sous-catégories pour les granulats roulés 2.2 :

- Les granulats concassés se répartissent en granulats de forme lamellaire (ψ entre 0 et 0,69), long (ψ entre 0,7 et 0,77) et conique (ψ supérieur à 0,78) ;
- Dans la catégorie granulats roulés, on distingue les formes ellipsoïdales (ψ inférieur à 0,69) et sphérique (ψ entre 0,7 et 1)



Lamellaire

Long

Conique

Ellipsoïdal

Sphérique

FIGURE 2.2. – Formes standards des granulats

2.2.1.4. Effet de la température

En tant que phase prédominante dans le béton, le comportement en température des granulats influence fortement celui du béton ; Il est donc primordial d'analyser

2.2. Le béton, un matériau multiphasique

les effets que peuvent avoir une élévation de température sur les granulats. Le paramètre caractérisant ce comportement est le coefficient de dilatation thermique (CTE). Ce coefficient de dilatation thermique est fonction de la nature minéralogique du granulat et varie généralement entre 0,9 et 50 $\mu\text{m.m}^{-1}.\text{C}^{-1}$ (Heuze, 1983). Dans le cas du béton VerCoRs, il a été établi que le coefficient de dilatation thermique des granulats calcaires qui le composent varie entre 3 et 33 $\mu\text{m.m}^{-1}.\text{C}^{-1}$ pour une variation de température entre 20 et 700°C (Bažant and Chern, 1996). Pour les valeurs de température atteintes dans une situation d'AG, le CDT varierait entre 3 et 9 $\mu\text{m.m}^{-1}.\text{C}^{-1}$. Ces valeurs sont importantes car elles conditionnent le contraste de CDT avec la pâte de ciment qui peut engendrer des déformations différentielles à l'origine d'un potentiel endommagement aux interfaces entre les deux matériaux (Manzoni, 2019; Cagnon et al., 2016).

2.2.2. La pâte de ciment

La pâte de ciment est obtenue par mélange de l'eau et du ciment à des proportions définies en fonction de la résistance mécanique voulue. C'est le constituant le plus complexe du béton. L'eau y joue deux rôles majeurs : le premier est de rendre liquide et malléable le béton frais afin de faciliter la mise en œuvre; le second est de contribuer au développement des réactions d'hydratation qui permettent la prise progressive du béton. Ces réactions chimiques entre les phases du ciment Portland et l'eau produisent plusieurs phases solides. La phase prédominante est le silicate de calcium hydraté (environ 70% de la masse de la phase liante d'après (Jennings, 2000, 2008; Zhang et al., 2018) communément appelée C-S-H¹, et qui fait l'objet d'un consensus quant à son important rôle dans l'évolution des déformations différées du béton. Dans ce paragraphe, nous nous intéresserons donc à cette phase de la matrice cimentaire.

2.2.2.1. Structure des C-S-H

Bien que le rôle important des C-S-H dans le comportement différé des bétons fasse l'unanimité dans la communauté des chercheurs, il n'existe pour l'instant pas de consensus quant à la nanostructure des C-S-H. Un état de l'art complet des différents modèles proposés au fil des années a été réalisée par (Papatzani et al., 2015) et comprend pas moins d'une dizaine de modèles plus ou moins proches les uns des autres (Jennings, 2008; Allen et al., 2007; Constantinides and Ulm, 2004; Bonaccorsi et al., 2005; Plassard et al., 2004; Powers and Brownyard, 1946; Bernal et al., 1952; Brunauer et al., 1967; Feldman and Sereda, 1968; Wittmann, 1976). Ces modèles peuvent toute-

1. Calcium silicate hydrate

2.2. Le béton, un matériau multiphasique

fois être classés en trois grands groupes que sont les modèles colloïdaux, les modèles lamellaires et les modèles mixtes.

Modèle de type colloïdal (Powers and Brownyard, 1946) : il s'agit du premier modèle proposé pour caractériser la nanostructure du gel C-S-H. Comme le montre la figure 2.3 (a), la structure des C-S-H est représentée sous la forme de sphères renfermant des phases anhydres. Ce modèle pose les bases de la classification de l'eau dans la pâte de ciment en définissant trois groupes : l'eau capillaire n'ayant pas participé à l'hydratation, l'eau physisorbée à la surface des sphères, et l'eau chimiquement liée. Ce modèle reste toutefois limité, car il ne donne pas d'informations sur la taille des particules sphériques et ne permet pas d'expliquer l'irréversibilité des isothermes de désorption.

Modèle de type lamellaire (Feldman and Sereda, 1968; Feldman and Swenson, 1975; Brunauer et al., 1967; Daimon et al., 1977) : se basant sur les insuffisances du modèle colloïdal, (Feldman and Sereda, 1968) proposent un modèle de C-S-H sous forme de lamelles entremêlées et constituées chacune de 2 à 4 feuillets (Figure 2.3 (b)). Le concept d'eau interfoliaire est alors défini et le postulat de base est que cette eau peut se mouvoir et créer des variations dimensionnelles de la matrice dans le temps. Des glissements à l'échelle des feuillets sont aussi possibles et seraient le moteur principal des déformations mesurées à l'échelle macroscopique, notamment du fluage (Ulm et al., 1999).

Modèle mixte ou modèle de Jennings (Jennings, 2008; Jennings et al., 2007; Thomas and Jennings, 2006; Jennings, 2004; Tennis and Jennings, 2000; Jennings, 2000) : cette représentation du gel, qui est l'une des dernières à avoir été proposée, postule une combinaison des deux premiers modèles. L'unité de base dans ce modèle est une particule granulaire composée de plusieurs feuillets empilés les uns sur les autres (Figure 2.3 (d)). Ces particules pourraient se regrouper pour former des globules d'environ 5,6 nm de diamètre (Figure 2.3 (c)) . Les déformations différées du béton seraient alors grandement impactées non seulement par les mouvements d'eau interfoliaires, mais aussi par la densité d'empilement des globules (consolidation). Des essais de nano-indentation réalisés par (Jones and Grasley, 2011) confirment cette structure nano-particulaire du gel. Il n'y a toutefois pas de consensus à ce jour sur la taille des particules (Papatzani et al., 2015).

2.2. Le béton, un matériau multiphasique

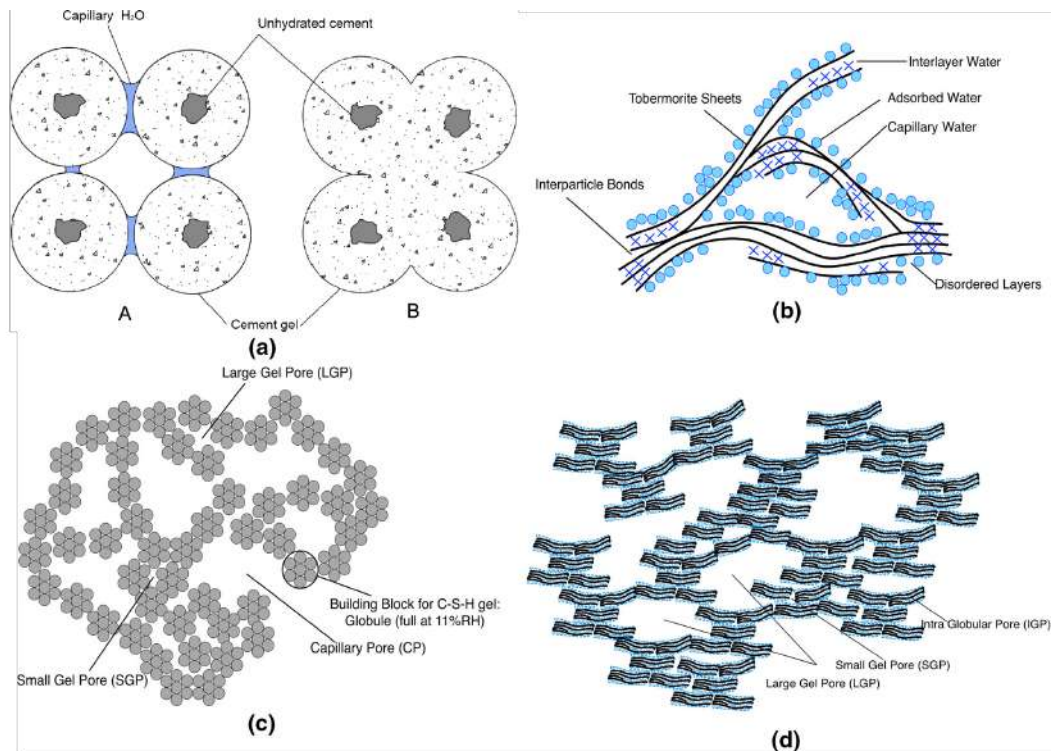


FIGURE 2.3. – Principaux modèles proposés pour la caractérisation de la nanostructure des C-S-H. (a) Modèle colloïdal de Powers et Brownard (b) Modèle de Feldman et Sereda, (c) Modèle CM-I de Jennings, (d) Modèle CM-II de Jennings. Schémas adaptés de (Ye, 2015)

2.2.2.2. L'eau dans la matrice cimentaire

La formation de gel entraîne le durcissement progressif du béton, augmentant ses propriétés mécaniques (module d'élasticité, résistance mécanique). L'eau qui ne participe pas à l'hydratation du ciment et qui reste stockée dans les pores du béton peut, a contrario, s'avérer néfaste pour la durabilité du béton, puisqu'elle est responsable de certains phénomènes tels que le retrait hydrique et le ressuage. De façon générale, l'eau présente dans la pâte de ciment peut être classée en 4 grandes catégories selon (Sierra, 1982) :

- **L'eau chimiquement liée** : elle est consommée au cours des réactions d'hydratation et ne se trouve libérée qu'à haute température (plus de 105°C). Elle est à son tour répartie entre eau hydroxylique chimiquement liée à des atomes Si ou Ca et en eau moléculaire de cristallisation (Sierra, 1974).
- **L'eau adsorbée sur la surface solide** : il s'agit d'eau sous forme de couches

2.2. Le béton, un matériau multiphasique

moléculaires qui se maintient sur la surface solide des pores grâce à l'action des forces intermoléculaires de Van Der Waals et des forces électrostatiques. Plus on s'éloigne de la paroi solide, plus ces forces décroissent. Dans une unité structurale de C-S-H (modèle à 3 feuillets de (Sierra, 1982)), on distingue :

L'eau inter-feuillet fixée entre les feuillets des particules. Vu l'espace entre feuillets, on ne peut loger qu'une à deux molécules de H₂O (Prost, 1987). Ces molécules d'eau ne peuvent être délogées que lors d'un séchage à très basse humidité. Ce phénomène serait par ailleurs irréversible ((Mehta, 1986).

L'eau interlamellaire : il s'agit de l'eau adsorbée sur les lamelles. La dimension des espaces inter-lamellaires étant d'environ 20 Å, cette eau peut être adsorbée sur 6 couches au maximum à raison de 3 Å par couche d'H₂O.

- **L'eau capillaire** : elle est séparée de la phase gazeuse par des ménisques et obéit ainsi aux lois de capillarité en l'occurrence celles de Jurin et de Kelvin-Laplace (Bragard and Lebon, 1994). C'est la phase condensée remplissant le volume poreux au-delà de la couche adsorbée.
- **L'eau libre** : Comme son nom l'indique, elle n'est dans le champ d'influence d'aucune force superficielle. En théorie, c'est de l'eau capillaire en équilibre avec la phase gazeuse par l'intermédiaire d'une interface plane. On ne la retrouve par conséquent que dans les pores les plus gros.

D'après (Feldman and Swenson, 1975) ; seules l'eau libre, l'eau capillaire et l'eau interlamellaire peuvent être soustraites par séchage de type D. Ce procédé de dessiccation consiste à exposer les échantillons à 11 humidités relatives différentes allant de 100 % à 15 % pour une durée totale de 6 mois. Pour accéder à l'eau interfeuillet, il faudra descendre à des humidités inférieures à 11%. L'eau chimiquement liée ne peut pas être évacuée en baissant l'humidité. Ce type d'eau n'est soustrait qu'avec le processus de déshydratation des C-S-H pour des températures supérieures à 105°C (Khoury et al., 2002).

2.2.2.3. La porosité

La porosité des matériaux cimentaires est couramment reliée au rapport Eau/Ciment (E/C) (Scrivener and Kirkpatrick, 2008). Plus ce rapport est élevé, plus le matériau est poreux. Cette porosité joue un rôle dans la durabilité des structures de génie civil dans la mesure où une trop grande porosité pourrait diminuer les performances mécaniques du béton et faciliter la pénétration d'agents agressifs suivant l'environnement dans lequel se situe l'ouvrage. Suivant le classement de (Thommes et al., 2015), les pores de la pâte de ciment peuvent être classés en trois grandes catégories suivant leur taille :

2.2. Le béton, un matériau multiphasique

- Les micropores pour tout pore dont le diamètre est inférieur à 4 nm. Ce sont généralement les pores du gel de C-S-H. La figure 2.4 présente la structure des nanopores du gel de ciment d'après (Daimon et al., 1977). On distingue notamment les pores intra-crystalites équivalents aux espaces inter-feuillets dans le modèle de Feldman et les pores inter-crystalites localisés à l'intérieur de la nanoparticule de gel.
- Les mésopores pour des diamètres compris entre 4 et 100 nm. Ce groupe de porosité inclut certains pores de gels.
- Les macropores, pour des diamètres supérieurs à 100 nm. Il s'agit des espaces créés par l'eau capillaire n'ayant pas participé à l'hydratation du ciment. Ces pores correspondent dans le modèle lamellaire aux espaces entre les lamelles de C-S-H, et dans le modèle colloïdal aux espaces entre les particules du gel.

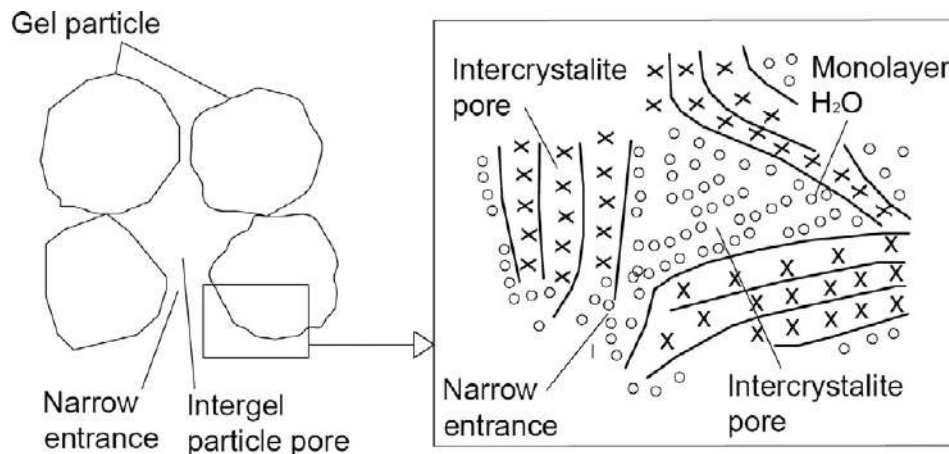


FIGURE 2.4. – Modèle de nanopores de gel C-S-H (Papatzani et al., 2015) adapté de (Daimon et al., 1977)

2.2.2.4. Effet de la température

En fonction de la température atteinte, les différentes composantes de la pâte de ciment peuvent connaître des modifications plus ou moins importantes. Les mécanismes considérés comme majeurs, et qui font consensus dans la littérature, sont la déshydratation des hydrates (ettringites, C-S-H pour des températures inférieures à 150°C), la modification des propriétés de l'eau dans la pâte de ciment et l'augmentation de la porosité capillaire.

Déshydratation des hydrates : pour des températures supérieures à 80°C, la pâte de ciment subit une perte d'eau chimiquement liée aux hydrates. Cette perte d'eau est

2.2. Le béton, un matériau multiphasique

d'abord induite par la dissolution des étringites à partir de 80°C puis par la déshydratation des C-S-H et des autres hydrates à partir de 105°C. En se basant sur les travaux de (Feraille-Fresnet, 2000), (Wang et al., 2019) propose une modélisation de ce mécanisme de déshydratation. Pour chaque hydrate, la cinétique de déshydratation est déterminée à chaque instant en considérant la différence entre l'état de déshydratation final à l'équilibre et le degré de déshydratation au pas de temps (voir équation 2.2).

$$\dot{\xi}^j = H(T - T_0^j) \cdot (\xi_{eq}^j(T) - \xi^j) \frac{1}{\tau^j} \exp\left(-\frac{E_a^j}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0^j}\right)\right) \quad (2.2)$$

où $\xi_{eq}^j(T)$ est le degré de déshydratation final à une température fixée, $H(T - T_0^j)$ la fonction échelon de Heaviside, T_0^j la température à partir de laquelle l'hydrate j commence à se déshydrater, τ^j et E_a^j respectivement le temps caractéristique et l'énergie d'activation associés à l'hydrate j .

La figure 2.5 montre les résultats de simulations en comparaison avec des données expérimentales pour du ciment Portland avec un rapport E/C de 0,5 assez proche de celui du béton VeRCoRs. On constate une bonne reproduction de l'évolution en fonction de la température de la perte de masse globale induite par la déshydratation des 4 hydrates identifiés (Afm², C-S-H, C₃AH₆³, CH⁴). La vitesse de chauffage pour ce test est fixé à 10°C/minute. On constate notamment, par analyse de la donnée expérimentale, une très faible perte de masse d'eau chimiquement liée (environ 3% à 150°C) synonyme d'un faible taux de déshydratation des étringites et C-S-H à cette température. Au delà de 150°C, les mécanismes de déshydratation s'accélèrent, ce qui se caractérise par une forte pente sur la mesure ATG (Analyse Thermo-Gravimétrique). Sur la base de cette observation, on pourrait considérer un faible effet de ce mécanisme dans les conditions en situation accidentelle où la température maximale dans le béton ne devrait pas excéder 150°C. Par ailleurs, la prise en compte de ce phénomène pour les températures au-delà de 150°C pourrait se faire par le biais d'un terme source dans la modélisation de la conservation de la masse.

2. étringite

3. aluminates

4. cristaux de portlandite

2.2. Le béton, un matériau multiphasique

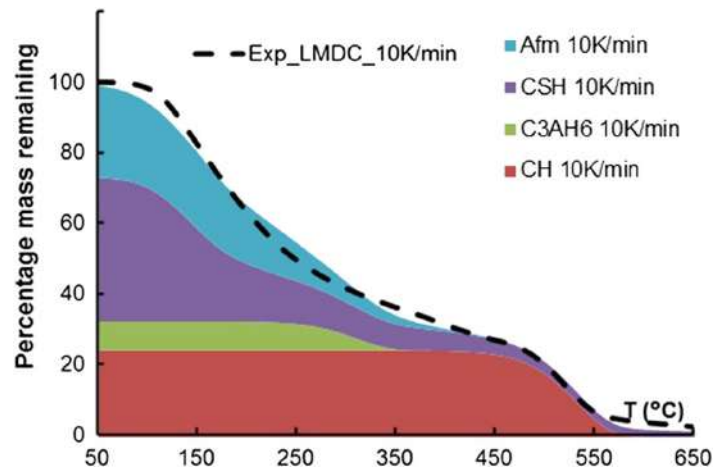


FIGURE 2.5. – Évolution de la perte de masse en fonction de la température due à la déshydratation de la pâte de ciment : Confrontation du modèle aux données expérimentales par (Wang et al., 2019)

Effet de la température sur les phases liquide et gazeuse : la température joue un grand rôle dans les propriétés de rétention d'eau. Ce constat est mis en évidence par le tracé des isothermes de désorption du béton à plusieurs températures. Des expériences ont été menées dans ce sens par plusieurs auteurs (Kallel et al., 2017; Ranaivomanana, 2010; Chen et al., 2012; Poyet, 2009; Sémété et al., 2017; Daian, 1988; Radjy et al., 2003; Hundt and Kantelberg, 1978). Les résultats obtenus par (Poyet, 2009) à 30°C et 80°C pour un béton à hautes performances (Figure 2.6 montrent un changement notable dans l'allure de l'isotherme entre ces deux températures, ainsi qu'une réduction drastique de la teneur en eau à humidité fixée. On constate un net décalage entre isothermes, et cela sur quasiment toute la gamme d'humidité couverte. Plus la température augmente, plus le degré de saturation à l'équilibre est faible à humidité relative fixée. On peut noter qu'à saturation constante, les isothermes se déplacent vers la droite lors d'un chauffage, laissant présager d'une forte baisse de la pression capillaire, ce qui devrait avoir des conséquences sur le retrait en température.

2.2. Le béton, un matériau multiphasique

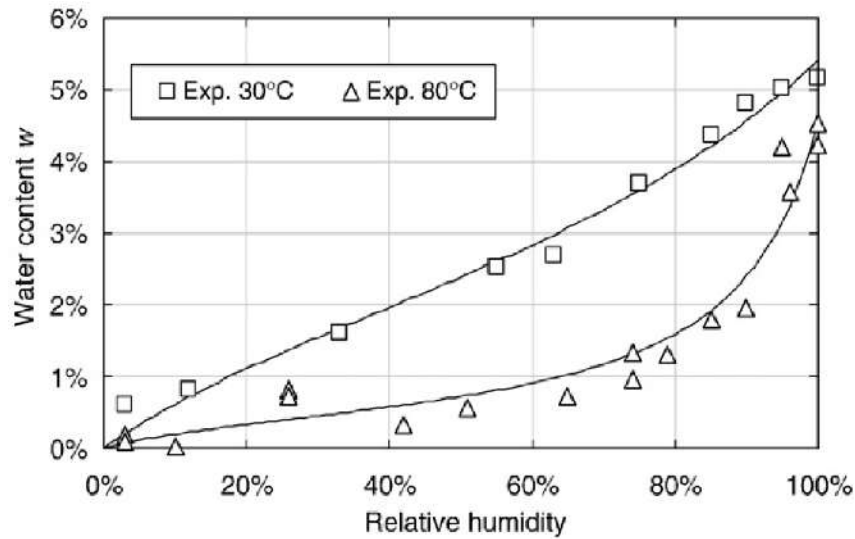


FIGURE 2.6. – Isothermes de désorption à 30°C et 80°C mesurés par (Poyet and Charles, 2009)

En plus de l'effet de la température sur l'isotherme de désorption des bétons, une augmentation de température entraîne une modification importante des propriétés de l'eau et de la vapeur d'eau en mouvement dans le béton. Le tableau 2.1 résume les différentes observations expérimentales concernant les effets de la température sur les principales propriétés des phases liquide et gazeuse, ainsi que les équations de modélisation proposées dans la littérature.

2.2. Le béton, un matériau multiphasique

Propriété	Effet de la température	Équation	Référence
Densité de l'eau (kg/m ³)	Diminution	$314,4 + 685,6 \left[1 - \left(\frac{T-273.15}{374.14} \right)^{\frac{1}{0.55}} \right]^{0.55}$	(Albert et al., 2013; Raznjevic and Podhorsky, 1970)
Viscosité de l'eau (Pa.s)	Diminution	$0.6612 (T - 229)^{-1.562}$	(Thomas and Sansom, 1995; Perrot, 2006)
Densité de la vapeur d'eau (kg/m ³)	Augmentation	/	(Sercombe et al., 2001)
Viscosité de la vapeur d'eau (Pa.s)	Augmentation	$3.85 \times 10^{-8} \cdot T$	(Feraille-Fresnet, 2000; Perrot, 2006)
Pression de vapeur saturante (Pa)	Augmentation	$P_{atm} \exp \left[\frac{40500(T-373)}{373RT} \right]$	(Bary et al., 2012; Albert et al., 2013)

TABLEAU 2.1. – Synthèse de la variation des propriétés de l'eau avec la température

La figure 2.7 montre l'évolution des propriétés de l'eau et de la vapeur d'eau avec la température, notamment la diminution de la viscosité et de la masse volumique de l'eau avec la température. Cela est dû à la très forte dilatation thermique induite par la température. Cette importante variation des propriétés de l'eau pourrait avoir des conséquences importantes dans les pores les plus fins (eau dans les nanopores) et impacter ainsi le comportement mécanique du béton.

2.2. Le béton, un matériau multiphasique

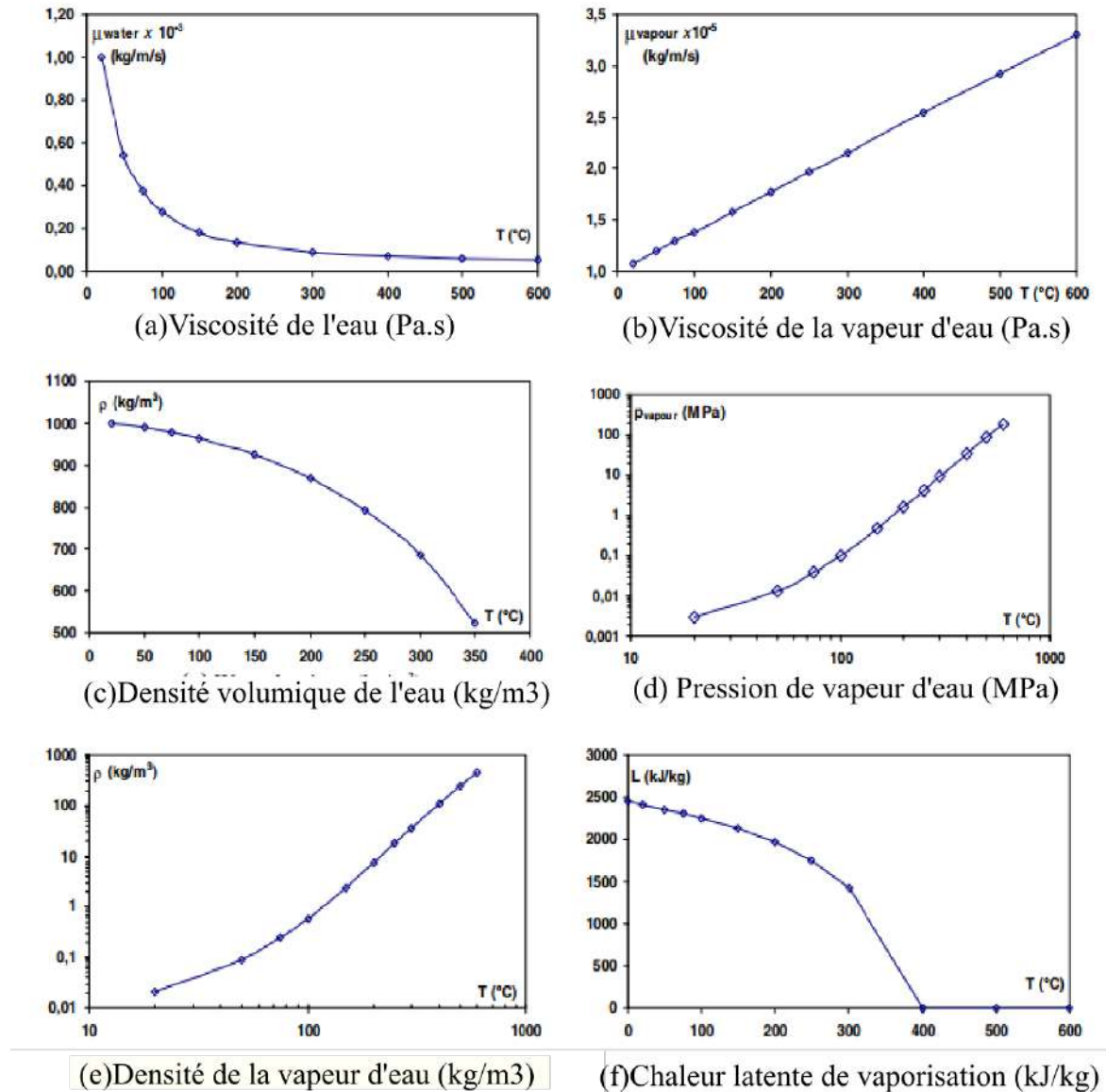


FIGURE 2.7. – Évolutions des propriétés des phases liquide et gazeuse (adapté de [Kanema et al., 2007](#))

2.2.3. Interface pâte-granulats

Lorsque le béton durcit, il apparaît autour des granulats une zone de pâte hydratée particulière se distinguant de celle plus éloignée, appelée « auréole de transition ». L'épaisseur de cette zone est d'environ 50 μm maximum et serait fonction des caractéristiques du granulat ([Baroghel-Bouny, 1994](#)). Cette interface constitue un point faible des bétons soumis à des actions mécaniques ou thermiques. Il s'agit d'une

2.3. Comportement du béton en conditions THM variable

zone où la porosité est supérieure à la porosité globale; cela favorise l'apparition de fissures. Pour des températures élevées, la dilatation différentielle entre granulats et pâte pourrait entraîner un endommagement préférentiel de cette interface (Wang et al., 2020; Cagnon, 2015; Caratini, 2012; Sabeur, 2006; Menou, 2004). La figure 2.8 montre l'évolution de la résistance en compression du béton en fonction du ratio de contact α défini par (Wang et al., 2020) comme le rapport entre le nombre de liaisons de contact entre le mortier et le granulat et le nombre total de contacts interfaciaux possibles. Ainis, pour $\alpha = 1$, on considère qu'il y'a une parfaite liaison entre mortier et granulat et pour $\alpha = 0.5$, la moitié des contacts de liaison mortier-granulats est supprimée. Par simulation via la méthode des éléments discrets, il montre que la résistance en compression du béton varie quasi-linéairement avec ce ratio de contact pour α compris entre 0,5 et 1.

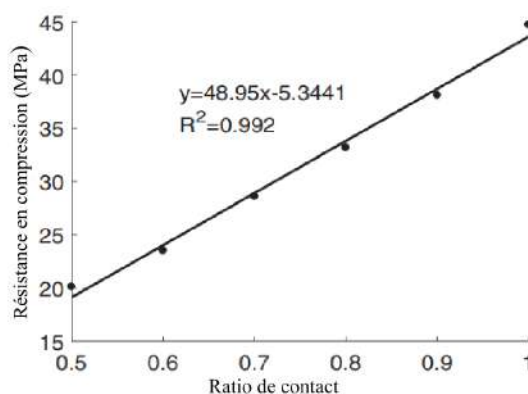


FIGURE 2.8. – Effet du ratio de contact pâte-granulat sur la résistance en compression du béton d'après (Wang et al., 2020)

2.3. Comportement du béton en conditions THM variable

Après avoir dressé une revue bibliographique des connaissances de la nanostructure et de la microstructure du béton, il sera question dans ce paragraphe de faire un point sur celles qui concernent le comportement du béton sous différentes configurations de chargement THM. Pour faciliter la compréhension des différents phénomènes, ce paragraphe est divisé en trois sous-parties :

- Dans la première partie, nous discuterons du comportement du béton en condition endogène c'est-à-dire sans aucun échange d'eau avec l'extérieur

2.3. Comportement du béton en conditions THM variable

- La seconde partie traite de façon découplée, et successivement, des effets de la variation de température, de la variation hydrique ou de celle du chargement mécanique. Les déformations qui en résultent intègrent dans ce cas celles définies en condition endogène.
- Enfin, nous analyserons le comportement du béton sous sollicitations THM couplées.

2.3.1. Déformations libres du béton en condition endogène

En l'absence de sollicitations extérieures, le béton subit une variation dimensionnelle appelée retrait (ou gonflement selon l'origine de la variation dimensionnelle), dans la mesure où elle est généralement une contraction. On distingue en condition endogène 4 types de déformations de retrait que nous allons expliciter dans ce paragraphe.

2.3.1.1. Retrait plastique

Le retrait plastique est une contraction qui se produit dans le béton avant qu'il ne durcisse. Il est causé par la combinaison d'un retrait chimique (lié aux réactions d'hydratation) et d'un retrait de dessiccation (lié à l'évaporation de l'eau à la surface du béton). Ce déséquilibre hydrique entre l'eau évaporée à la surface et celle contenue dans la masse de béton, associé à la sédimentation des grains solides, entraîne une contraction de la pâte de ciment et une microfissuration de surface qui augmentent avec le taux d'évaporation (Criaud et al., 1992). Ce type de retrait peut être réduit en humidifiant le béton lors de sa prise; cela ayant pour effet de limiter la perte d'eau par ressuage. Il ne s'agit donc pas à proprement parler d'une déformation endogène, mais nous la classons tout de même dans cette partie car se produisant quelles que soient les conditions de coulage avec une amplitude plus ou moins élevée.

2.3.1.2. Retrait chimique

La réaction d'hydratation se caractérise par une contraction de l'ordre de de 8 à 12% de son volume initial, appelée contraction de Le Châtelier du nom du chercheur qui l'observa en premier (Le Chatelier, 1900) . Cela est dû au fait que les hydrates formés ont un volume inférieur à la somme des volumes du ciment anhydre et de l'eau. Ainsi, un processus de contraction libre débute dès le début de l'hydratation et ne s'arrête que lorsque les ponts formés entre les hydrates sont suffisamment solides pour empêcher un rapprochement relatif des grains hydratés.

2.3. Comportement du béton en conditions THM variable

2.3.1.3. Retrait thermique

Le retrait thermique est une contraction qui résulte du refroidissement du matériau suite à l'échauffement interne causé par les réactions exothermiques d'hydratation. Il est particulièrement nuisible pour les éléments de structure massifs (Briffaut et al., 2011; Buffo-Lacarrière, 2007) mais a une influence limitée sur les éléments de petites dimensions. L'intensité de ce retrait dépend du degré d'exothermie du ciment utilisé et du coefficient de dilatation du béton, qui peut varier en fonction de la nature des granulats utilisés. Il varie également pendant l'hydratation en fonction de la teneur en eau de la pâte.

2.3.1.4. Retrait endogène ou d'auto-dessiccation

Avec le temps, l'eau présente dans les pores capillaires est consommée par l'hydratation des anhydres du ciment, d'où la dénomination d'auto-dessiccation, sans échange hydrique avec le milieu ambiant. Cette réaction entraîne une réduction de la teneur en eau des pores et la formation d'un ménisque d'eau à l'interface air-liquide. L'équilibre de ce ménisque est atteint par la création de tensions capillaires qui entraînent une contraction macroscopique du matériau. Ces tensions sont régies par la loi de Kelvin-Laplace, qui stipule que la pression capillaire induite est inversement proportionnelle au diamètre des capillaires. Cela signifie que plus les tailles de pores sont petites, plus la déformation de retrait endogène sera importante; d'où le fait que les bétons à hautes performances ont des amplitudes de retrait endogène plus élevées que les bétons ordinaires pour lesquels le diamètre moyen des macropores est plus grand (Acker and Ulm, 2001). Si cette déformation est entravée, des contraintes résultantes peuvent alors engendrer la formation de microfissures et un endommagement du matériau.

2.3.2. Effets d'une sollicitation purement thermique

Dans ce sous-paragraphe, nous allons analyser le comportement d'un béton soumis à une sollicitation purement thermique, c'est-à-dire à teneur en eau interne fixée, et sans chargement mécanique extérieur. Une augmentation de température engendre une réponse instantanée et différée du béton selon (Torelli et al., 2020; Bažant, 1970). Une éprouvette de béton soumise à une sollicitation thermique se dilate instantanément. Il est démontré expérimentalement que, pour une même température imposée, l'amplitude de la dilatation thermique est fonction de la teneur en eau interne du matériau (Kallel et al., 2017; Torelli et al., 2016; Cagnon et al., 2016). En effet, le coefficient de dilatation thermique de l'eau varie avec la température engendrant par suite

2.3. Comportement du béton en conditions THM variable

une variation de celle du béton. (Torelli et al., 2020) propose ainsi une modélisation de la dilatation thermique en fonction de la concentration en eau initiale du béton. Les travaux de (Bažant, 1970; Sellevold and Bjøntegaard, 2006) ont permis de mettre en évidence la possibilité de découpler la dilatation instantanée observée en une composante liée à la dilatation thermique pure et une seconde composante appelée dilatation hygrothermique (Figure 2.9). La dilatation thermique pure est un phénomène gouverné par la dilatation instantanée avec l'augmentation de la température jusqu'à 200°C environ (Diederichs et al., 1989). Au delà, les granulats continuent à se dilater tandis que la pâte de ciment se contracte à cause des phénomènes de précipitation et de déshydratation des structures de C-S-H (Wang et al., 2019) et de la portlandite pour des températures supérieures à 450°C. La dilatation hygrothermique est, quant à elle, un phénomène lié au changement de l'humidité dans les pores du béton suite à une sollicitation thermique. Sa composante instantanée proviendrait d'après (Bažant, 1970) d'un mécanisme de restauration de l'équilibre statique entre les contraintes dans la matrice solide et la résultante des contraintes des phases liquide et gazeuse. Une amplitude maximale de la déformation hygrothermique instantanée est mesurée pour une humidité interne dans le béton de l'ordre de 70% ((Meyers, 1951) cité dans (Bažant, 1970)). Suite à une sollicitation thermique, la déformation différée résultante du béton en condition endogène peut être répartie en trois composantes suivant les mécanismes en jeu : une contraction différée liée à la relaxation de la dilatation thermique pure, un retrait d'origine thermique et un gonflement continu lié à la dilatation hygrothermique (Figure 2.9). La relaxation de la dilatation thermique pure et le retrait thermique seraient dus à la dilatation empêchée de l'eau située entre les feuillettes de C-S-H. Des molécules d'eau vont alors être expulsées des espaces inter-feuillettes, et ces espaces vont se contracter progressivement jusqu'à la restauration de l'équilibre thermodynamique. La dilatation hygrothermique différée proviendrait d'après (Helmuth, 1961) et (Bažant, 1970) d'une perturbation de l'équilibre thermodynamique engendrée par le changement de l'humidité interne dans le matériau consécutif à une augmentation de la température. La déformation différée résultante de ces trois composantes est une contraction pour un béton saturé. Pour un béton non saturé et à teneur en eau constante, la déformation différée résultante pourrait être une contraction ou une dilatation suivant l'amplitude de chacune des composantes. En milieu séchant, le retrait hydrique vient se superposer aux trois composantes. Une augmentation de la température induit d'une part une thermo-activation des mécanismes de séchage et accélère ainsi toutes les cinétiques de retrait associées, mais modifie aussi les tensions superficielles. Les essais menés par (Cagnon et al., 2016) et (Ladaoui et al., 2013) sur des bétons à haute performance à 40°C et 50% d'humidité relative montrent que la cinétique de retrait est accélérée avec la vitesse de séchage.

2.3. Comportement du béton en conditions THM variable

La température est ainsi couramment perçue comme un paramètre influençant les déformations de retrait du béton.

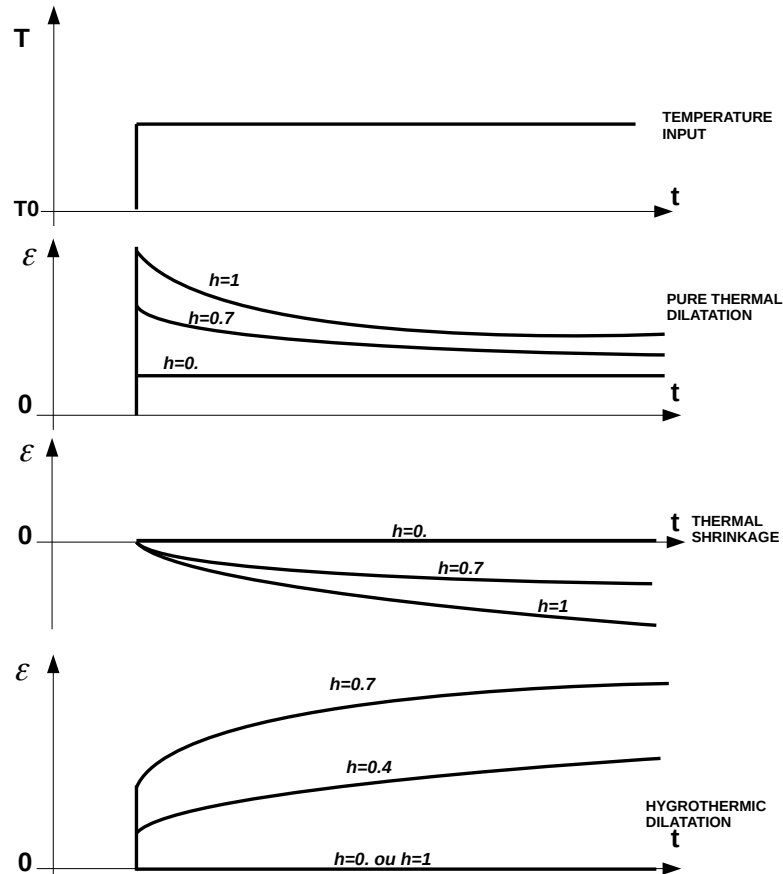


FIGURE 2.9. – Représentation des trois composantes de la déformation libre du béton soumis à une sollicitation thermique pour différentes humidités internes h (Bažant, 1970)

2.3.3. Effets d'une sollicitation purement hydrique

Dans ce paragraphe, nous allons analyser la réponse hydrique (séchage) et mécanique (retrait de dessiccation) du béton soumis à une sollicitation hydrique.

2.3.3.1. Séchage

Le processus de séchage est engendré par un déséquilibre hygrométrique entre le béton et le milieu extérieur. Le béton ayant après sa prise une humidité interne très

2.3. Comportement du béton en conditions THM variable

proche de 100%, un équilibre hygrométrique doit se réaliser avec le milieu extérieur dont l'humidité se situe généralement aux environs de 50% pour une grande majorité des structures en béton. Ce mécanisme gouverne plusieurs phénomènes tels que le retrait et le fluage dans le béton. Sa bonne compréhension est ainsi impérative pour l'étude de la durabilité des structures en béton. La modélisation du séchage fait intervenir principalement plusieurs mécanismes de transport des phases gazeuse et liquide de l'eau comme l'illustre la Figure 2.10 :

- La perméation de l'eau liquide.
- La perméation du mélange gazeux (air sec + vapeur)
- L'effet Klinkenberg.
- La diffusion de la vapeur d'eau dans le mélange gazeux.
- Évaporation de l'eau liquide dans le mélange gazeux et à l'extérieur du béton.

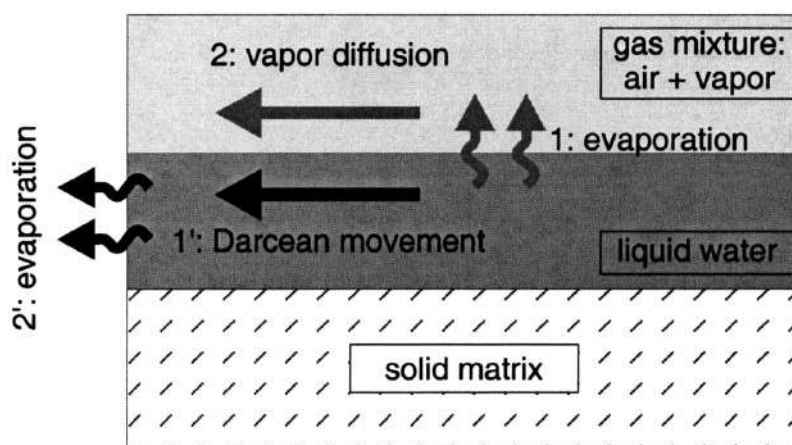


FIGURE 2.10. – Représentation schématique des principaux mécanismes de transport de l'eau dans un milieu poreux (Mainguy et al., 2001)

Perméation de l'eau liquide : Pendant le séchage, la phase liquide de l'eau est évacuée sous l'effet de la différence de pression capillaire entre deux points de la porosité ouverte du matériau. Le mouvement d'un fluide est régi par une loi de Darcy dont les paramètres sont dépendant de la perméabilité intrinsèque, de la perméabilité relative et de la viscosité du fluide. (Thiery et al., 2007) montrent par ailleurs qu'il est nécessaire de distinguer une perméabilité dite « intrinsèque au liquide » de celle dite « intrinsèque au gaz » afin de mieux considérer la différence entre les modes d'écoulement de l'eau en phase liquide et celui du mélange gazeux. Dans des milieux très peu perméables comme le béton, il est en effet démontré qu'il existe

2.3. Comportement du béton en conditions THM variable

plusieurs ordres de grandeur entre la perméabilité intrinsèque liquide et gazeuse; La perméabilité intrinsèque associée au gaz étant nettement supérieure (Collins et al., 1986). L'eau liquide se retrouve dans les matériaux cimentaires sous la forme d'eau capillaire ou adsorbée dans les pores, et d'eau chimiquement liée au squelette solide et accessible uniquement à haute température (à partir de 105°C). Pour notre étude, les mouvements d'eau concerneront donc essentiellement l'eau capillaire et absorbée. Cette phase liquide, en arrivant à la limite du béton avec l'extérieur s'évapore.

Perméation du mélange gazeux (vapeur + air sec) : Le mélange gazeux est transporté vers l'extérieur sous l'effet des gradients de la pression du gaz (somme de la pression de vapeur et de la pression d'air sec). C'est la composante Darcéenne du transport du gaz. Elle s'effectue principalement par une convection induite par un gradient de pression. Son évaluation nécessite la connaissance de la loi régissant la perméabilité relative du gaz et de façon analogue à la perméation de l'eau liquide, la perméabilité "intrinsèque" au gaz du milieu poreux.

Diffusion de la vapeur d'eau : Dans le mélange gazeux, la vapeur d'eau est en mouvement sous l'effet des gradients de concentration de la vapeur d'eau dans celui-ci. Parallèlement, l'évaporation de la phase liquide dans la matrice solide conduit à la formation de la vapeur d'eau qui diffuse dans le milieu poreux. Cette diffusion est régie par la loi de Fick.

L'effet Klinkenberg (Klinkenberg, 1941) : Afin de distinguer les différents modes d'écoulement de la phase gazeuse, il est recommandé d'intégrer l'effet Klinkenberg dans les modèles de transfert. Cet effet traduit la capacité des molécules de gaz à s'écouler par glissement sur les parois du milieu poreux. Il est fonction de la micro-structure notamment de la tortuosité du milieu poreux et de l'état hydrique du béton, et est représenté dans la modélisation par un coefficient dit "de Klinkenberg". Les travaux de (Villain et al., 2001) ont montré que ce coefficient est d'autant plus élevé que la résistance du béton est importante.

2.3.3.2. Retrait de dessiccation

Le retrait de dessiccation est une conséquence directe du séchage. Comme nous l'avons explicité dans le paragraphe sur le retrait endogène, la consommation de l'eau au cours du processus d'hydratation engendre des tensions capillaires qui font se contracter le béton. Ces tensions capillaires sont exacerbées en cas de séchage du béton lorsque celui-ci est exposé à un environnement qui lui est plus sec. Il en résulte alors une déformation totale plus importante qui comprend à la fois le retrait

2.3. Comportement du béton en conditions THM variable

endogène et un excédent de déformation couramment appelé retrait de dessiccation. Ce dernier est fortement lié à la porosité du béton constitutif de l'élément de structure, ainsi qu'à la géométrie, l'aire, et le périmètre en contact avec le milieu ambiant de la section de celui-ci. En effet, comme explicité précédemment, la vitesse de retrait de dessiccation dépend de la propagation du front de séchage à travers l'épaisseur du matériau (Figure 2.11). Cette répartition de la teneur en eau entraîne des déformations différentielles dans l'épaisseur, avec un important retrait de séchage en surface qui est gêné par le retrait principalement endogène en début de séchage plus faible qui se produit en profondeur. Cela engendre un système d'auto-contraintes interne avec une tension à la surface et une compression au cœur de l'élément. Si des mesures adéquates ne sont pas prises par rapport au gradient de séchage, il peut alors se produire une fissuration de peau du béton lorsque les contraintes de traction en surface excède la résistance en traction du béton. De plus, étant donné la nature hétérogène du béton, seule la pâte de ciment présente un retrait tandis que les granulats beaucoup plus rigides en général ne se déforment pas sous séchage. Cela engendre, un retrait gêné de la pâte aux interfaces pâte-granulats, conduisant comme dans le cas précédent à un système d'auto-contraintes interne de tension aux interfaces pâtes granulats et de compression dans la matrice loin des granulats. De même si la différence de déformation entre la pâte de ciment et les granulats est trop importante, et que la contrainte de traction à l'interface excède celle de cette zone, une microfissuration à l'interface pâte-granulat peut se produire et impacter la résultante de la déformation de retrait du béton (Cagnon, 2015). En plus de ces mécanismes, (Bažant et al., 1997a) explique le retrait de dessiccation par la diminution de la pression de disjonction induite par le séchage. Selon cette hypothèse, les modifications de teneur en eau capillaire vont engendrer une réduction de la couche d'eau adsorbée dans les zones d'adsorption empêchée, et étant donné que celle-ci conditionne l'intensité de la force répulsive entre feuillets, cette dernière va être réduite et va engendrer une contraction contribuant au retrait de dessiccation. Cette hypothèse est également postulée par (Manzoni, 2019) qui modélise une partie du retrait de dessiccation comme une déformation transitoire qui apparaît du fait de la différence de pression entre les capillaires et les nanopores; cette différence de pression va entraîner une migration de l'eau des nanopores sursaturés vers les macropores qui fragilise les liaisons entre les feuillets de C-S-H. Cette fragilisation facilite le glissement des feuillets de C-S-H, ce qui provoque une baisse de viscosité du matériau, accélérant la vitesse de déformation sous la charge capillaire. Cette accélération ne s'estompe que lorsque l'équilibre hydrique est rétabli entre les deux échelles de pores.

2.3. Comportement du béton en conditions THM variable

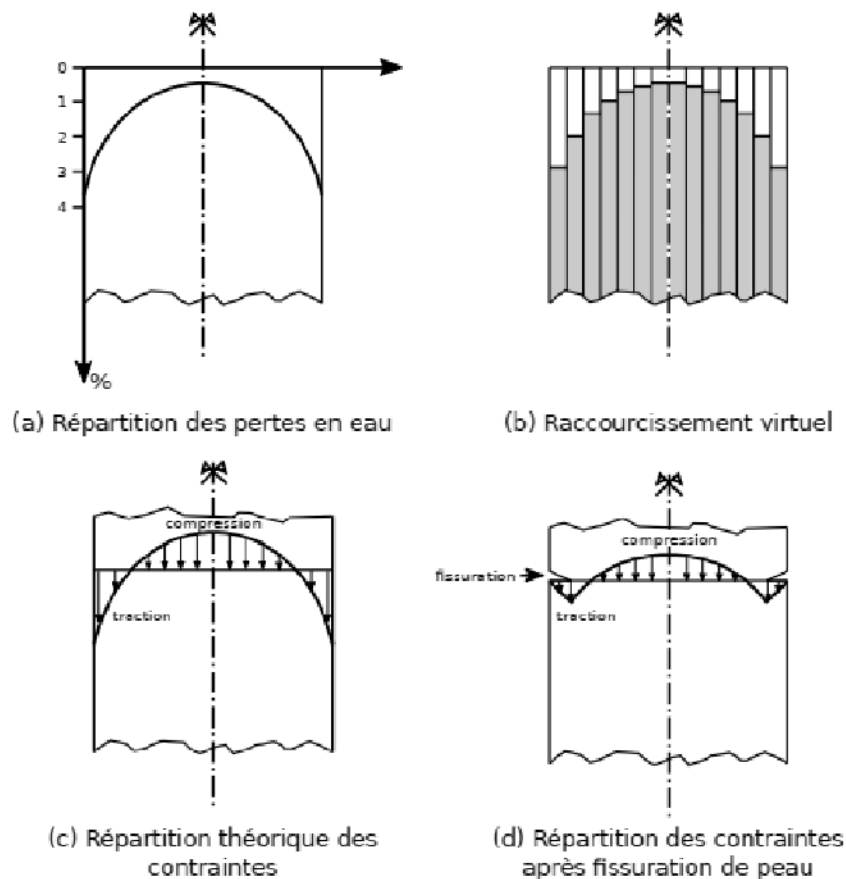


FIGURE 2.11. – Front de séchage et système d'auto-contraintes induit par le retrait de dessiccation (Pons, 1998)

2.3.4. Effets d'un chargement purement mécanique

Dans ce paragraphe, nous considérons le cas d'un béton qui est uniquement soumis à un chargement mécanique maintenu dans le temps en condition endogène. La déformation totale mesurée se décompose alors en retrait endogène, déformation élastique instantanée et déformation de fluage propre (figure 2.12). Cette dernière déformation, bien que faisant l'objet d'intenses recherches depuis la deuxième moitié du XXème siècle (Glucklich and Ishai, 1962; Ruetz, 1968; Bažant and Moschovidis, 1973; Philajavaara, 1974) ne fait toujours pas l'objet d'un consensus quant aux mécanismes à son origine, d'où une poursuite actuelle des recherches sur le sujet. (Torrenti and Le Roy, 2018; Giorla and Dunant, 2018).

2.3. Comportement du béton en conditions THM variable

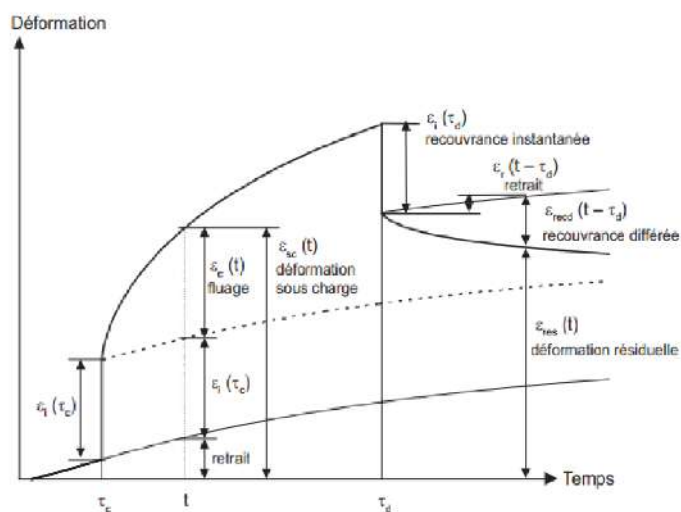


FIGURE 2.12. – Décomposition de la déformation totale de fluage (Baron et al., 1992)

En dépit de la divergence d'hypothèses sur les mécanismes à l'origine du fluage, les chercheurs s'accordent tout de même sur le rôle important de l'eau dans les mécanismes à son origine et sur l'existence de deux modes de fluage en fonction de la cinétique observée : un à court terme caractérisé par une forte cinétique et un à long terme avec une cinétique très faible. Plusieurs hypothèses sont apportées pour expliquer ce phénomène.

- D'après (Ruetz, 1968; Ulm et al., 1999), le fluage à court terme serait dû à un phénomène de diffusion d'eau sous l'action d'efforts externes. Sous l'effet de la contrainte appliquée, il se créerait un déséquilibre thermodynamique local entre les molécules d'eau adsorbées librement autour des hydrates et celles contenues dans les pores capillaires. Pour rétablir l'équilibre, les molécules d'eau se diffuseraient des couches d'eau adsorbées vers les pores capillaires par diffusion surfacique ; ce qui va entraîner une déformation du squelette solide représentant le fluage observé. (Bažant et al., 1997a) quant à lui explique le mécanisme de fluage à court terme par la théorie de la solidification. Lorsqu'une contrainte est appliquée, elle est reprise par les hydrates qui se forment autour de ceux déjà formés. La transmission progressive de contrainte vers ces nouveaux produits d'hydratation va engendrer une déformation de ceux-ci, qui correspondrait au fluage du matériau.
- Après plusieurs années de chargement, le ralentissement dans la cinétique de fluage serait dû, d'après (Bažant et al., 1997a), à un des mécanismes de polymérisation et de relaxation de microprécontraintes à l'échelle de la nanostructure.

2.3. Comportement du béton en conditions THM variable

En d'autres termes, ce ralentissement de cinétique consisterait en des ruptures des liaisons des feuillettes de C-S-H induites par les pressions de disjonction qui permettent le transfert de micro-précontraintes entre les surfaces solides. De nouvelles liaisons se formeraient au voisinage de celles d'origine par glissements des feuillettes de C-S-H dans des zones de tension moindres. Au fil du temps, les nouvelles liaisons se relaxent et provoquent la rupture des liaisons voisines. Le nombre de ces ruptures s'amenuisant dans le temps, ce phénomène décroît progressivement. A la place du facteur temps, (Sellier et al., 2016) postule une théorie basée sur une consolidation progressive du béton en fonction de l'histoire de déformations de fluage préalables. Comme illustré sur la figure 2.13, la contrainte appliquée sur le béton entraîne une distribution de contraintes entre les phases visqueuses (C-S-H) et les phases rigides que sont les granulats et les hydrates bien cristallisés. Au fur et à mesure du développement de la déformation, les phases visqueuses se déchargeraient progressivement par transmission de leurs contraintes aux phases élastiques non visqueuses. Les phases visqueuses étant à l'origine du fluage, ce mécanisme de redistribution des contraintes entraînerait le ralentissement de la cinétique de fluage.

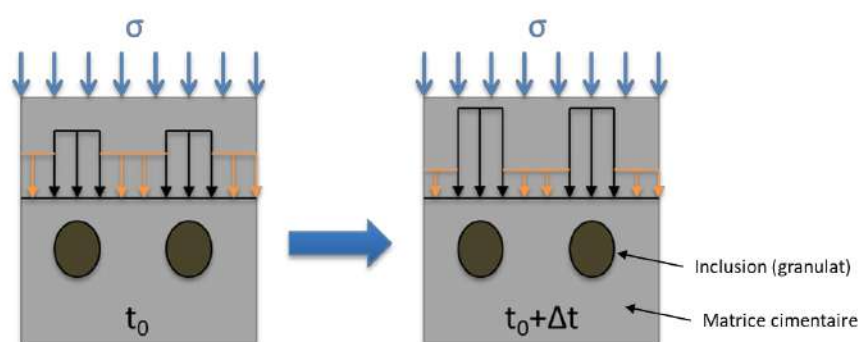


FIGURE 2.13. – Schéma réalisé par (Manzoni, 2019) pour illustrer le mécanisme de consolidation proposé par (Sellier et al., 2016)

Le type de relation entre le fluage propre et l'intensité de la contrainte de compression dépend de cette dernière d'après (Acker and Barral, 1983). Il fixe expérimentalement la valeur limite de la linéarité du fluage avec le taux de chargement à environ 45% de la résistance en compression du béton. D'après (Loo, 1995), une microfissuration est initiée pour un chargement de compression à partir de 15% de la résistance en compression du béton. Ce micro-endommagement serait néanmoins négligeable en deçà de 50% puis s'accélérerait considérablement au delà.

2.3. Comportement du béton en conditions THM variable

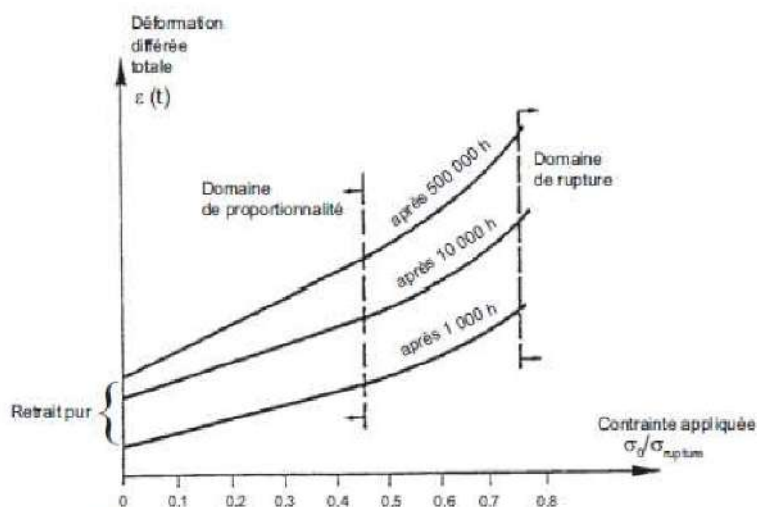


FIGURE 2.14. – Fluage propre final mesuré en fonction de l'intensité de la contrainte de compression appliquée d'après (Acker and Barral, 1983)

2.3.5. Effets d'une sollicitation couplée thermo-hydrrique

2.3.5.1. Sur les propriétés physiques du béton

La température joue un grand rôle dans les propriétés de rétention d'eau du béton. Une augmentation de la température entraîne une réduction de la quantité d'eau présente dans la porosité accessible à l'équilibre avec le milieu ambiant à une humidité relative fixée. La figure 2.15 montre une synthèse des isothermes de désorption mesurées jusqu'à 80°C sur béton, ainsi que des prédictions par modèle ((Van Genuchten, 1980)) jusqu'à 200°C. Pour des températures supérieures à 100°C, les courbes d'isothermes s'apparentent à deux portions de droites : pour des humidités relatives très hautes (>80%), on observe une augmentation très brusque de la saturation, et pour des humidités inférieures à 80%, le matériau est quasi-vide d'eau avec des degrés de saturation inférieurs à 10%.

2.3. Comportement du béton en conditions THM variable

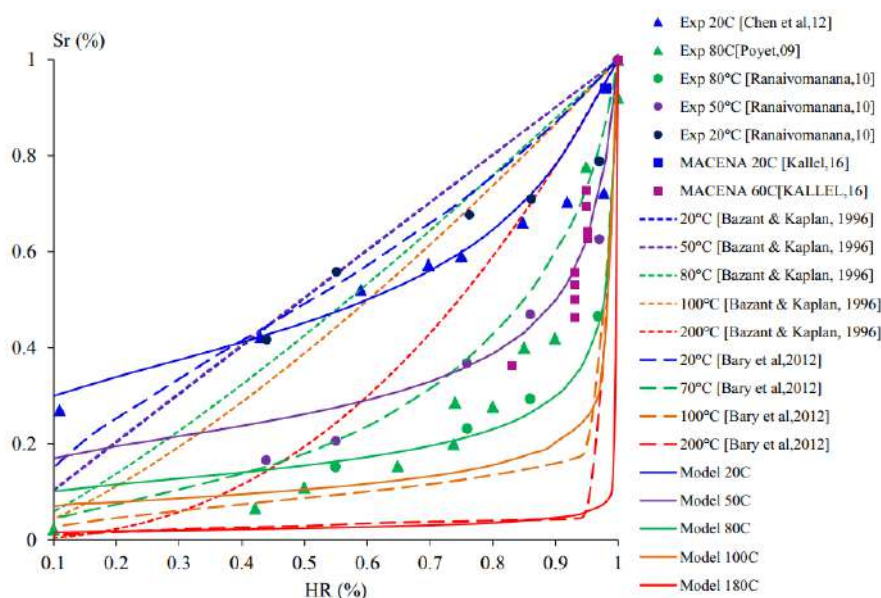


FIGURE 2.15. – Isothermes de désorption du béton à différentes températures (synthèse réalisée par (Chhun, 2017))

Dans le sens inverse, la teneur en eau est déterminante pour la conductivité thermique et le coefficient de dilatation thermique du béton. En effet, la conductivité thermique de l'eau (0.599 W/m.K) est jusqu'à vingt fois supérieure à celle de l'air (0,024 W/m.K). Ainsi, la conductivité thermique des matériaux cimentaires augmente avec leur teneur en eau, et ce, proportionnellement à leur porosité (Mohaine, 2018). Le passage d'un état sec à un état saturé peut conduire à une majoration de 50% de la conductivité thermique. Les mesures de conductivité thermique des bétons partiellement ou totalement saturés peuvent parfois se révéler délicates du fait des éventuels transferts d'eau dans les échantillons. Toutefois, une étude de la dépendance de la conductivité thermique à la saturation a pu être effectuée sur le béton VerCoRs dans le cadre de la thèse de (Kallel, 2016). D'après la figure 2.16, les essais réalisés sur le béton VerCoRs montrent une augmentation de la conductivité thermique proportionnellement au degré de saturation, et cela, aussi bien à 30°C qu'à 90°C. La conductivité de l'eau étant plus élevée que celle de l'air, une augmentation du degré de saturation et donc de la quantité d'eau dans les pores du béton conduit, logiquement, à une augmentation de la conductivité thermique du béton.

2.3. Comportement du béton en conditions THM variable

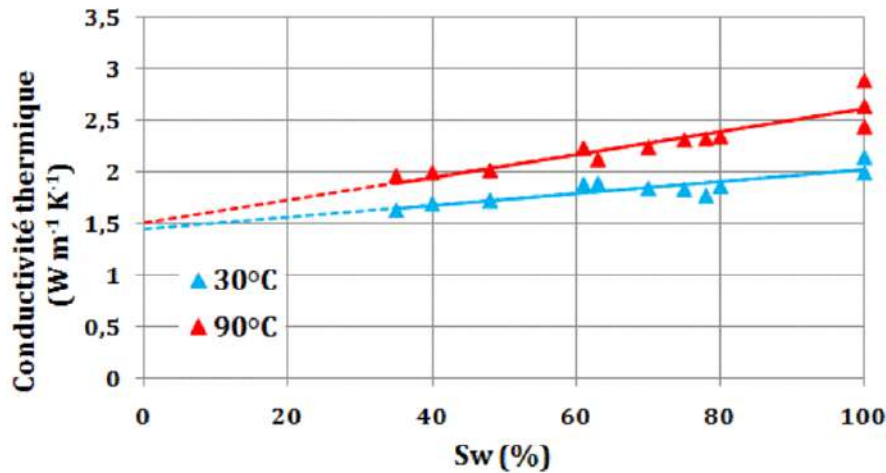


FIGURE 2.16. – Variation de la conductivité thermique en fonction du degré de saturation S_w [%] d'éprouvettes de béton VerCoRs à 30°C et 90°C (Kallel, 2016)

2.3.5.2. Déformations induites

Rappelons qu'en l'absence de sollicitation extérieure, le béton subit un retrait endogène et que des chargements thermique et hydrique séparés induisent respectivement de la dilatation et du retrait de dessiccation. La sollicitation couplée thermo-hydrrique va alors engendrer une déformation totale incluant toutes les déformations pré-citées avec une amplitude différente de la somme des deux considérés individuellement du fait du couplage. Ainsi, la modification de la teneur en eau engendrée par le séchage est susceptible de modifier le coefficient de dilatation thermique du béton conduisant à une dilatation plus faible par rapport au cas individuel. Par ailleurs, une augmentation de température modifie la tension capillaire du fait de la modification des capacités de rétention d'eau du béton. Il en résulte une accélération de la cinétique de retrait et une déformation finale modifiée par rapport à la configuration isolée. Il est important de préciser que toutes ces déformations sont assez difficiles à décorréliser car elles se produisent simultanément. Une approche couplée de modélisation à l'instar de l'approche poromécanique de (Sellier et al., 2016) serait plus adaptée dans ce genre de configuration.

2.3.6. Effets d'une sollicitation couplée hydro-mécanique

Lorsqu'un échantillon de béton est soumis simultanément à une contrainte mécanique et un séchage, la déformation différée est conventionnellement décomposée

2.3. Comportement du béton en conditions THM variable

en retrait de dessiccation (cumul du retrait endogène et du retrait de dessiccation), en fluage propre et en une part complémentaire appelée fluage de dessiccation (voir figure 2.17). Communément appelé effet Pickett, ce dernier phénomène est mis en évidence en comparant le fluage à deux états hydriques : un fluage à teneur en eau équilibré et fixe (fluage propre) et un fluage en condition de séchage. Le fluage propre mesuré pour un échantillon pré-séché est en effet plus faible que celui mesuré pour un échantillon saturé. A contrario, un échantillon chargé qui sèche présente davantage de déformation différée que l'addition du fluage propre de l'échantillon saturé et du retrait de l'échantillon non chargé mesurés séparément. C'est cette déformation additionnelle qui est désignée par le terme de "fluage de dessiccation". Celui-ci est couramment décomposé en fluage de dessiccation intrinsèque et fluage de dessiccation structural.

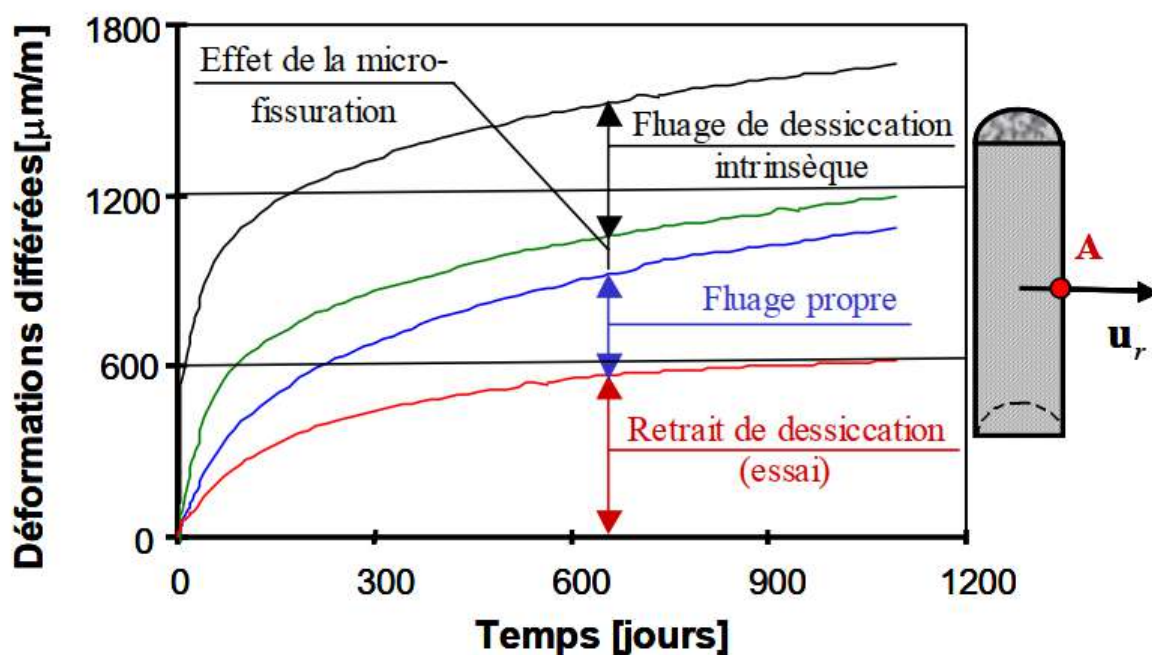


FIGURE 2.17. – Mise en évidence du fluage de dessiccation (Benboudjema et al., 2005) cité par (Makani, 2011)

2.3.6.1. Fluage de dessiccation structural

Le fluage de dessiccation structural s'explique par la réduction de la microfissuration engendrée par les contraintes de traction développées par l'hétérogénéité du séchage dans le volume de l'élément de béton (voir figure 2.18). Du fait de la relaxation provoquée par cette microfissuration qui affecte également la transmission des dépressions

2.3. Comportement du béton en conditions THM variable

capillaires à l'origine du retrait, le retrait mesuré pour un échantillon non chargé est plus faible que celui d'un échantillon soumis à un chargement. En effet, ce dernier réduit les contraintes de traction et prévient ainsi la formation des microfissures de peau, ou les referme si elles ont été initiées. Ce mécanisme, de par sa définition, est d'autant plus important que la structure est épaisse et pourrait être négligeable sur de petits échantillons. On observe toutefois un fluage de dessiccation assez conséquent sur les éprouvettes de laboratoire, ce qui a poussé les chercheurs à soutenir l'existence d'un fluage de dessiccation intrinsèque.

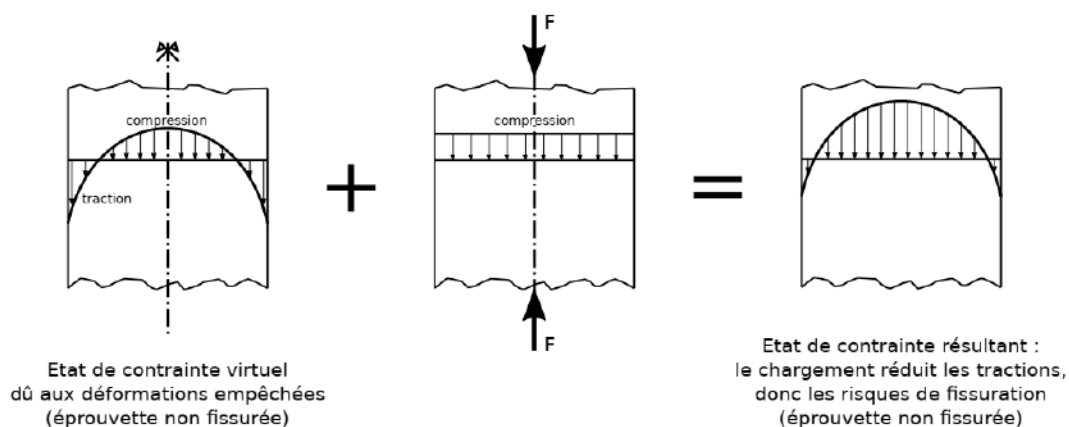


FIGURE 2.18. – Profil de contrainte résultant du séchage d'une éprouvette chargée (Pons, 1998)

2.3.6.2. Fluage de dessiccation intrinsèque

Pour expliquer la part manquante du fluage de dessiccation dite "fluage de dessiccation intrinsèque", plusieurs théories sont avancées. Nous étayerons quelques unes des hypothèses les plus pertinentes.

- (Bažant and Chern, 1985) considèrent que le fluage de dessiccation intrinsèque provient d'une accélération de la rupture des liaisons entre les C-S-H du fait de la diffusion microscopique de l'eau des zones d'adsorption empêchée vers les macropores.
- (Bažant et al., 1997b) estiment que l'effet Pickett peut s'expliquer par la modification de l'amplitude de la micro-précontrainte consécutive à des variations du potentiel chimique de l'eau des macropores. Ces variations vont engendrer une modification de la pression de disjonction entraînant ainsi une variation de volume des phases hydratées.

2.3. Comportement du béton en conditions THM variable

- (Brooks, 2001) postule une théorie s'appuyant sur une redistribution des contraintes entre l'eau présente dans les pores du gel C-S-H et le squelette solide. Le séchage engendrant le départ de l'eau, une plus grande part de la contrainte serait reprise par le squelette solide qui se déformerait dès lors davantage.
- (Sellier and Lacarrière, 2009; Sellier et al., 2016) supposent qu'une part du fluage de dessiccation intrinsèque résulte d'une meilleure transmission des contraintes capillaires sous charge de compression. La charge de compression agit, telle une précontrainte, en s'opposant aux microfissures induites par le retrait différentiel entre les C-S-H et les autres phases. Lorsque cette fissuration a lieu, la matrice de C-S-H se fissure également, limitant la transmission des dépressions et donc le retrait; alors qu'en présence de la précontrainte, la microfissuration est empêchée, permettant à la dépression de générer davantage de retrait. Ainsi, le fluage de dessiccation apparaît comme étant un supplément de retrait, assez analogue au mécanisme structural décrit plus haut, mais à une échelle beaucoup plus fine.
- (Manzoni, 2019) explique qu'une autre partie du fluage de dessiccation intrinsèque pourrait s'expliquer par les mêmes mécanismes à l'origine du fluage thermique transitoire : durant le séchage, l'eau capillaire présente dans les macropores subit une chute de pression. L'eau des nanopores se trouve alors en situation de surpression relative par rapport à l'eau des macropores; ce gradient de pression provoque un déplacement d'eau entre les deux échelles de pores fragilisant les liaisons interfoliaires qui se rompent plus facilement qu'elles ne l'auraient fait sans cette différence de pression entre ces deux tailles de pores. Ce mécanisme va faciliter transitoirement les glissements inter-feuillets, tant que les pressions nano et macro ne se sont pas rééquilibrées.

2.3.7. Effets d'une sollicitation couplée thermo-mécanique

En fonction de la chronologie de chargement thermo-mécanique, le béton développe des déformations sous charge différentes, ce qui nous conduit à distinguer deux configurations selon que le béton est chauffé avant d'être chargé ou l'inverse.

2.3.7.1. Béton chauffé puis chargé

Si le chargement est appliqué en régime thermique stabilisée et en prenant comme référence la cinétique de fluage à 20°C, on observe une accélération de la cinétique de fluage. Cette augmentation de la vitesse de fluage proviendrait d'une thermo-activation des mécanismes de fluage propre. (Ladaoui, 2010; Ladaoui et al., 2011) montrent par une étude expérimentale sur des BHP fibrés que le fluage spécifique est

2.3. Comportement du béton en conditions THM variable

multiplié par un facteur de 2 à 3 entre 20°C et 50°C. Pour une température de 80°C, ce facteur est compris entre 6 et 10 d'après (Neville, 1996). Ce dernier émet comme hypothèse un possible endommagement thermique pour ces gammes de température. Cette hypothèse est corroborée par les résultats de (Ladaoui, 2010; Ladaoui et al., 2011) qui montrent une diminution du module d'élasticité à 80°C pour des BHP fibrés, et dès 50°C pour des BHP non fibrés. L'action des fibres limiterait ainsi cet endommagement thermique. Ce dernier viendrait se coupler à la thermo-activation du fluage et l'amplifierait par rapport à l'état de référence à 20°C. Des études plus récentes (Liang et al., 2021) ont confirmé l'effet d'activation thermique du fluage d'un béton ordinaire à 20°C, 50°C et 80°C (Figure 2.19) et à deux taux de chargement : 50% et 80% de la résistance en compression du béton.

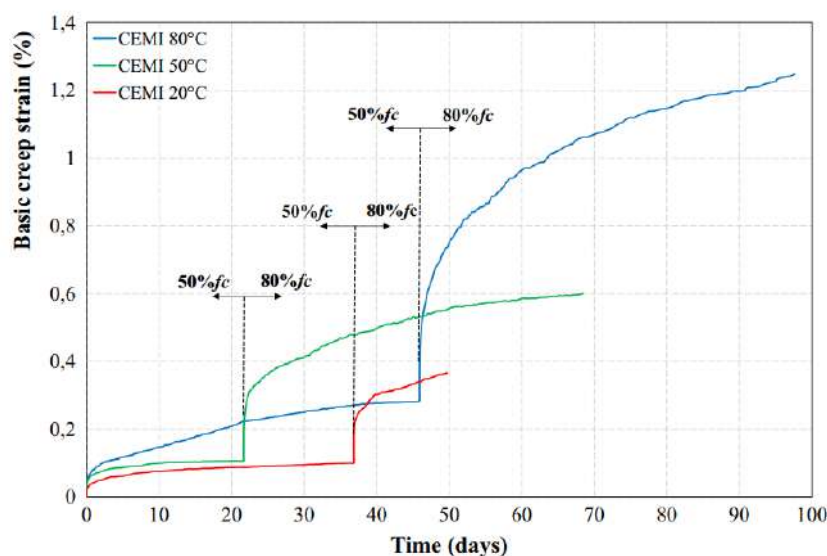


FIGURE 2.19. – Thermo-activation du fluage d'après (Liang et al., 2021)

2.3.7.2. Béton chargé puis chauffé

Lorsque le béton est chargé puis chauffé peu de temps après le chargement, la déformation totale mesurée en condition endogène se décompose en déformation élastique, dilatation thermique, fluage propre thermo-activé et potentiellement d'une déformation thermique transitoire n'apparaissant que durant la montée en température. Cette dernière déformation, qui fait toujours l'objet d'investigations, peut parfois présenter une amplitude supérieure aux autres déformations, elle ne peut donc, a priori, être négligée lors d'une situation accidentelle. (Cagnon et al., 2019) a mis en évidence ce fluage via des essais de fluage à 40°C durant lesquels les déformations totales de deux configurations thermo-mécaniques sont comparées : dans le premier

2.3. Comportement du béton en conditions THM variable

cas, le béton est chargé puis chauffé un jour plus tard, et dans le second, le béton est chauffé puis chargé un jour plus tard. Dans la première configuration, le béton développe durant la phase de chauffage une déformation totale incluant la dilatation thermique du matériau, du fluage propre thermo-activé, ainsi que de la déformation thermique transitoire tandis que dans la seconde configuration, le béton ne développe que de la dilatation thermique et du fluage propre thermo-activé. La différence entre les déformations totales mesurées sur les deux éprouvettes nous renseigne ainsi sur l'amplitude de la déformation thermique transitoire (Figure 2.20).

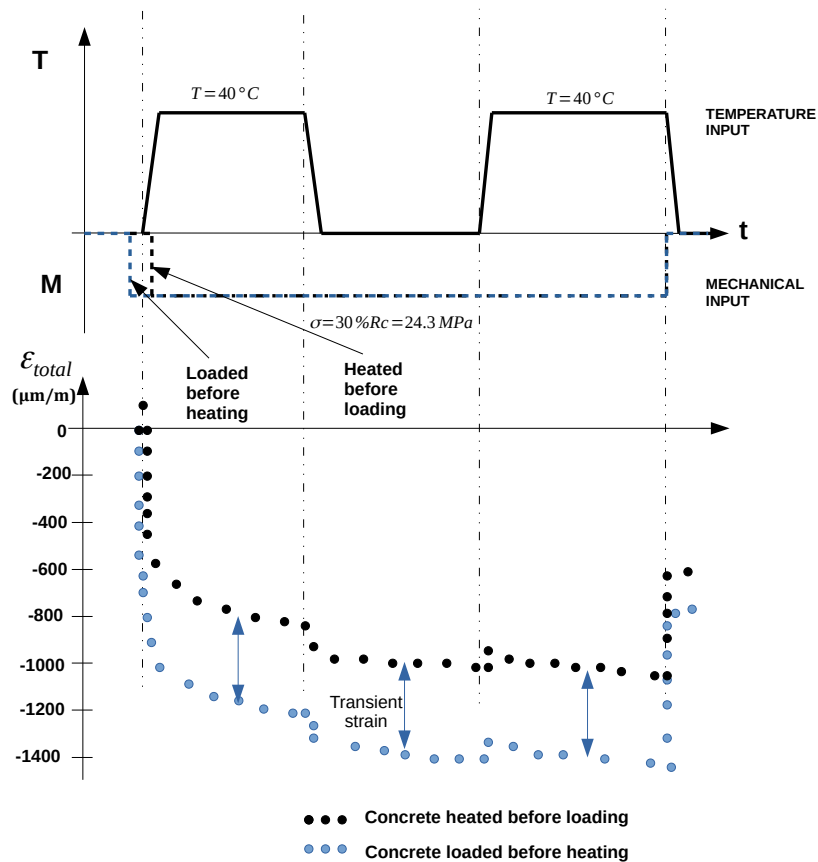


FIGURE 2.20. – Mise en évidence de la déformation thermique transitoire d'après (Cagnon et al., 2019)

D'après (Diederichs et al., 1989), la déformation thermique transitoire est proportionnelle au chargement pour des contraintes inférieures à 30% de la résistance en compression du béton. Elle serait indépendante de la nature des granulats pour des températures inférieures à 450°C (Schneider, 1988). La répétabilité de ce mécanisme

2.3. Comportement du béton en conditions THM variable

est sujet à discussion. D'après les travaux de (Fahmi. et al., 1972), la déformation thermique transitoire se répète pour un degré de saturation proche de 1 avec une amplitude qui s'amointrit progressivement. Pour des hygrométries plus basses, la déformation thermique transitoire n'est perceptible qu'une seule fois. Il en ressort ainsi une forte dépendance de la déformation thermique transitoire au degré de saturation du béton selon (Cagnon et al., 2016).

Plusieurs chercheurs voient dans le phénomène de déformation thermique transitoire une conséquence de l'endommagement thermique. En effet, comme étayé dans la section 2.2.3, lorsque le béton durcit, il apparaît autour des granulats une zone de pâte hydratée particulière appelée auréole de transition. Cette interface constituerait un point faible des bétons soumis à des actions mécaniques ou thermiques ou hydriques, car la porosité de cette zone est plus importante que celle globale, sachant en outre que l'adhérence entre la pâte et le granulat est tributaire de leur affinité chimique; cela favorise ainsi l'apparition de fissures. Pour des températures élevées, la dilatation différentielle entre granulats et pâte peut ainsi entraîner un endommagement de l'interface. A travers l'étude des modules d'élasticité d'éprouvettes ayant développé une déformation thermique transitoire pour des températures modérées (jusqu'à 40°C), (Cagnon et al., 2019) ne constatent pas d'endommagement et remettent donc en cause cette explication. (Bažant et al., 1997a) associent la déformation thermique transitoire au fluage de dessiccation car résultant des mêmes mécanismes. En effet, ce phénomène serait dû à une accélération des mécanismes de rupture des liaisons induites par les pressions de disjonction et permettant le transfert de micro-précontraintes entre les surfaces solides. De nouvelles liaisons se formeraient ainsi plus rapidement au voisinage de celles d'origine par glissement des feuillets de C-S-H dans des zones de moindre tension. D'après (Manzoni et al., 2020), la déformation thermique transitoire serait due à une diffusion retardée de l'eau contenue dans les nanopores vers les capillaires. Tant que les pressions ne seraient pas rééquilibrées, la diffusion des molécules d'eau entre les deux échelles de pores mobiliserait une partie des forces de cohésion intra C-S-H, réduisant d'autant leur capacité à résister aux sollicitations extérieures, et donc augmentant leur vitesse de déformation tant que la surpression nanoporeuse est active. Cela expliquerait pourquoi les échantillons chauffés préalablement au chargement ne développent pas de déformation thermique transitoire. En effet, dans ce cas-là, les pressions des deux échelles de pores seraient à l'équilibre, arrêtant la diffusion avant que le chargement mécanique ne soit appliqué. A l'heure actuelle, cette dernière explication demeure la seule à ne pas faire appel au mécanisme d'endommagement thermique. Elle peut par conséquent être appliquée dans la gamme de température qui nous intéresse.

2.4. Modélisation du séchage du béton

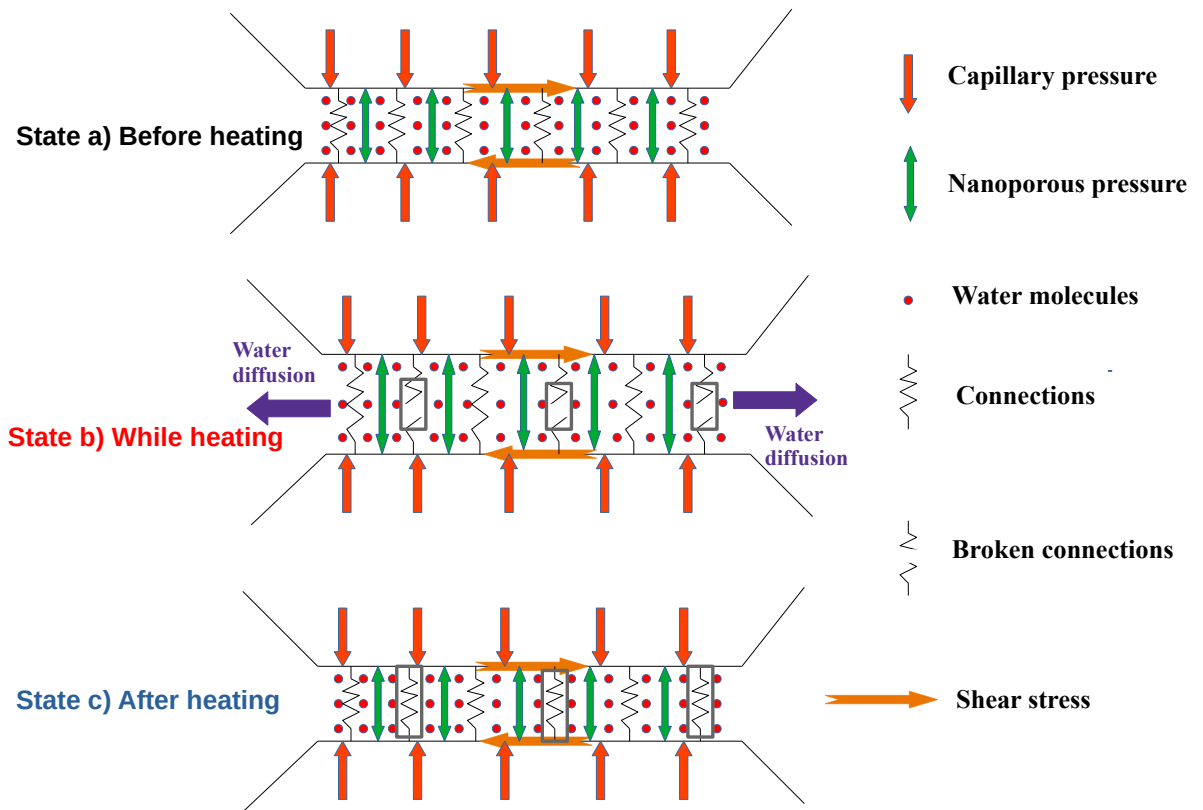


FIGURE 2.21. – Mécanismes physiques à l'origine de la déformation thermique transitoire d'après (Manzoni et al., 2020). État a) Configuration stable des C-S-H sous charge avant chauffage. État b) État transitoire lors de l'élévation de température, éloignement des feuillettes et diffusion de l'eau des nanopores vers les capillaires. État c) Configuration finale stable après rééquilibrage des pressions

Après avoir analysé à partir des études expérimentales le comportement du béton en environnement THM variable, nous allons dresser une revue des principales lois de comportement du béton existantes.

2.4. Modélisation du séchage du béton

Plusieurs modèles existent dans la littérature et intègrent dans différents contextes un certain nombre des mécanismes décrits dans la section 2.3.3.1. Dans cette section, nous allons partir des modèles complets, puis nous analyserons la pertinence de certains modèles simplifiés existants dans la littérature.

2.4. Modélisation du séchage du béton

2.4.1. Modélisation complète du séchage

La modélisation complète du séchage en température fait intervenir les trois phases présentes dans les pores du béton, à savoir l'eau liquide, la vapeur d'eau et l'air sec ainsi que des mécanismes physico-chimiques tels que la déshydratation, l'évaporation et la condensation (Figure 2.22).

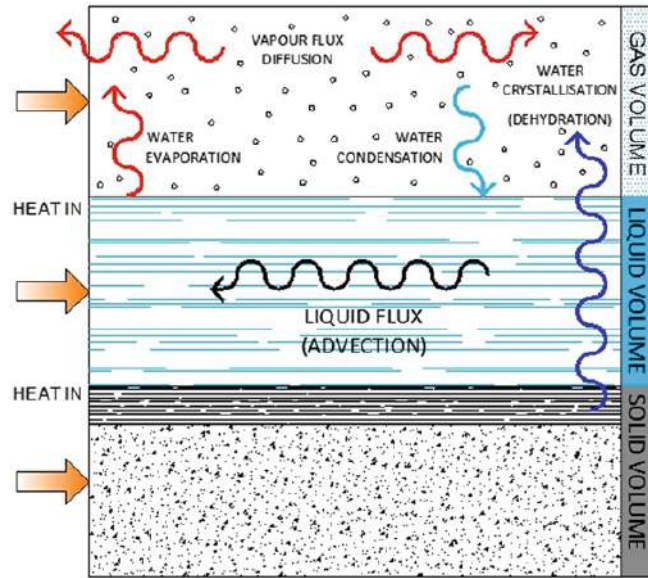


FIGURE 2.22. – Mécanismes de transferts de masse dans un milieu non saturé soumis à une élévation de température (Gens and Olivella, 2001) cité dans (Millard and Pimienta, 2019)

2.4.1.1. Equations de conservation de masse

Les équations de conservation de la masse s'écrivent :

Pour l'eau liquide :

$$\frac{\partial m_l}{\partial t} + \nabla \cdot (m_l v_l) = -\dot{m}_{vap} - \dot{m}_{dehyd} \quad (2.3)$$

Pour la vapeur d'eau :

$$\frac{\partial m_v}{\partial t} + \nabla \cdot (m_v v_v) = \dot{m}_{vap} \quad (2.4)$$

Pour l'air sec :

$$\frac{\partial m_a}{\partial t} + \nabla \cdot (m_a v_a) = 0 \quad (2.5)$$

2.4. Modélisation du séchage du béton

Les différentes grandeurs sont définies dans le tableau 2.2

Grandeur	Signification physique	Expression
m_l	Masse d'eau liquide par unité de volume	$\rho_l S_l \phi$
m_v	Masse de vapeur d'eau par unité de volume	$\rho_v (1 - S_l) \phi$
m_a	Masse d'air sec par unité de volume	$\rho_a (1 - S_l) \phi$
v_l	Flux liquide	v_{l-s}
v_v	Flux vapeur	$v_{g-s} + v_{v-g}$
v_a	Flux air sec	$v_{g-s} + v_{a-g}$
\dot{m}_{dehyd}	Taux de déshydratation chimique	$-\rho_s \frac{\partial \phi}{\partial t}$
\dot{m}_{vap}	Taux de condensation	

TABEAU 2.2. – Définition des termes des équations de conservation de masse

2.4.1.2. Équation de conservation d'énergie

La figure 2.23 montre les différents mécanismes de transport de la chaleur dans un milieu poreux. En plus de la conduction thermique qui demeure le mécanisme principal, des mécanismes de transfert supplémentaires par advection dans les trois phases, solide, liquide et gazeuse, sont à considérer en raison de leur prédominance à haute température (Gens and Olivella, 2001).

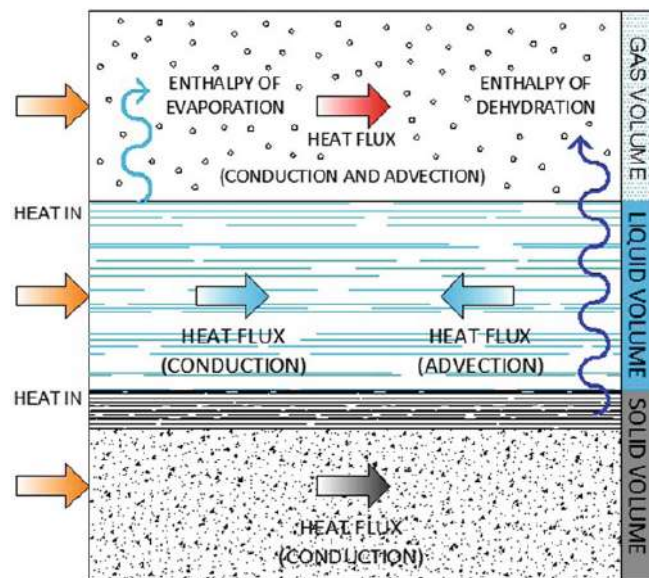


FIGURE 2.23. – Mécanismes de transfert de chaleur dans un milieu poreux (Gens and Olivella, 2001) cité dans (Millard and Pimienta, 2019)

2.4. Modélisation du séchage du béton

En considérant que les différentes phases sont en équilibre thermodynamique, on peut écrire :

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + (m_l C_l v_{l-s} + m_g C_g v_{g-s}) \cdot \nabla T + \nabla \cdot \mathbf{q} = \Delta H_{dehyd} \dot{\mathbf{m}}_{dehyd} - \Delta H_{vap} \dot{\mathbf{m}}_{vap} \quad (2.6)$$

avec $\mathbf{q} = -\lambda \cdot \nabla T$ le vecteur flux de conduction, λ la conductivité thermique du béton, $\rho C_p = \sum m_\pi C_\pi$ et $\pi = s, l, v, a$ est la capacité calorifique spécifique du béton obtenue à partir de celle de chacune des constituants respectifs solide, liquide et gazeux (vapeur et air sec) du béton. ΔH_{vap} et ΔH_{dehyd} sont respectivement les enthalpies de vaporisation et de déshydratation.

2.4.1.3. Équations constitutives du modèle de Gawin

(Gawin et al., 2011) émet les hypothèses de simplification suivantes :

- L'eau liquide est incompressible.
- Les phases gazeuses sont considérées comme des gaz parfaits, soit :

$$\rho_\pi = \frac{M_\pi}{RT} p_\pi \quad (2.7)$$

avec $\pi = g, v, a$, soit :

$$p_g = p_v + p_a \quad (2.8)$$

- Les différentes phases d'eau (liquide et vapeur) ont la même enthalpie, soit :

$$p_v = p_{vs} \exp\left(\frac{M_v}{\rho_l RT} (p_g - p_c - p_{vs})\right) \quad (2.9)$$

avec :

$$p_c = p_g - p_l \quad (2.10)$$

- Les perméabilités intrinsèques "liquide" et "gaz" sont les mêmes ($K_g = K_l = K$).

Cela conduit aux expressions de flux de masse suivants respectivement pour l'eau liquide, la vapeur d'eau et l'air sec :

$$J_{l-s} = m_l v_{l-s} = -K \frac{\rho_l k_{rl}}{\mu_l} \nabla p_l \quad (2.11)$$

$$J_{v-s} = m_v (v_{g-s} + v_{v-g}) = -K \frac{\rho_v k_{rg}}{\mu_g} \nabla p_g - D \frac{M_v M_a}{RT M_g} \left(\frac{\rho_v}{\rho_l} - \frac{p_v}{p_g} \right) \nabla p_g + D \frac{M_v M_a}{RT M_g} \frac{\rho_v}{\rho_l} \nabla p_c \quad (2.12)$$

2.4. Modélisation du séchage du béton

$$J_{a-s} = m_a(v_{g-s} + v_{a-g}) = -K \frac{\rho_a k_{rg}}{\mu_g} \nabla p_g + D \frac{M_v M_a}{RT M_g} \left(\frac{\rho_v}{\rho_l} - \frac{p_v}{p_g} \right) \nabla p_g - D \frac{M_v M_a}{RT M_g} \frac{\rho_v}{\rho_l} \nabla p_c \quad (2.13)$$

Finalement, les équations à résoudre proviennent du bilan massique de l'air sec (Equation 2.14) et de l'eau sous sa forme liquide et gazeuse (Equation 2.14).

$$S_{r-a}^t + \phi_a^T + v_{s-a}^x + \rho_a^t + \phi_a^m + \rho_a^m + J_a^{diff} + J_a^{perm} = 0 \quad (2.14)$$

$$S_{r-lv}^t + v_{s-lv}^x + \phi_{lv}^T + \rho_v^t + \rho_l^t + J_v^{diff} + J_v^{perm} + J_l^{perm} + \rho_{s-lv}^m + \phi_{lv}^m = -\dot{m}_{dehyd} \quad (2.15)$$

Terme	Signification physique	Expression
S_{r-a}^t	Variation du degré de saturation	$-\phi \frac{\partial S_l}{\partial t}$
ϕ_a^T	Variation de la porosité due à T	$-\beta_s (1 - \phi) S_g \frac{\partial T}{\partial t}$
v_{s-a}^x	Variation de la densité solide due aux déformations	$S_g \nabla \cdot v_s$
ρ_a^t	Variation de la densité d'air sec	$\frac{S_g \phi}{\rho_a} \frac{\partial \rho_a}{\partial t}$
ϕ_a^m	Variation de la porosité due à la déshydratation	$-\frac{\dot{m}_{dehyd}}{\rho_s} S_g$
ρ_{s-a}^m	Variation de la densité solide due à la déshydratation	$-\frac{(1-\phi) S_g}{\rho_s} \frac{\partial \rho_s}{\partial \Gamma_{dehyd}} \dot{\Gamma}_{dehyd}$
J_a^{diff}	Terme diffusif de l'air sec	$\frac{1}{\rho_a} \nabla \cdot J_{a-g}$
J_a^{perm}	Terme advectif de l'air sec	$\frac{1}{\rho_a} \nabla \cdot (\phi S_g \rho_a v_{g-s})$
S_{r-lv}^t	Variation du degré de saturation	$\phi (\rho_l - \rho_v) \frac{\partial S_l}{\partial t}$
v_{s-lv}^x	Variation de la densité solide due aux déformations	$(\rho_l S_l + \rho_v S_g) \alpha \nabla \cdot v_s$
ϕ_{lv}^T	Variation de la porosité due à T	$-\beta_{sig} \frac{\partial T}{\partial t}$
ρ_v^t	Variation de la densité de vapeur	$S_g \phi \frac{\partial \rho_v}{\partial t}$
ρ_l^t	Variation de la densité de liquide	$S_l \phi \frac{\partial \rho_l}{\partial t}$
J_v^{diff}	Terme diffusif de la vapeur d'eau	$\nabla \cdot J_{v-g}$
J_v^{perm}	Terme advectif de la vapeur d'eau	$\nabla \cdot (\phi S_g \rho_v v_{g-s})$
J_l^{perm}	Perméation de l'eau liquide	$\nabla \cdot (\phi S_l \rho_l v_{l-s})$
ρ_{s-lv}^m	Variation de la densité solide due à la déshydratation	$-(\rho_l S_l + \rho_v S_g) \frac{(1-\phi)}{\rho_s} \frac{\partial \rho_s}{\partial \Gamma_{dehyd}} \dot{\Gamma}_{dehyd}$
ϕ_{lv}^m	Variation de la porosité due à la déshydratation	$-\frac{\dot{m}_{dehyd}}{\rho_s} (\rho_l S_l + \rho_v S_g)$

TABLEAU 2.3. – Définition des termes des équations 2.14 et 2.15

2.4. Modélisation du séchage du béton

2.4.1.4. Variables d'état

Le critère de choix des variables d'état sont les suivants :

- d'un point de vue pratique, il faut privilégier les grandeurs accessibles expérimentalement;
- d'un point de vue théorique, ces grandeurs doivent décrire de façon unique l'état thermodynamique du milieu;
- elles doivent en outre faciliter l'implémentation et une bonne robustesse numérique.

Les variables répondant au mieux à ces critères sont :

- la température T ;
- la pression capillaire car elle intervient directement dans le calcul du retrait de dessiccation si l'on se place dans un contexte poromécanique (Sellier et al., 2016);
- la pression de gaz, nécessaire pour estimer la contrainte totale connaissant la contrainte effective et la pression capillaire (Coussy et al., 1998).

2.4.1.5. Discussion

Bien que le modèle proposé par (Gawin et al., 2002) intègre tous les mécanismes physico-chimiques induits par les hautes températures, dans la pratique, il s'avère difficile à implémenter du fait du fort couplage non-linéaire entre ses variables d'état (3) nécessaires pour décrire l'état de séchage du béton. Nous allons par la suite présenter deux modèles simplifiés qui pourraient convenir dans des situations particulières.

2.4.2. Modèle simplifié de (Chhun, 2017)

2.4.2.1. Hypothèses

Les hypothèses de simplification de ce modèle sont les suivantes :

- La phase gazeuse est uniquement constituée de la vapeur d'eau, cette hypothèse provient des travaux de (Bary et al., 2012).
- Les variations des variables d'état engendrées par la déshydratation sont négligées devant les termes de transport.
- Les variations de température sont estimées en supposant que les chaleurs latentes de changement de phase de l'eau peuvent se réduire à une dépendance de la capacité thermique et de la conductivité à la température (cette hypothèse est issue de l'approximation proposée dans la partie 1.2 de l' (EUROCODE 2, 2006)).

2.4. Modélisation du séchage du béton

- La variation de la porosité par suite de l'élévation de la température est négligée.
- L'effet Klinkenberg est pris en compte.
- Le transport de la vapeur d'eau par diffusion est négligée.

2.4.2.2. Equations

Avec ces hypothèses, le bilan massique de l'air sec n'est plus nécessaire et les termes de changement d'état de l'eau v_{s-lv}^x , J_v^{diff} , ρ_{s-lv}^m et ϕ_{lv}^m , $-\dot{m}_{dehyd}$ s'annulent. Les équations de conservation de la masse d'eau se condensent alors en une seule équation de conservation de la masse d'eau totale :

$$S_{r-lv}^t + \rho_v^t + \rho_l^t + J_v^{perm} + J_l^{perm} + \Gamma_v^x = 0 \quad (2.16)$$

Avec Γ_v^x l'effet Klinkenberg induit donné par :

$$\Gamma_v^x = \nabla \cdot \left(\rho_v \cdot \frac{K_g}{\nu_g} \frac{\Gamma}{p_v} \nabla p_v \right) \quad (2.17)$$

L'équation de transport de la chaleur est celle proposée par l'(EUROCODE 2, 2006) :

$$\rho(T).C(T). \frac{\partial T}{\partial t} = -\nabla \cdot (-\lambda(T). \nabla T) \quad (2.18)$$

Cette équation a l'avantage d'être découplée de la conservation de la masse d'eau, ce qui autorise un calcul chaîné consistant en un calcul thermique (une seule variable d'état T), suivi d'un calcul de conservation de la masse totale d'eau pour lequel il est intéressant de retenir la pression liquide comme unique variable d'état. En effet, selon (Chhun, 2017), c'est la seule grandeur qui permet d'assurer la continuité entre les cas de figure saturé et non saturé (la pression d'eau passant de valeurs négatives en non saturé, à des valeurs positives en saturé). Cet avantage se retrouve aussi au niveau de la prise en compte des conditions aux limites. Afin de traduire toutes les équations en fonction de la pression liquide, la relation suivante entre pression de vapeur et pression liquide est utilisée par (Chhun, 2017) et calée sur la loi de Kelvin-Laplace.

$$p_v = A(T). \exp [B(T).p_l] \quad (2.19)$$

avec :

$$A(T) = A_0 \exp \left[\left(\frac{T - T_0}{\Delta T_{A1}} \right)^{k_1} \right] + A_1 \exp \left[- \left(\frac{T - T_{cal1}}{\Delta T_{A2}} \right)^2 \right] \left[1 - \exp \left(\frac{T - T_0}{\Delta T_{A3}} \right) \right] \quad (2.20)$$

2.4. Modélisation du séchage du béton

et :

$$B(T) = B_0 \left[1 + \left(\frac{T - T_0}{\Delta T_{B1}} \right)^2 + \left(\frac{T - T_0}{\Delta T_{B2}} \right) \right] \quad (2.21)$$

Les équations hydrique et thermique peuvent ainsi se résumer en les deux équations découplées suivantes :

$$\begin{cases} \rho(T).C(T).\frac{\partial T}{\partial t} = -\nabla \cdot (-\lambda(T).\nabla T) \\ C_l(p_l, T)\frac{\partial p_l}{\partial t} = \nabla \cdot (D(p_l, T).\nabla p_l) \end{cases} \quad (2.22)$$

Les termes C_l et D dépendent de la saturation. En zones **non saturées**, leurs expressions sont les suivantes :

$$C_l = \left(\rho_l - \frac{p_v M_v}{RT} \right) \frac{\phi.m_{vgn}}{1 - m_{vgn}} \frac{B}{m_{shr}} \frac{\rho_l RT}{M_v} \left[1 + \left(\frac{p_c}{m_{shr}} \right)^{\frac{1}{1-m_{vgn}}} \right]^{m_{vgn}-1} \left(\frac{p_c}{m_{shr}} \right)^{\frac{m_{vgn}}{1-m_{vgn}}} + \frac{\phi M_v}{RT} (1 - S_l) B p_v \quad (2.23)$$

$$D = \rho_l \frac{k_l}{\eta_l} k_{rl} + \frac{p_v M_v}{RT} \cdot \frac{k_g}{\eta_g} \cdot \left(k_{rg} + \frac{\Gamma}{p_v} \right) p_v B \quad (2.24)$$

alors que dans les zones **saturées**, ces termes deviennent :

$$C_l = \frac{1}{M_l} \quad (2.25)$$

$$D = \frac{k_l}{\eta_l} \quad (2.26)$$

2.4.2.3. Discussion

Une des hypothèses forte du modèle de (Chhun, 2017) est le fait de négliger les apports d'eau dus à la déshydratation des C-S-H à haute température. Comme nous l'avons vu dans la section 2.2.2.4, les résultats des tests d'ATG (humidité du milieu quasi-nulle) effectués dans le cadre de la thèse de (Wang, 2016) semblent montrer une perte de masse peu significative pour des températures inférieures à 150°C. De plus, la suppression de vapeur d'eau qui se produit simultanément avec l'augmentation de température dans le cas de l'AG pourrait réduire les effets de cette perte de masse par déshydratation. Ce modèle pourrait donc être utilisé pour le calcul de séchage en condition accidentelle.

2.4.3. Modèle simplifié de Richards-Fick avec effets de la température

2.4.3.1. Hypothèses et équations

Dans ce modèle détaillé dans (Sleiman et al., 2020; Adia et al., 2020), la perméation de l'eau liquide et la diffusion de la vapeur d'eau sont les mécanismes pris en compte en condition isotherme. On émet alors comme hypothèse qu'il n'y a ni dépression, ni surpression de gaz au sein du matériau et que la composante Darcéenne du transport du mélange gazeux est négligeable devant la composante diffusive de la vapeur dans le mélange. L'équation correspondante est alors la suivante :

$$\phi \frac{\partial S}{\partial t} + \text{div}[(D_l + D_v) \text{grad } S] = 0 \quad (2.27)$$

$$D_l = \frac{K_l k_{rl} dp_c}{\eta_l dS} \quad (2.28)$$

$$D_v = \frac{D}{p_v} \left(\frac{\rho_v}{\rho_l} \right)^2 \frac{dp_c}{dS} \text{ et } D = D_0 \cdot R \quad (2.29)$$

$$R(\phi, S) = \phi^a (1 - S)^b \quad (2.30)$$

où D_l est le coefficient de transport apparent de la phase liquide, D_v est le coefficient de diffusion de la vapeur d'eau, D le coefficient de diffusion effectif du béton, D_0 la diffusion de la vapeur d'eau dans l'air et R le facteur de résistance défini par (Millington, 1959a). De plus, ϕ , K_l , k_{rl} , $\frac{dp_c}{dS}$ et η_l sont respectivement, la porosité, la perméabilité intrinsèque au liquide, la perméabilité relative, la dérivée de la pression capillaire par rapport à la saturation, et la viscosité dynamique de l'eau liquide. Enfin, p_v , ρ_v , ρ_l , a et b sont la pression de vapeur saturante, les densités vapeur et liquide et les paramètres de (Millington, 1959a).

La modification thermique de la capacité de rétention d'eau est prise en compte à travers la dépendance de l'isotherme de désorption à la température.

$$S(h, T) = \left[1 + \left(\frac{\alpha \cdot \beta \cdot T \cdot \gamma_0}{\rho_l \gamma(T)} \right) \cdot \left(\frac{m(T)}{m_0} \right)^{0,5} \cdot \ln H_R \right]^{\frac{1}{1-\beta}} \quad (2.31)$$

avec

$$m(T)/m_0 = 10^{(A_d \cdot (2 \cdot 10^{-3} \cdot (T - T_0) - 10^{-6} \cdot (T - T_0)^2))} \quad (2.32)$$

où, pour le béton VeRCoRs, $A_d = 10,378$ est un paramètre recalé sur les deux isothermes de désorption à 25°C et 70°C de EDF R&D et du CEA. La variable d'état choisie

2.5. Modélisation du comportement mécanique

dans ce modèle est le degré de saturation. C'est une variable pratique en ce sens qu'elle est directement mesurable par la variation de masse des échantillons, ou par gamma-densimétrie.

2.4.3.2. Discussions

Ce modèle a été validé sur des données expérimentales jusqu'à des valeurs de l'ordre de 70°C ([Adia et al., 2020](#)). La variable d'état choisie est facilement accessible (degré de saturation) et il est possible de réécrire ce modèle en pression liquide P_l moyennant l'utilisation des isothermes de désorption pour des saturations inférieure à 1 et aussi pour les zones sursaturées (dans ce cas la désorption sera d'origine thermique). Dans le scénario d'AG, il se pourrait que les condensations proches de la paroi froide (externe) entraînent une sursaturation du béton, et donc des pressions positives de l'eau liquide accompagnées d'une réduction de la perméabilité au gaz. Ce changement de variable d'état pourrait donc être nécessaire en se basant sur ces hypothèses. En revanche, pour les essais réalisés dans le cadre de cette thèse (températures limitées à 90°C), ce modèle reste valable vis-à-vis des hypothèses avancées.

2.4.4. Conclusions

Les deux approches simplifiées, bien que distinctes, permettent de modéliser le séchage avec une bonne approximation pour des températures modérées (inférieures à 150°C). Pour des températures élevées, il est démontré avec la modélisation complète que la surpression de vapeur peut être importante et ne peut donc pas être négligée ([Gawin et al., 1999](#)).

2.5. Modélisation du comportement mécanique

Dans cette section, nous expliciterons les différentes approches de modélisation des déformations de retrait et de fluage du béton en soulignant de manière systématique les points forts et les limites de chaque modèle. Les modèles réglementaires de type Eurocode 2 ([EUROCODE 2, 2006](#)) ne seront pas abordés dans cet état de l'art bibliographique puisqu'ils ne prennent pas en compte des conditions THM telles que celles d'une situation accidentelle. Pour ce type de modèles, une revue exhaustive a été faite par ([Makani, 2011](#)).

2.5.1. Modélisation du retrait

Dans ce paragraphe, différentes approches de modélisation du retrait de dessiccation (endogène + séchant) sont présentées. Elles vont de la modélisation purement phénoménologique à une modélisation plus physique basée sur la poromécanique.

2.5.1.1. Approche basée sur la variation de l'humidité interne

Plusieurs résultats expérimentaux de la littérature font état d'une relation linéaire entre l'humidité interne du matériau et le retrait séchant (Granger, 1995; Baroghel-Bouny et al., 1999). Se basant sur ce constat, (Bažant and Yunping, 1994; Wang et al., 2014) proposent de relier le retrait à la variation de l'humidité interne via l'équation linéaire 2.33.

$$\underline{\dot{\epsilon}}^{shr} = k^{shr} \cdot \dot{h} \cdot \underline{\mathbf{1}} \quad (2.33)$$

avec $\underline{\dot{\epsilon}}^{shr}$, k^{shr} , $\underline{\mathbf{1}}$ respectivement le tenseur de déformation de retrait, le coefficient de proportionnalité, et le tenseur d'identité. Cette approche de modélisation reste limitée car il semblerait que l'hypothèse selon laquelle le retrait de dessiccation des bétons est linéaire avec l'humidité ne soit pas valable sur toute la plage de variation de l'humidité relative. En effet, les observations expérimentales indiquent que le retrait est linéaire pour les pâtes de ciment et les mortiers sur toute la gamme d'humidité relative, mais pas pour le béton. Pour ces derniers, la zone de linéarité est limitée à des taux d'humidité relative supérieurs à 50%. En deçà, la fissuration causée par l'incompatibilité des déformations entre la pâte et les granulats entraînerait une diminution du retrait de dessiccation apparent pour les basses humidités (de Sa et al., 2008). Cette divergence avec les données expérimentales conduit (Videla et al., 2008) à proposer une fonction k^{shr} dépendant de l'humidité relative ambiante h_{env} (Equation 2.34).

$$k^{shr}(h_{env}) = \begin{cases} 1 & \text{si } h_{env} < 0.4 \\ 1.4 - 1.02 h_{env} & \text{si } h_{env} \in [0.4; 0.8] \\ 3 - 3 h_{env} & \text{si } h_{env} > 0.8 \end{cases} \quad (2.34)$$

2.5.1.2. Approche basée sur la variation de la teneur en eau

(Benboudjema et al., 2005) propose de relier le retrait de dessiccation non pas à la variation de l'humidité interne mais à celle de la teneur en eau. L'équation correspondante est alors la suivante :

$$\underline{\dot{\epsilon}}^{shr} = k^{shr} \cdot \dot{C} \cdot \underline{\mathbf{1}} \quad (2.35)$$

2.5. Modélisation du comportement mécanique

avec \dot{C} la cinétique de la teneur en eau du matériau. Cette modélisation, bien que s'appuyant sur une variable plus facilement accessible (la teneur en eau du matériau) souffre des mêmes insuffisances que la modélisation en humidité; l'introduction d'une non-linéarité étant impérative pour simuler le retrait sur toute la gamme de teneur en eau. Ainsi, pour des essais en température, où la teneur en eau à l'équilibre est très basse, cette approche entraînerait des erreurs de prédiction.

2.5.1.3. Approche basée sur l'évolution de la pression capillaire

En s'appuyant sur les mécanismes à l'origine du retrait de dessiccation explicités dans la section 2.3.3.2, (Yuan and Wan, 2002; Shimomura and Maekawa, 1997) proposent de modéliser le retrait comme une déformation élastique induite par la pression capillaire P_c et s'appliquant sur le squelette solide (Equation 2.36).

$$\varepsilon^{shr} = \frac{A_s P_c}{E_s} \quad (2.36)$$

avec A_s et E_s respectivement le volume d'eau liquide ramené au volume du béton et le module d'élasticité du squelette solide.

2.5.1.4. Approche poromécanique

Pour cette approche, nous prenons en référence le modèle de (Sellier et al., 2016). Le retrait endogène et celui de dessiccation, qui ne sont pas découplés dans cette approche, sont considérés comme des déformations visco-élastiques induites par une variation de la pression capillaire pondérée par le degré de saturation et le module de Biot de la phase solide (Equation 2.37). De plus, dans ce modèle, les dépressions capillaires génèrent un état hétérogène de contrainte dans la microstructure, qui, aux basses humidités relatives, conduit à des micro-fissures altérant la transmission des contraintes capillaires dans la pâte de ciment hydratée, et par conséquent, à une non-linéarité du retrait à de telles humidités relatives.

$$\dot{\sigma} = (1 - D_c)[\dot{\sigma}' + b(S_r \dot{P}_c + \dot{S}_r P_c)] \quad (2.37)$$

où :

- $\dot{\sigma}$ la variation de la contrainte totale appliquée sur le matériau
- $\dot{\sigma}'$ la variation de la contrainte effective appliquée sur le squelette solide
- S_r le degré de saturation du béton
- b le coefficient de Biot de la phase solide
- P_c la pression capillaire

2.5. Modélisation du comportement mécanique

- D_c le microendommagement à l'interface pâte-granulat induit par le retrait/gonflement différentiel entre la pâte et les granulats

La pression capillaire peut être reliée au degré de saturation via la loi de Van Genuchten (équation 2.38)

$$P_c = M_{sh} \left(1 - S_r^{-\frac{1}{m_{vg}}} \right)^{(1-m_{vg})} \quad (2.38)$$

avec M_{sh} un paramètre contrôlant l'amplitude de la pression capillaire avec la température (voir (Chhun, 2017)) et m_{vg} l'exposant de Van Genuchten calé sur l'isotherme de désorption.

Cette approche, bien que plus complexe que pour les précédents modèles, permet d'éviter le découplage entre les retraits endogène et de dessiccation.

2.5.2. Modélisation du fluage

Dans ce paragraphe, nous allons présenter de manière non exhaustive les modèles de fluage de la littérature. L'état de l'art sur la modélisation de la déformation thermique transitoire sera également abordée.

2.5.2.1. Fluage propre

Pour modéliser le fluage propre, plusieurs auteurs (Bažant and Prasannan, 1989a,b; Benboudjema, 2002; Benboudjema et al., 2005; Granger, 1995) utilisent la notion de fonction de complaisance associée à une intégrale de convolution (Equation 2.39)

$$\underline{\varepsilon}^{fp} = \int_{t_0}^t \mathbf{J}(t, t') \underline{\sigma} dt' \quad (2.39)$$

avec $\underline{\varepsilon}^{fp}$ le tenseur de déformation associé au fluage propre, \mathbf{J} la fonction complaisance de fluage, t_0 l'âge de chargement et t l'âge de calcul de la déformation de fluage. Dans son modèle analytique B3, (Bažant and Jirasek, 2018a) définit la fonction de complaisance du fluage propre vieillissant par le biais de l'équation 2.40

$$J(t, t_0) = q_1 + q_2 \int_{t_0}^t \frac{n \lambda_0^m t'^{-m}}{(t' - t_0) + \lambda_0^n (t' - t_0)^{1-n}} dt' + \alpha q_2 \ln \left[1 + \left(\frac{t - t_0}{\lambda_0} \right)^n \right] + q_4 \ln \left(\frac{t}{t_0} \right) \quad (2.40)$$

avec α, q_i $i=1,3,4$ des paramètres de calage qui permettent de fixer l'amplitude des déformations instantanée, visco-élastique et purement visqueuse, λ_0, n et m les paramètres de la fonction de solidification qui permettent de prendre en compte le vieillissement jeune âge du matériau, tandis que le vieillissement à âge mature à

2.5. Modélisation du comportement mécanique

rigidité constante est pris en compte pour le terme en logarithme qui tient compte de l'âge de chargement.

D'un point de vue rhéologique, la complaisance de fluage propre peut être approchée, dans le cadre de la viscoélasticité linéaire, par des assemblages de chaîne de Maxwell et de Kelvin-Voigt (Figure 2.24).

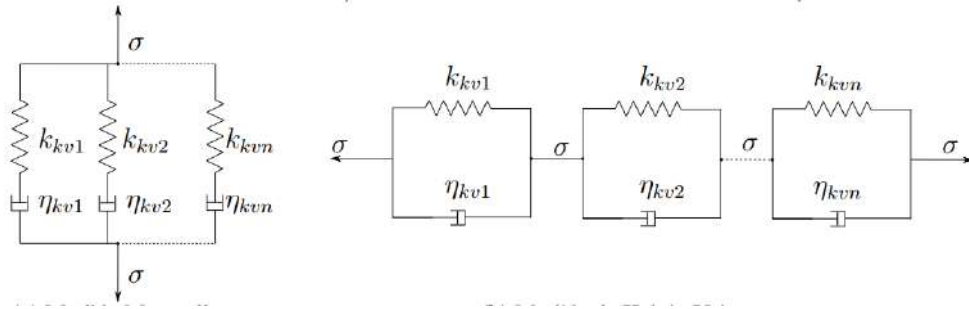


FIGURE 2.24. – Chaînes rhéologiques pour le fluage propre : fluide de Maxwell (gauche) et solide de Kelvin (droite)

k_i et η_i sont les rigidités et viscosités associées à chaque chaîne. Dans un cadre multiaxial 3D, la complaisance de fluage propre peut s'écrire en fonction de celle en 1D précédemment définie via la relation 2.41.

$$J_{ijkl}(t, t') = J_{1D}(t, t') \left[-\nu_{fp} \delta_{ij} \delta_{kl} + \frac{1 + \nu_{fp}}{2} (\delta_{il} \delta_{jk} + \delta_{ik} \delta_{jl}) \right] \quad (2.41)$$

ν_{fp} est un coefficient de Poisson associé au fluage propre, souvent pris égal au coefficient de Poisson élastique (0,2 pour le béton). Des travaux de (Hilaire et al., 2014) montrent pourtant que ce coefficient peut varier de 0,02 à 0,35 en fonction du béton. (Benboudjema, 2002; Benboudjema et al., 2005) proposent de séparer le fluage en deux composantes :

- Un fluage sphérique partiellement réversible associé à la migration de l'eau dans les capillaires.
- Un fluage déviatorique irréversible correspondant au mécanisme de glissements des feuillettes de C-S-H.

Dans le modèle de (Sellier and Lacarrière, 2009; Sellier et al., 2016), le fluage propre est la somme d'un fluage réversible et d'un fluage permanent. Les originalités de ce modèle sont liées à l'introduction de variables internes appelées "variables de consolidation" qui prennent en compte l'historique de chargement thermo-hydro-mécanique du matériau. Ces variables internes permettent :

2.5. Modélisation du comportement mécanique

- De disposer d'une version différentielle du modèle (ce qui évite de recourir aux fonctions de complaisance), et par conséquent de faciliter l'implantation numérique dans le cadre d'un calcul incrémental.
- De faire dépendre la viscosité apparente du béton de ces variables internes et non du temps comme c'est le cas dans les autres modèles. Cela permet de considérer toutes les déformations différées comme du fluage dont l'amplitude et la vitesse ne dépendent de l'histoire des sollicitations THM que par les variables de consolidation (une consolidation sous dépression capillaire ralentit le fluage propre ultérieur par exemple).

L'introduction des fonctions de consolidation suppose qu'il existe un potentiel de déformation différée (ne dépendant que de l'état THM) qui est consommé par chaque incrément de déformation de fluage, entraînant une consolidation progressive du matériau. Ce modèle est par conséquent assez différent des précédents dans la mesure où la partition classique des déformations différées en retrait endogène, retrait de dessiccation, fluage propre et fluage de dessiccation n'est plus possible. En effet, on ne calcule qu'une seule déformation qui intègre tout cela, ce qui peut heurter les habitudes des ingénieurs habitués à l'ancien formalisme dit de "superposition des déformations différées". Nous reviendrons sur les équations de ce modèle dans le chapitre 3.

2.5.2.2. Fluage de dessiccation

Plusieurs auteurs (Ali, 1964; Rossi et al., 2013; Brooks and Neville, 1977), et plus récemment (Kinda, 2021), ont relevé une proportionnalité entre retrait de dessiccation ε^{shr} et fluage de dessiccation ε^{fd} . Cela conduit (Ali, 1964) à proposer la relation de proportionnalité suivante :

$$\varepsilon^{fd} = \lambda_{fd} \varepsilon^{shr} \sigma \quad (2.42)$$

λ_{fd} est une constante de calage et σ est la contrainte appliquée. Cette modélisation, quoique relativement simple, implique au préalable une bonne modélisation du retrait de dessiccation.

Dans une approche plus physique, (Bažant et al., 1997b) modélise le fluage de dessiccation via la relaxation de la micro-précontrainte transversale aux plans de glissement des C-S-H.

$$\dot{\varepsilon}_f = \frac{\sigma}{\eta(S, T, h)} \quad (2.43)$$

Dans l'équation 2.43, η est la viscosité effective fonction de la température T, de l'humidité h et de la micro-précontrainte S. Cette fonction est définie dans (Rahimi-

2.5. Modélisation du comportement mécanique

(Aghdam et al., 2019) par l'équation 2.44.

$$\frac{1}{\eta(S, T, h)} = \beta_{\eta}(T, h) (aS + b|\dot{S}|) \quad (2.44)$$

avec a et b des constantes du modèle, $\beta_{\eta}(T, h)$ une fonction qui permet de prendre en compte la dépendance de la viscosité à l'humidité et à la température, et S la micro-précontrainte calculée suivant l'équation de relaxation suivante :

$$\dot{S} + a_S \frac{\beta_{\eta}(T, h)}{\beta_{C_S}(T)} S^2 = c_1 \left(\dot{T} \ln(h) + \frac{T}{h} \frac{\partial h}{\partial t} + \frac{T}{h} \frac{\partial h}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial t} \right) + c_h h \dot{T} \quad (2.45)$$

où a_S , c_1 , et c_h sont des paramètres de calage.

(Sellier et al., 2016) considère le fluage de dessiccation microstructural comme une part de fluage sous l'effet des contraintes capillaires, avec une meilleure transmission de ces contraintes dans la direction en compression chargée comme l'illustre la figure 2.25. Les tensions capillaires ne sont intégralement transmises que dans la direction du chargement, entraînant ainsi la mesure du vrai retrait de dessiccation sous charge. En l'absence de contrainte de compression, des microfissures apparaissent et atténuent les effets mécaniques de la pression capillaire, réduisant le retrait. Selon ce modèle, la mesure du retrait libre n'est pas un bon indicateur de la dépression capillaire en raison des effets de la microfissuration.

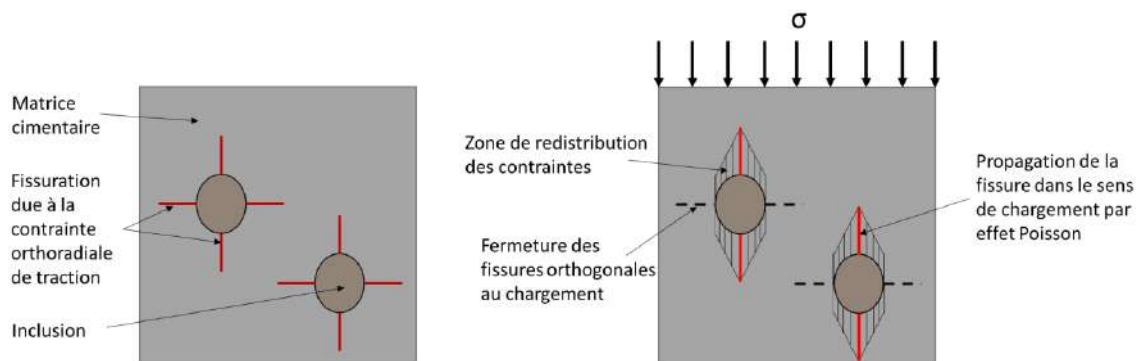


FIGURE 2.25. – Microfissuration induite par le retrait de dessiccation (à gauche). Refermeture des fissures perpendiculaires au chargement et propagation des fissures dans la direction parallèle (à droite) (Manzoni, 2019)

Pour modéliser le fluage de dessiccation microstructural, (Manzoni, 2019; Manzoni et al., 2020) utilise un modèle d'endommagement micromécanique orthotrope en interprétant la modification du coefficient de Biot comme un effet de la microfissuration.

2.5. Modélisation du comportement mécanique

Le critère utilisé est le suivant :

$$f_I^R = (\tilde{\sigma}_I - K^w b S_r P^w) - (\tilde{R}_{sat}^t - b S_r P^w) \quad (2.46)$$

avec $\tilde{\sigma}_I$ la contrainte extérieure dans la direction principale numéro $I \in (1, 2, 3)$, K^w le coefficient de concentration de contrainte due au retrait de la pâte autour des inclusions, et \tilde{R}_{sat}^t la résistance en traction du béton en condition saturée, b le coefficient de Biot, S_r le degré de saturation. P^w est donnée par l'équation 2.38. Lorsque ce critère est supérieur à zéro, on calcule dans un premier temps un coefficient d'endommagement de traction D_I^{tw} dans les directions principales de la contrainte comme suit :

$$D_I^{tw} = \frac{f_I^R +}{f_I^R + \sigma_{fld}} \quad (2.47)$$

σ_{fld} est un paramètre de calage. On définit ensuite dans la direction de chargement le coefficient d'endommagement en compression en fonction des coefficients d'endommagement en traction dans les directions perpendiculaires :

$$D_I^{cw} = 1 - (1 - D_{II}^{tw})^n (1 - D_{III}^{tw})^n \quad (2.48)$$

Si σ_I est la contrainte extérieure de compression appliquée, alors elle est telle que la nouvelle contrainte effective qui s'applique sur le squelette solide vérifie l'équation d'endommagement :

$$\sigma_I = (1 - D_I^{cw}) (\tilde{\sigma}_I' - b S_r P^w) \quad (2.49)$$

Comme nous le verrons dans la partie modélisation de la présente thèse, nous pourrions repartir de cette idée de critère de microfissuration pour proposer un critère plus précis et plus complet à la lumière des observations expérimentales d'une part, et de la micro-mécanique d'autre part.

(Manzoni et al., 2020) remarque, en utilisant son modèle de fluage thermique transitoire, qu'une partie du fluage de dessiccation intrinsèque, peut, dans le cas d'un séchage rapide, être modélisé de la même manière que la déformation thermique transitoire car découlant des mêmes mécanismes de différence entre les pressions nano et capillaire décrits dans la section 2.3.7.2.

$$\dot{\varepsilon}_I^{fd} = \frac{\varepsilon_I^{el}}{\tau_I^M} \cdot C_n^W \quad (2.50)$$

avec τ_I^M est le temps caractéristique de la chaîne de Maxwell, C_n^W est un paramètre permettant de modéliser l'influence de la différence de pression d'eau entre les nanopores et les capillaires sur la viscosité des C-S-H. Il est défini comme suit :

2.5. Modélisation du comportement mécanique

$$C_n^W = \begin{cases} \frac{P^n - P^w}{P_k^n} & \text{si } P^n - P^w > 0 \\ 0 & \text{sinon.} \end{cases} \quad (2.51)$$

avec P^w et P^n respectivement les pressions capillaires et dans les nanopores. La cinétique d'évolution de la pression d'eau dans les nanopores est reliée à la pression capillaire par la relation suivante :

$$\frac{\partial P^n}{\partial t} = \frac{P^w - P^n}{\tau^n} \quad (2.52)$$

τ^n est le temps caractéristique au bout duquel le rééquilibrage en pression entre les deux échelles de porosité s'effectue. Il est thermo-activé (équation 2.53).

$$\tau^n = \frac{\tau_{ref}^n}{\exp\left(-\frac{E_W^a}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{v,ref}}\right)\right)} \quad (2.53)$$

où E_W^a est l'énergie d'activation de l'eau, R la constante universelle des gaz parfaits, τ_{ref}^n et $T_{v,ref}$ respectivement un temps caractéristique de référence et la température de référence choisie.

Ainsi, lors d'un séchage rapide, la pression capillaire chute plus rapidement que la pression nano, ce qui entraîne un déséquilibre entre les feuillets de C-S-H, se traduisant à l'échelle macroscopique par une diminution de la viscosité, et donc une augmentation de la vitesse de fluage. Ainsi, dans les modèles de (Sellier and Lacarrière, 2009; Sellier et al., 2016; Manzoni et al., 2020), le fluage de dessiccation a deux origines complémentaires :

- D'une part, il traduit le fait qu'en présence d'une contrainte de compression externe, les micro-fissures induites par le retrait empêché de la pâte autour des inclusions sont amoindries, permettant un plus grand effet mécanique de la capillarité.
- D'autre part, sous séchage rapide, les différences de pression d'eau entre les nanopores et les pores capillaires fragilisent de façon transitoire les liaisons inter-feuillets de C-S-H, diminuant d'autant la viscosité apparente du béton.

2.5.2.3. Déformation thermique transitoire

Plusieurs chercheurs (Rahimi-Aghdam et al., 2019; Bažant and Jirasek, 2018a) considèrent que la déformation thermique transitoire (DTT) est une déformation visqueuse, au même titre que le fluage propre ou de dessiccation. La DTT est alors modélisée de façon phénoménologique comme proportionnelle à la vitesse de chauffage qui agirait

2.5. Modélisation du comportement mécanique

sur les micro-précontraintes selon l'équation 2.45.

(Anderberg and Thelandersson, 1976) propose également une modélisation de la déformation transitoire de façon directement proportionnelle à la variation de la température (équation 2.54).

$$\dot{\epsilon}^{DTT} = \dot{T} \mathbf{Q} : \sigma \quad (2.54)$$

avec σ la contrainte appliquée et \mathbf{Q} le tenseur d'ordre 4 qui permet le passage au tridimensionnel et est défini dans l'équation 2.55.

$$Q_{ijkl} = \frac{\alpha \beta_0}{f_c} \left[-\gamma \delta_{ij} \delta_{kl} + \frac{1}{2} (1 + \gamma) (\delta_{ik} \delta_{jl} + \delta_{il} \delta_{jk}) \right] \quad (2.55)$$

où α est le coefficient de dilatation thermique du matériau, et β_0 et γ des paramètres matériaux.

Si le chargement est appliqué après le chauffage, la déformation s'annule puisqu'il n'y a pas de variation de température, ce qui est compatible avec les observations expérimentales. Cependant, cette formulation implique une répétabilité infinie de la DTT sur des cycles de refroidissement-chauffage, qui n'est pas observée expérimentalement (Cagnon, 2015).

(Nechnech et al., 2001) considère que la déformation thermique transitoire est couplée à de l'endommagement thermique durant le chauffage. S'appuyant sur l'équation 2.54, il propose de remplacer la contrainte dans cette équation par une contrainte endommagée, le coefficient d'endommagement D étant donné par l'équation 2.56.

$$D = 1 - \frac{E(T)}{E_0} \text{ avec } \begin{cases} \dot{D} \geq 0 & \text{si } \dot{T} > 0 \\ \dot{D} = 0 & \text{sinon.} \end{cases} \quad (2.56)$$

E_0 est le module de Young à une température de référence (20°C en l'occurrence) et $E(T)$ est obtenue par des essais de compression avec chauffage à plusieurs températures en prenant soin d'éviter des vitesses rapides de chauffage qui pourraient engendrer de l'endommagement supplémentaire par fort gradient thermique. Ces modèles, bien que permettant de reproduire certains résultats d'essais, restent purement phénoménologiques et ne permettent pas d'expliquer les derniers résultats de recherche sur la DTT obtenus par (Cagnon et al., 2019).

Les travaux les plus récents sur la modélisation de la DTT, à notre connaissance, sont ceux de (Manzoni et al., 2020). Ce dernier propose une approche de modélisation phénoménologique basée sur la physique, et notamment sur la migration de l'eau entre différentes échelles de pores, comme indiqué dans la section sur le fluage de dessiccation. C'est donc une modélisation unifiée qui est adoptée pour le retrait de dessiccation, le fluage de dessiccation et la déformation thermique transitoire. Dans

2.6. Conclusions

ce dernier cas, l'élévation de la température va engendrer une hausse de la pression de l'eau entre les feuillets de C-S-H par dilatation thermique empêchée. Cette surpression dans les nanopores, notée P^n fragilise les liaisons des ces feuillets, ce qui se traduit par une diminution de leur viscosité apparente. Le calcul de la pression nanoscopique est liée au volume d'eau dans la porosité des C-S-H par la relation 2.57.

$$P^n = M^n (\phi^n - \phi_{ref}^n) \quad (2.57)$$

où ϕ^n et ϕ_{ref}^n sont respectivement le volume d'eau dans la nanoporosité à la température T et celui à la température de référence (20°C en l'occurrence), M^n est défini dans un cadre poromécanique comme un module de Biot à l'échelle des C-S-H permettant la prise en compte de l'interaction entre l'eau et les feuillets de C-S-H.

L'évacuation de cette surpression des nanopores se fait vers les pores capillaires avec une cinétique relativement rapide donnée par l'équation 2.52. Dans ce contexte, la déformation thermique transitoire est le résultat d'une augmentation momentanée de la vitesse de fluage comme l'indique l'équation 2.50.

Cette modélisation de la DTT, en plus d'avoir une base physique, permet de reproduire la non répétabilité de la DTT via l'effet de la consolidation du matériau avec l'historique des chargements thermo-mécaniques. Elle est aussi fortement couplée avec les déformations de dessiccation, ce qui permet de limiter le nombre de paramètres à recalculer. Cependant, elle ne considère pas l'existence d'un endommagement thermique car elle a été principalement validée sur des essais où la température n'excède pas 50°C.

2.6. Conclusions

Dans une situation accidentelle (SA) dans les enceintes de confinement des centrales nucléaires, le béton pourrait être soumis à des températures allant jusqu'à 154°C imposée par une vapeur sous une pression de 5.2 bars, à l'intérieur de l'enceinte. Alors que la chaleur diffuse à travers le béton au cours du temps pour réduire progressivement le gradient thermique imposé au début de la situation accidentelle. Cette variation de température impacte le comportement du béton, matériau relativement complexe. Pour une bonne compréhension des éventuels effets des situations accidentelles sur l'ouvrage, nous avons effectué un état de l'art sur les connaissances actuelles en matière de comportement du béton sous sollicitations thermo-hydro-mécaniques variables. Étant couramment admis que la réponse macroscopique du béton à une sollicitation est liée au comportement de chacune des phases qui le composent, nous avons commencé par un bref rappel des constituants du béton, de leur comporte-

2.6. Conclusions

ment isolé, et des interactions entre constituants notamment les liaisons relativement fragiles entre granulats et pâte de ciment. Le comportement instantané et différé des bétons a ensuite fait l'objet d'une revue bibliographique. Bien que la plupart des phénomènes soient difficiles à décorrélérer, nous avons inventorié successivement les effets des sollicitations thermique, hydrique et mécanique. Cette première étape a ensuite conduit à considérer les effets des couplages entre ces sollicitations élémentaires. Enfin, l'objectif de la thèse étant de proposer une loi de comportement adaptée et calibrée pour les conditions de chargement accidentel, nous avons analysé les modèles de comportement hydrique et mécanique de la littérature en soulignant notamment les points forts et les limites de chaque approche. Les différentes conclusions de cette revue bibliographique font ressortir deux axes de progression majeurs en lien avec les objectifs de la thèse.

- Il n'y a pas de consensus quant aux conclusions sur la caractérisation expérimentale du béton à des températures modérées, notamment par rapport à la déformation durant la rampe de chauffage. Alors que certains auteurs considèrent que la déformation additionnelle durant cette phase correspond à une déformation thermique transitoire, d'autres l'assimilent à de l'endommagement thermique pur. Enfin, un dernier groupe de chercheurs considère que les deux phénomènes d'endommagement et de DTT sont couplés pendant le chauffage. Il est par conséquent nécessaire de produire davantage de données expérimentales de fluage en température pour améliorer la compréhension de ces mécanismes.
- Conséquence directe du manque de données, les modèles de fluage en température sont encore très phénoménologiques, et dès lors peu fiables en dehors de leur zone de calibration (limites de température, multiaxialité,...). A la lumière de la base de données disponibles sur le béton VeRCoRs, et des données complémentaires obtenues dans le cadre de cette thèse, nous allons donc enrichir le modèle de (Manzoni et al., 2020) qui présente l'avantage de proposer une explication physique basée sur des phénomènes micro et nano structuraux.

3. Étude expérimentale du comportement du béton VeRCoRs en environnement Thermo-Hydro-Mécanique variable

Sommaire

3.1. Introduction	89
3.2. Programme expérimental	92
3.2.1. Description du programme expérimental sur les éprouvettes ayant suivi une cure endogène de 3 mois	94
3.2.2. Description du programme expérimental sur les échantillons âgés de 4 ans	99
3.3. Descriptions des matériaux utilisés	103
3.3.1. Formulation de référence du béton VeRCoRs	103
3.3.2. Caractéristiques détaillées des constituants du béton VeRCoRs	104
3.3.3. Procédure de fabrication du béton VeRCoRs	105
3.3.4. Conditions de cure des échantillons testés à 90 jours	105
3.3.5. Caractéristiques du béton VeRCoRs à l'état frais	106
3.3.6. Caractéristiques du béton VeRCoRs à l'état durci	108
3.3.7. Caractéristiques des câbles de précontrainte	112
3.4. Description du dispositif expérimental	113
3.4.1. Dispositifs expérimentaux associés aux essais après 90 jours de maturation	114
3.4.2. Dispositif expérimental utilisé pour les essais menés sur les corps d'épreuve âgés de 4 ans	118
3.5. Résultats expérimentaux et discussions	120
3.5.1. Isotherme de désorption du béton VeRCoRs à 90°C	120

3.5.2. Cinétiques de pertes de masse	122
3.5.3. Déformations libres du béton en température	124
3.5.4. Fluage du béton en température	127
3.5.5. Fluage des cylindres et des poutres précontraintes âgées de 4 ans	134
3.6. Conclusions	146

3.1. Introduction

La maquette VeRCoRs a été construite pour étudier la durée de vie des enceintes de confinement à double parois notamment, l'évolution de leur capacité de confinement¹ avec le vieillissement, leur tenue mécanique et leur capacité de confinement en situations accidentelles. Ce programme de recherche expérimental vise à approfondir les connaissances acquises jusqu'à présent sur les sujets :

- de la compréhension des phénomènes des déformations différées à très long-terme et leur impact sur l'étanchéité des enceintes de confinement;
- de la compréhension des effets des situations accidentelles (température, humidité et pression) sur le comportement du béton et sa contribution dans la réponse de la structure.

Conçue à l'échelle 1/3 des enceintes de confinement à double paroi du parc nucléaire français (palier 1300 MWe de type P'4), cette maquette permet de collecter des données et de réaliser des essais avec une représentativité que ne permettent pas d'avoir les essais à l'échelle du matériau. Cependant, il est toujours impératif de disposer de données expérimentales à des échelles inférieures d'une part pour la compréhension des mécanismes physiques observables à l'échelle de la structure, et d'autre part pour faciliter l'identification des paramètres des modèles élaborés pour les calculs structurels. Le vaste programme expérimental réalisé sur le béton VeRCoRs aussi bien à l'échelle du matériau qu'à celui de la structure permet ainsi, au delà de la justification de la tenue des enceintes, de tester et de valider méthodiquement les stratégies de suivi de bon nombre d'ouvrages du Génie Civil (ouvrages d'art, infrastructures complexes du BTP ...).

En conditions d'exploitation, le béton de la maquette VeRCoRs est soumis à la chronologie de chargement suivante :

- Une phase de vieillissement du béton sous l'effet de la précontrainte biaxiale (12 MPa orthoradiale et 8.5 MPa verticale) à température et humidité représentatives des conditions prévalant dans les bâtiments réacteurs hors périodes d'essais. La température moyenne sur la paroi interne de l'enceinte est alors de 35°C, et de 25°C au niveau de la paroi externe. L'humidité relative est de l'ordre de 35% et 55% respectivement en intrados et en extrados, tandis que la pression est de 1 bar sur les deux parois (en équilibre avec la pression atmosphérique).
- Une phase de test annuelle de mise en pression à 5.2 bars correspondant aux épreuves décennales réalisées sur les enceintes de confinement du parc. Ces

1. étanchéité du béton uniquement sur la maquette VeRCoRs, alors que sur le parc un système de filtration actif dans l'espace inter-enceinte contribue à cette fonction d'étanchéité du bâtiment réacteur

3.1. Introduction

épreuves décennales sur le parc permettent en cas de respect du taux de fuite d'air sec réglementaire dans l'espace inter-enceinte, que l'ASN² autorise l'exploitant à continuer à exploiter le réacteur. Rappelons que le choix de cette temporalité est motivée par le fait que l'échelle considérée (1/3) permet d'accélérer les mécanismes de vieillissement du béton attribuables à la migration de l'eau d'un facteur 9. La température dans l'enceinte interne atteint alors une valeur basse de 15°C induite par l'arrêt du chauffage. Le noyage du radier pour éviter les fuites d'air par celui-ci et l'aspersion de l'extrados de l'enceinte interne durant cette épreuve, pour la mesure des fuites locales via les Boîtes Collectrices de Fuites (BCF) positionnées au droit des défauts débitants (fissuration du jeune âge, point, ligne et zone de porosité), augmente l'humidité relative à des valeurs proches de 100% en intrados comme en extrados.

Dans ces conditions, le béton subit des déformations mécaniques différées très largement étudiées dans la littérature. L'essentiel des fissures de VeRCoRs se sont formées dans la partie basse de l'enceinte appelée Gousset (partie épaisse de la structure liée au radier par l'intermédiaire du piédestal), à la suite du coulage de cette pièce par retrait gênée et surtout par chauffage pour être représentatif de l'échelle 1. La mise en précontrainte biaxiale de la structure par post-tension après la maturation du béton, referme l'ensemble de ces fissures liées au jeune âge. La mise en précontrainte par phasage peut souvent être à l'origine de création de fissures complémentaires autour des singularités (TAM, SAS et autres ouvertures) et de la sous-ceinture torique. Lors de la phase initiale de vie de la maquette VeRCoRs, celle-ci a subi une période d'imbibition pour limiter le séchage de la structure après sa mise en précontrainte. Le séchage démarre à pleine puissance lors de la mise en route du système de chauffage. Le séchage va induire des déformations de retrait et la précontrainte du fluage avec amplification des déformations par le séchage (fluage de dessiccation) et la température légèrement supérieure de l'ambiante qui viendront se coupler aux déformations endogènes du béton. La température entre 15°C et 35°C induit des déformations thermiques lors des phases de chauffage (lors de la première mise en route du chauffage et à chaque redémarrage du chauffage après une épreuve enceinte) et une thermo-activation permanente des déformations différées. Les déformations différées du béton, la relaxation propre des câbles de précontrainte (dans une moindre mesure en comparaison du béton) vont progressivement entraîner une perte de la précontrainte initiale réalisée sur la structure, ce qui conduit à une décompression progressive du béton environnant les fissures du jeune âge qui verront donc progressivement augmenter leurs ouvertures lors des épreuves enceintes et ainsi affecter la capacité de confinement de l'enceinte interne. Par ailleurs, le séchage se poursuivant dans

2. Autorité de Sûreté Nucléaire

3.1. Introduction

le temps, la perméabilité apparente à l'air augmente affectant aussi la capacité de confinement de l'enceinte interne. L'étude de ces phénomènes a donné lieu, à un vaste programme expérimental portant sur la mesure des déformations différées à l'échelle du matériau VeRCoRs. Ce qui a permis de constituer une importante base de données expérimentales sur les effets séparés et couplés, du séchage, du retrait en conditions endogène et de séchage, et du fluage en conditions endogène et de séchage; cela à température ambiante, à plusieurs humidités et à des configurations de chargements mécaniques uniaxial et biaxial. Nous reviendrons sur ces données lors de la calibration des modèles.

En situation accidentelle, les conditions thermo-hydriques dans l'enceinte seraient fortement modifiées suite à un dégagement de mélange air-vapeur à l'intérieur de l'enceinte interne. Ces modifications seraient les suivantes :

- la température interne dans l'enceinte augmenterait jusqu'à 154°C instaurant un fort gradient thermique dans l'épaisseur de l'enceinte, qui se réduit au fur et à mesure que la chaleur diffuse dans le béton. La diffusion de la chaleur semble conduire à une température de la paroi extrados d'environ 80°C en régime stabilisé;
- l'humidité relative évolue également jusqu'à des valeurs proches de 100 % avec un phénomène de condensation sur la paroi intrados de l'enceinte. L'humidité relative de l'espace inter-enceinte reste sujette à discussion mais sera affectée par l'apport d'eau de la paroi et surtout par le réchauffement de l'espace inter-enceinte;
- le dégagement du mélange air-vapeur engendre une pression interne de l'ordre de 5,2 bars (en pression absolue) similaire au chargement en situation d'épreuve en air sec;
- Dans l'épaisseur, on s'attend à une redistribution des contraintes du fait de ces conditions. Le moment thermique et la pression auront tendance à mettre l'extrados en traction tandis que l'intrados restera comprimé. Par ailleurs, les effets structurels de la teneur en eau sont moins connus; Aussi, les effets de ce chargement THM sur le comportement local du béton et sa contribution au comportement structurel sont aussi mal connus; Ce chapitre contribuera à donner des éléments de compréhension sur ce dernier point.
- Ces conditions durent une certaine période selon le scénario accidentel étudié, alors que la température, la pression, et l'humidité sont réduites pour retourner vers des valeurs ambiantes par les systèmes dédiés dans le cas des enceintes de confinement du parc. Ainsi, sur VeRCoRs une période de l'ordre de la semaine est étudiée du fait de l'épaisseur réduite d'1/3.

3.2. Programme expérimental

Contrairement aux essais à température ambiante, les études sur le comportement mécanique du béton à température modérée et humidité élevée sont peu nombreuses alors que des données obtenues dans de telles conditions sont nécessaires, d'une part pour la compréhension des phénomènes physiques dans la configuration accidentelle, et d'autre part pour l'identification complète des paramètres des modèles de déformations différées dans le cas du béton VeRCoRs.

Ce chapitre détaille le programme expérimental réalisé dans le cadre de cette thèse. Ce programme vise à compléter les données d'essais sur les déformations différées en température du béton VeRCoRs issues du projet ANR PIA MACENA et des campagnes expérimentales précédentes réalisées au sein des laboratoires de Génie Civil d'EDF (DI TEGG et RD). Il s'articule en cinq grandes parties. La première partie traite du matériau utilisé, en l'occurrence le béton VeRCoRs. Il y sera détaillé sa composition, les normes de fabrication et les caractéristiques aux états frais et durci. Dans la seconde partie, nous décrirons le programme expérimental prévisionnel avec les géométries des éprouvettes et les historiques de chargement thermo-hydro-mécanique auxquels elles seront soumises. La troisième partie traitera des dispositifs expérimentaux mis en place pour réaliser ces essais. Dans les deux dernières parties, nous présenterons les principaux résultats obtenus sur les déformations différées en température ainsi que les analyses associées.

3.2. Programme expérimental

Dans la littérature, on dénombre plusieurs articles traitant d'essais à haute température sur le béton (>500°C), le but étant d'étudier le comportement au feu des éléments de structure en béton. Ces essais se caractérisent ainsi par des durées de maintien du chargement mécanique assez courtes, de l'ordre de quelques heures, ne permettant pas de bien caractériser le comportement différé du béton dans de telles conditions. Concernant les études à température modérée, de précédents travaux de recherche ont été menés sur des formulations de bétons à hautes performances de l'Andra (Ladaoui, 2010; Ladaoui et al., 2011, 2013; Cagnon, 2015; Cagnon et al., 2016, 2019; Manzoni, 2019; Manzoni et al., 2020). Des essais de fluage ont ainsi été réalisés sur des éprouvettes cylindriques 11 x 22 cm soumises à de la compression uniaxiale à des températures allant jusqu'à 80°C, et également sur des anneaux soumis à des pressions radiales pour être plus représentatif des tunnels du site de stockage en couche profonde du projet Cigéo de l'Andra. Dans le cadre du projet ANR PIA-MACENA, des essais de fluage en température sur le béton VeRCoRs ont été menés sur des éprouvettes cylindriques et des poutres en béton précontraint pour des températures allant jusqu'à 70°C, en condition endogène et pour des humidités relatives de l'ordre de

3.2. Programme expérimental

50%. Ces essais ont été menés sur des éprouvettes en sortie de cure endogène de 2 mois minimum. Le programme expérimental de cette thèse, complémentaire de celui du projet MACENA, vise à être plus représentatif des conditions prévalant dans les enceintes de confinement du parc nucléaire en termes de vieillissement et de celles prévalant au coeur de l'ouvrage dans une situation accidentelle. Il est constitué des essais suivants :

- des essais de perte de masse, de déformation libre et de fluage en compression uniaxiale sur éprouvettes cylindriques 11 x 22 cm, en condition endogène et de séchage, pour des températures allant jusqu'à 90°C et 90% d'humidité relative. Les éprouvettes sont classées suivant leur état de vieillissement au moment du démarrage des essais. Une partie des éprouvettes est testée en sortie de cure endogène de 3 mois et la seconde partie après une phase de vieillissement en condition endogène ayant durée 4 ans.
- des essais de fluage en flexion 4 points sur des poutres en béton précontraint à 70°C et 80% d'humidité relative. Ces dernières ont subi un vieillissement en condition endogène de 4 ans préalablement à ces essais.

Pour faciliter la compréhension, d'un point de vue chronologique, de la réalisation de ces essais, nous déclinons le programme expérimental en deux sous-parties suivant la durée de la cure des éprouvettes au moment du démarrage des essais (voir Figure 3.1).

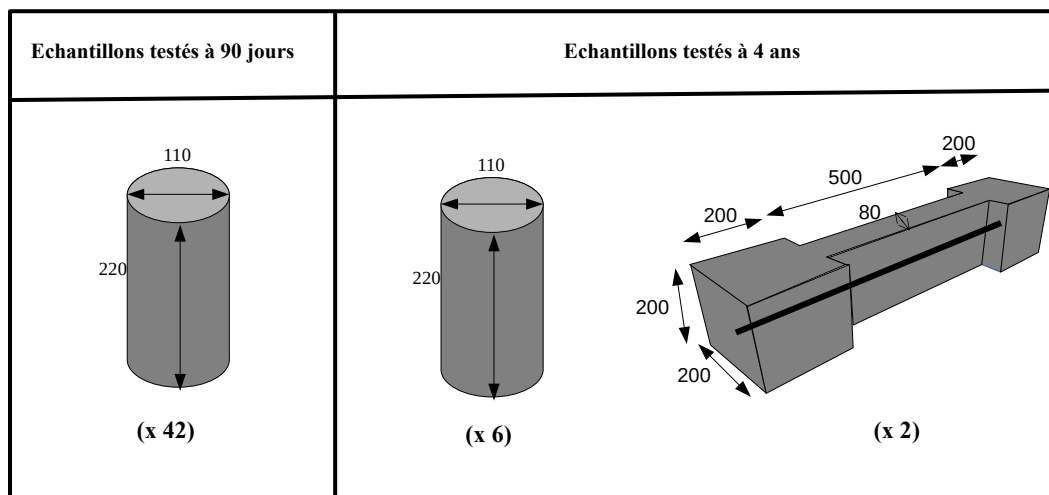


FIGURE 3.1. – Géométries et nombre de corps d'épreuves, cylindres et poutre précontrainte, avec la précision de leur âge lors des essais de fluage avec cotations en mm.

3.2.1. Description du programme expérimental sur les éprouvettes ayant suivi une cure endogène de 3 mois

Comme précisé dans le paragraphe précédent, cette campagne expérimentale porte sur des essais de perte de masse, retrait et fluage sur éprouvettes cylindriques de diamètre $10 \text{ cm} \pm 0.3$ et de hauteur $22 \text{ cm} \pm 0.5$ cm. Au total, plus de 40 éprouvettes ont été coulées en deux gâchées de 80 et 60 litres chacune. Le coulage des éprouvettes en deux gâchées était obligatoire au vu de la disponibilité des enceintes climatiques nécessaires, conjugué à la nécessité d'avoir des éprouvettes ayant la même maturation (3 mois de cure endogène) au démarrage des essais. Pour chaque gâchée, le béton est caractérisé aux états frais et durci afin de s'assurer de l'acceptabilité de l'éventuelle variabilité entre les deux gâchées. Quatre grandes familles d'essais ont été réalisées :

- Des essais de mesure de l'isotherme de désorption à 90°C et à 7 humidités relatives : 100%, 80%, 60%, 52%, 26%, 14% et 6% . Cette isotherme permet de compléter les isothermes de désorption du béton VeRCoRs mesurées lors de campagnes précédentes à 25°C , 40°C , 60°C et 70°C . Pour réduire la durée de l'essai, des paires de disques d'épaisseur 1,5 cm ont été utilisées provenant du découpage de cylindres 11 x 22 cm pour chaque humidité relative.
- Des mesures d'évolutions des pertes de masse à 70°C et 90°C sur des cylindres 11 x 22 cm. A 70°C , la mesure a été faite exclusivement à 50% d'humidité relative tandis qu'à 90°C , la cinétique de perte de masse est mesurée à 80%, 50% et 30% d'humidité relative.
- Des mesures des déformations libres du béton en condition endogène (non séchant) et en dessiccation (séchant) à 70°C et 90°C et pour des humidités relatives de 50% et 90%.
- Des essais sous un chargement de compression uniaxiale correspondant à 30% de la résistance en compression à l'âge de chargement avec mesure des déformations dans le sens de chargement.

Le programme d'essais de déformations libres et de fluage en compression uniaxiale se décline en trois phases de deux à trois mois chacune et ayant pour but d'appréhender le comportement mécanique du béton dans des configurations Thermo-Hydro-Mécaniques (THM) représentatives d'un scénario d'une situation accidentelle après :

- Une phase de cure de trois mois en condition d'auto-dessiccation à 20°C .
- Une période de vieillissement à 20°C et 50% d'humidité relative, sous une contrainte mécanique de 30 % de la résistance en compression mesurée à la fin de la phase de cure à 90jours.

3.2. Programme expérimental

- une phase de retrait et/ou de fluage à température et humidité variable (jusqu'à 90°C et 90% d'humidité relative).

La frise chronologique globale de la campagne expérimentale est précisée dans la Figure 3.2. Durant chaque phase, des essais de retrait, de fluage et des suivis de variation de masse sur les échantillons libres de chargement sont effectués dans deux enceintes climatiques avec des conditions imposées Thermo-Hydriques différentes et contrôlées.

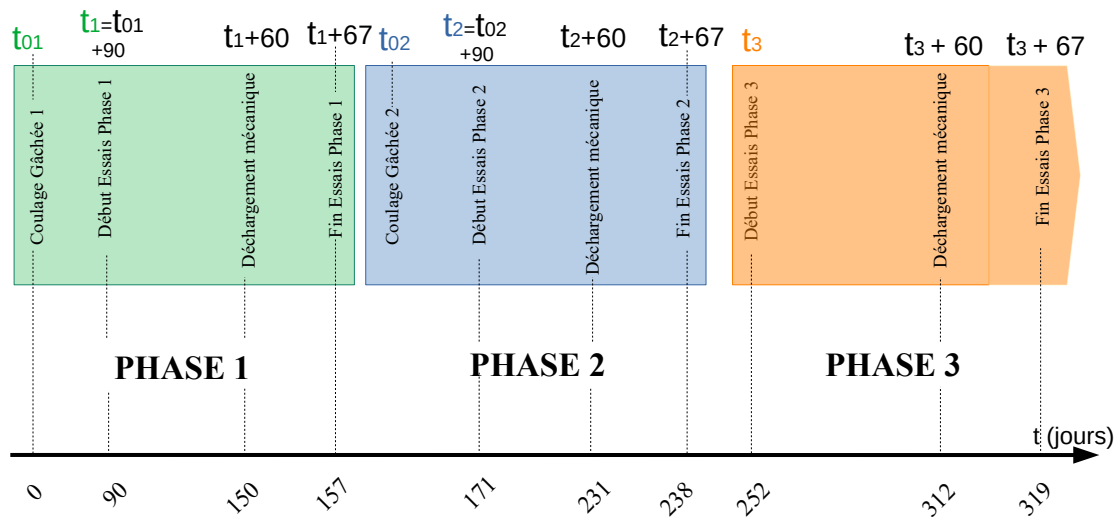


FIGURE 3.2. – Frise chronologique des différentes phases de la campagne d'essais

Les Figures 3.3 et 3.4 résument les conditions THM des essais de retrait et de fluage pour chaque phase du programme d'essais et respectivement dans les enceintes 1 et 2.

Dans l'enceinte 1, le programme détaillé se présente comme suit :

- En phase 1, 5 éprouvettes issues de la gâchée 1 sont testées à 70°C et 50% d'humidité relative en séchage. Chacune de ces éprouvettes sert à mesurer les déformations pour une configuration THM : la déformation libre en condition non séchante, la déformations libre en condition séchante, la déformation sous

3.2. Programme expérimental

charge en condition non séchante et celle séchant sous charge. A la fin de cette première phase qui dure 67 jours, les éprouvettes sont retirées de l'enceinte.

- En phase 2, 5 éprouvettes issues de la gâchée 2 sont testées à 90°C et 50% d'humidité relative en séchage, déformations libres en condition non séchante, déformations libres séchant, déformations sous charge non séchant et déformations sous charge séchant à 30% de la résistance en compression au jour de chargement. A la fin de cette seconde phase de même durée que la première, les éprouvettes sont maintenues en enceinte pour la phase 3.
- En phase 3, les éprouvettes en déformation libre de la phase 2 sont placées en fluage et vice-versa pour des tests à 90°C et 90% d'humidité relative; l'objectif étant d'avoir des données de déformations différées sur des éprouvettes ayant des historiques de conditions THM diverses.

Dans l'enceinte 2, les trois phases de la campagne sont menées sur les mêmes éprouvettes issues de la gâchée 1 :

- La première phase constitue une phase de vieillissement "normale" du béton à 20°C et 50% d'humidité relative. 5 éprouvettes sont testées en séchage, déformations libres en conditions séchante et non séchante et déformations sous charge en condition séchante et non séchante, en compression à 30% de la résistance en compression au jour de chargement. A la fin de cette phase, les éprouvettes sont maintenues en place pour la phase 2.
- La seconde phase constitue une étape de la phase "accidentelle". La température et l'humidité relative dans l'enceinte sont respectivement portées à 90°C et 90% pendant deux mois.
- Comme en enceinte 1 en phase 3, les éprouvettes en retrait de la phase 2 sont placées en fluage et vice-versa pour des tests à 90°C et 90% d'humidité relative.

3.2. Programme expérimental

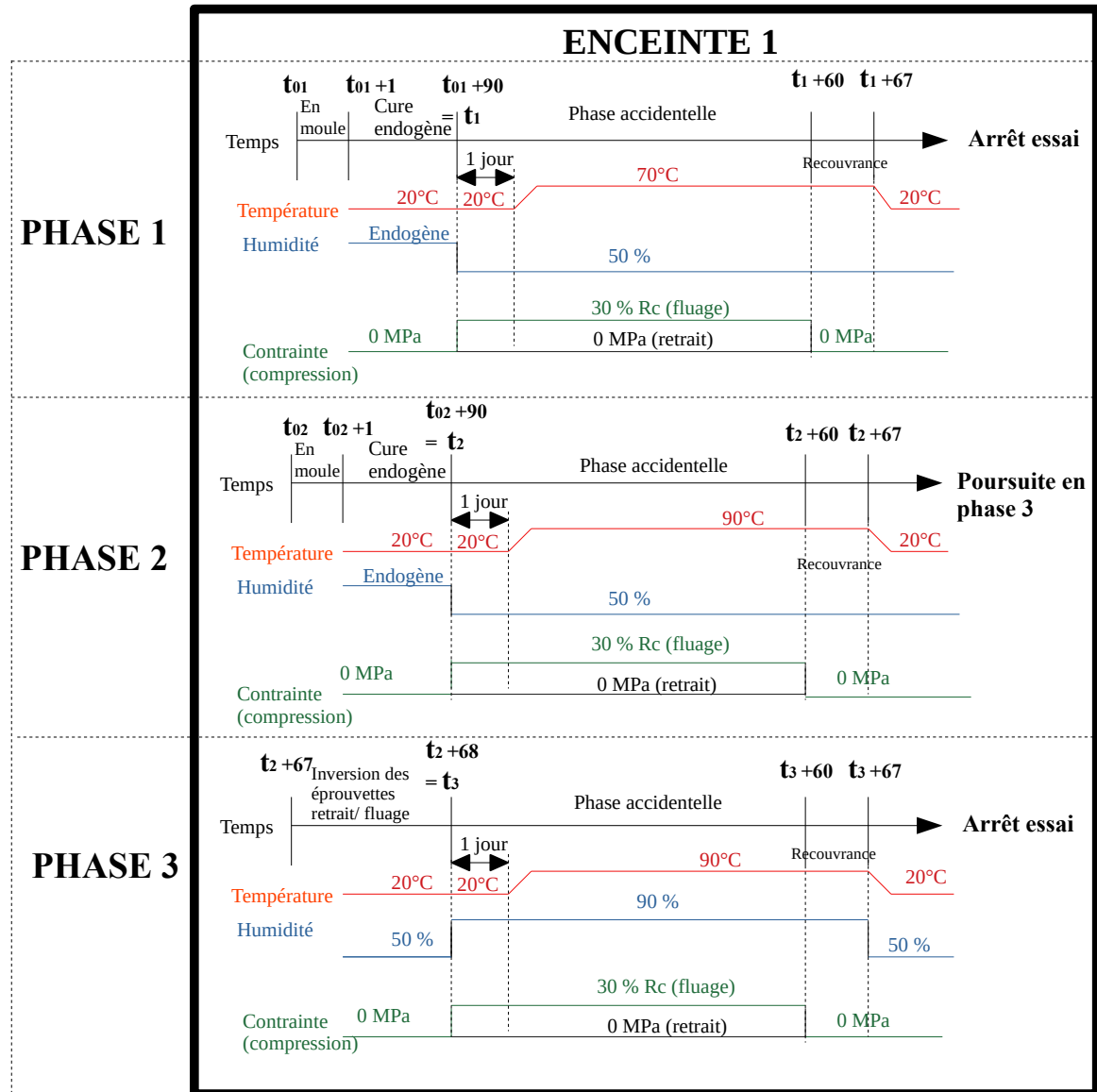


FIGURE 3.3. – Configurations des essais THM pour les éprouvettes testées dans l'enceinte 1

3.2. Programme expérimental

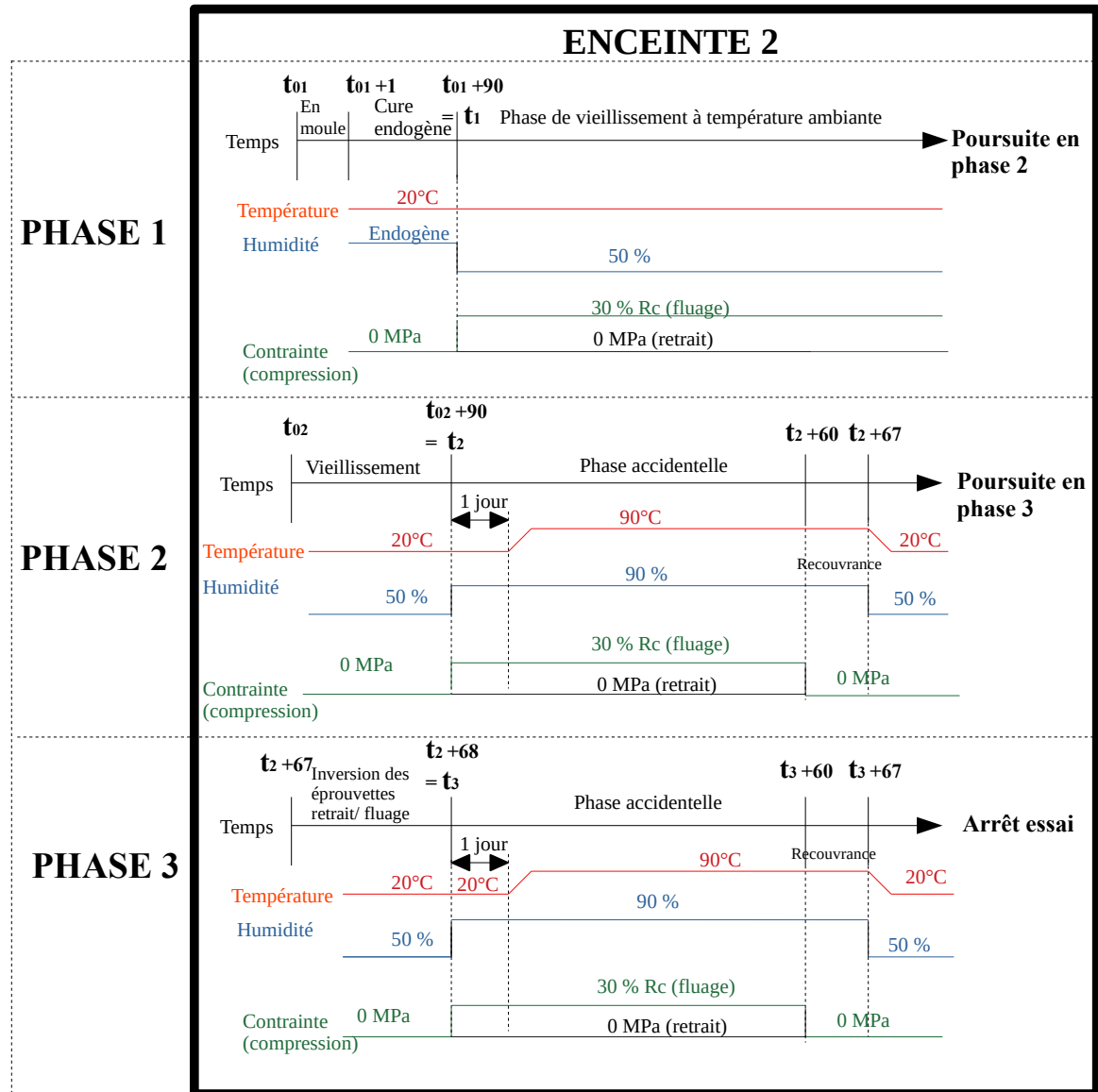


FIGURE 3.4. – Configurations des essais THM pour les éprouvettes testées dans l'en- ceinte 2

La répartition des éprouvettes par types d'essais est précisée dans le tableau 3.1

3.2. Programme expérimental

Gâchée	Type essais	Nombre d'éprouvettes
Gâchée 1	Caractérisations mécaniques à 28 et 90 jours	10
	Isotherme à 90°C	2
	Séchage à 20°C, 50% HR puis à 90°C, 90%HR	1
	Séchage à 70°C, 50% HR	1
	DL/DSC à 20°C, 50% puis à 90°C, 90% HR	2
	DL/DSC à 70°C, 50% HR	2
	DL/DSC à 20°C puis à 90°C non séchant	2
	DL/DSC à 70°C non séchant	2
Gâchée 2	Caractérisations mécaniques à 28 et 90 jours	10
	Séchage à 90°C, 50% HR puis à 90°C, 90% HR	1
	Séchage à 90°C et 3 paliers d'HR :80%, 50%, 30%	3
	DL/DSC à 90°C, 50% puis à 90°C, 90%	2
	DL/DSC à 90°C non séchant	2

TABLEAU 3.1. – Répartition des éprouvettes par type d'essais

3.2.2. Description du programme expérimental sur les échantillons âgés de 4 ans

Les échantillons utilisés dans cette campagne ont été coulés en 2016 dans le cadre du projet ANR PIA MACENA et testés en partie dans le cadre de campagnes antérieures (Vidal et al., 2019). Deux configurations d'essais de fluage à deux échelles ont été mises en œuvre dans ce programme expérimental qui porte sur le même béton VerCoRs :

- A l'échelle matériau, des essais de fluage en compression uniaxiale ont été menés sur des éprouvettes cylindriques 11 x 22 cm².

3.2. Programme expérimental

- A l'échelle semi-structurale, des essais de fluage en flexion 4 points ont été effectués sur des poutres en béton précontraint.

Ces essais de fluage sont complétés par un suivi du retrait séchant et non séchant et de la cinétique de perte de masses sur éprouvettes cylindriques de mêmes dimensions que celles de fluage en compression uniaxiale. Toutes les éprouvettes testées dans ce programme expérimental ont été coulées dans le cadre du projet MACENA. Elles sont donc âgées de 4 ans et ont été conservées dans des sacs plastiques durant cette période. On pourrait donc considérer qu'elles ont subi une cure endogène durant cette période, et également un fluage propre induit par la précontrainte pour les poutres.

3.2.2.1. Essais de retrait et de fluage en compression uniaxiale sur cylindres

Le fluage en compression uniaxiale est réalisé sur deux éprouvettes cylindriques : l'une en condition séchante et l'autre en condition non séchante. Le même conditionnement hydrique a été appliqué pour la mesure du retrait sur deux autres éprouvettes. La Fig 3.5 détaille la chronologie des conditions THM des 4 éprouvettes cylindriques. La période de conservation de 4 ans correspond à la condition endogène dans des sacs plastiques ; tous les phénomènes liés au processus d'hydratation sont donc stabilisés. Après cette période (1600 jours), les échantillons devant être testés en condition endogène ont été enveloppés dans trois couches de papier aluminium autocollant. Toutes les éprouvettes ont ensuite été placées dans une chambre climatique durant 80 jours (de 1600 jours à 1680 jours sur la Fig 3.5) à une température de 20°C et une humidité relative de 50%. A l'issue de cette phase (t = 1680 jours), les deux éprouvettes cylindriques en conditions séchante et non séchante sont chargées à 30% de leur résistance en compression à 90 jours. Les cylindres non chargés sont positionnés sur des capteurs de pesée afin d'enregistrer la cinétique de perte de masse pour la condition séchante et l'amplitude d'éventuelles pertes de masse parasites pour la condition endogène. Une journée après le chargement mécanique, la température est portée à 70°C avec une cinétique de 0.1°C/minute afin d'éviter l'endommagement thermique engendré par les forts gradients de dilatation entre le cœur et la surface de l'éprouvette (Manzoni et al., 2020). Pour rappel, ce choix chronologique d'un chauffage ultérieur au chargement a été adopté afin d'être représentatif d'une situation accidentelle qui se produit sur une structure précontrainte. Par conséquent, cette configuration est susceptible d'engendrer l'apparition de la déformation thermique transitoire. Une fois la température stabilisée, l'humidité relative est augmentée à 80% conformément aux conditions d'une situation accidentelle. Cette condition THM est alors maintenue pendant deux semaines.

3.2. Programme expérimental

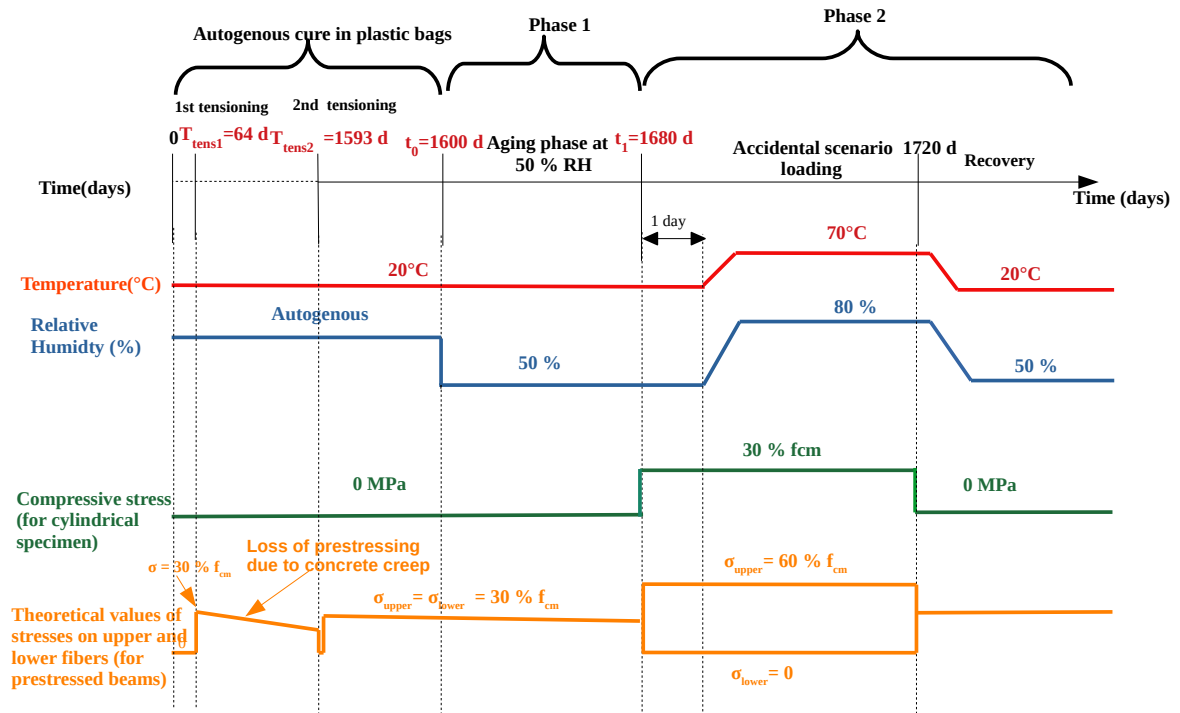


FIGURE 3.5. – Configurations des essais THM sur les échantillons cylindriques et les poutres en béton précontraint

3.2.2.2. Essais de fluage sur poutres précontraintes en flexion 4 points

Deux poutres précontraintes ont été testées. Ces poutres sont également âgées de 4 ans, car elles ont été coulées à la même date que les éprouvettes de béton cylindriques. La précontrainte a été appliquée 64 jours ($t=64\text{j}$) après coulage des poutres il y a 4 ans. Il s'agit d'une précontrainte par post-tension d'un acier de type mono-toron gainé-graissé, centré selon la ligne moyenne de la poutre. Les sections d'about des poutres ont été modifiées afin de respecter le gabarit et l'enrobage des ancrages. Néanmoins, comme nous l'expliquerons par la suite, ces ancrages sont situés en dehors de la zone qui sera soumise au fluage de flexion. La Figure 3.6 présente la répartition des contraintes normales dans la section centrale de ces poutres sous l'effet des différents efforts auxquelles elles seront soumises. L'effort de précontrainte est appliqué de manière centrée selon la ligne moyenne de la poutre et selon une intensité telles que le profil de contrainte normale est uniforme et de valeur égale à 30% de la résistance en compression à 28 jours. Cette valeur, identique à celle appliquée sur les cylindres, a été choisie afin d'être représentative de l'intensité de la précontrainte

3.2. Programme expérimental

réalisée sur les enceintes de confinement des réacteurs nucléaires. La mise en flexion 4 points à 4 ans (1680 jours) représente une évolution du chargement comparable à la phase de mise en pression accidentelle de l'enceinte de confinement. L'intensité de l'effort de flexion appliqué est telle que le profil de contraintes résultant suite à la superposition de l'état de contrainte induit par la précontrainte soit le suivant à mi-travée : contrainte nulle en fibre inférieure et contrainte correspondant à 60% de la résistance en compression à 28 jours en fibre supérieure. Cette dernière correspondait à un taux de chargement de fluage uniaxial appliqué sur des éprouvettes cylindriques dans le projet MACENA afin d'étudier le comportement du béton dans le domaine non linéaire du fluage. Néanmoins, ces valeurs de contrainte sont théoriques puisque les pertes de précontrainte différées engendrées par le retrait et le fluage du béton, ainsi que la relaxation des aciers modifient sensiblement ce profil de contrainte.

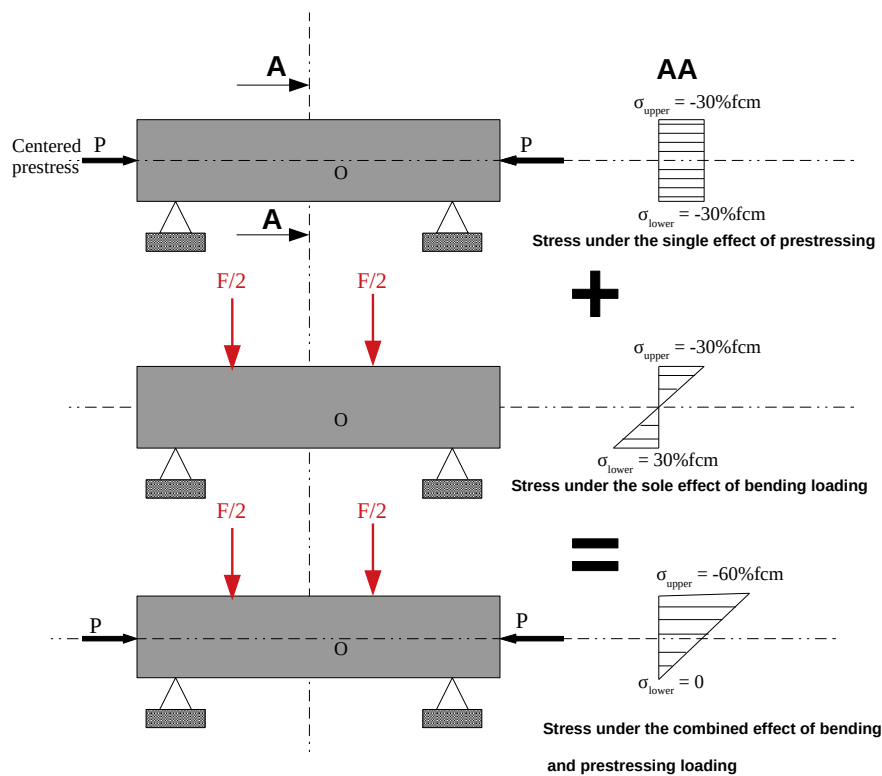


FIGURE 3.6. – Profil de contrainte normale théorique dans la section à mi-travée pour une poutre en béton précontraint sous l'effet combiné de la précontrainte et du moment de flexion

3.3. Descriptions des matériaux utilisés

Dans le cadre de ce programme d'essais et afin de connaître d'une part l'intensité réelle de la précontrainte au moment de l'essai et d'autre part la rigidité de la poutre, il a été procédé une semaine avant le démarrage de la phase de vieillissement à 20°C et 50% d'humidité relative (t = 1600 jours) à une détente suivie d'une remise en tension du câble (t=1593 jours) de manière à induire une contrainte normale correspondant à la valeur de 30% de la résistance à la compression. La chronologie de chargement THM est la même que celle des cylindres de béton soumis au fluage en compression uniaxiale (Fig 3.5). Cela permettra d'effectuer des comparaisons entre les déformations de fluage mesurées sur les deux types d'échantillons.

3.3. Descriptions des matériaux utilisés

3.3.1. Formulation de référence du béton VeRCoRs

Le béton utilisé dans cette campagne expérimentale tire son nom de la maquette VeRCoRs (VERification Réaliste du CONfinement des RéacteurS). Sa composition est la même que celle de la maquette construite en 2015 sur le Site d'EDF Lab Les Renardières (Mathieu et al., 2018). Sa formulation est précisée dans le tableau 3.2.

Constituants	Quantité	Unité
Ciment CEM I 52.5N CE CP2 NF Gaurain	320	kg/m ³
Sable 0/4 rec GSM LGP1	830	kg/m ³
Gravillons 4/11R GSM LGP1	445	kg/m ³
Gravillons 8/16R Balloy	550	kg/m ³
Superplastifiant Techno 80	2.4	kg/m ³
Eau efficace	167.2	kg/m ³
Eau d'ajout	195.53	kg/m ³
E/C	0.525	-

TABLEAU 3.2. – Composition du béton VeRCoRs

Pour réduire la variabilité des propriétés du béton VeRCoRs d'une étude à l'autre (Kinda, 2021; Vidal et al., 2019; Huang, 2018; Kallel, 2016), l'approvisionnement en matériaux entrant dans le cadre de sa fabrication est géré par le laboratoire Génie Civil d'EDF R&D.

3.3.2. Caractéristiques détaillées des constituants du béton VeRCoRs

3.3.2.1. Ciment

Afin de couvrir la gamme de résistance en compression souhaitée, le ciment utilisé est un ciment Portland à hautes performances ULTRACEM - CEM I 52.5 N CE HES BENOR provenant de la cimenterie "Compagnie de Ciments Belges" située à Gaurain.

3.3.2.2. Granulats

Les granulats utilisés dans la fabrication du béton VeRCoRs proviennent de deux carrières situées à proximité du Site des Renardières. Le sable de classe granulaire 0/4 et les gravillons 4/11 proviennent de la carrière "La Grande Paroisse" à Varennes-Sur-Seine et les granulats de classe 8/16 proviennent de la carrière "Balloy" à Balloy. La nature pétrographique de ces gravillons est de type alluvionnaire silico/calcaire. Ils sont roulés et non réactifs afin de limiter au maximum les risques de réaction alcali-granat. Avant la réalisation de la gâchée, le sable et les gravillons sont placés à l'étuve pendant une journée à 105°C pour partir d'un état totalement sec. Les granulats sont ensuite refroidis pendant 24 heures et conservés dans des bidons étanches pour éviter la reprise d'eau.

3.3.2.3. Adjuvant

L'adjuvant utilisé est un superplastifiant "SIKAPLAST TECHNO 80". Ce dernier agit comme un réducteur d'eau et permet de conserver une bonne ouvrabilité du béton sans affecter les résistances initiales.

3.3.2.4. Eau de gâchage

L'eau utilisée pour la réalisation des gâchées est déminéralisée afin de minimiser la variabilité de propriétés entre gâchées. Elle se décline en eau efficace, eau d'absorption et eau d'adjuvant.

- L'eau efficace est définie comme étant l'eau servant uniquement à l'hydratation du ciment.
- L'eau d'absorption est l'eau exclusivement absorbée par les granulats.
- L'eau d'adjuvant est l'eau contenue dans les adjuvants liquides.
- L'eau totale est la quantité d'eau obtenue par sommation des quantités d'eau efficace et d'absorption.

3.3. Descriptions des matériaux utilisés

- L'eau d'ajout est la quantité d'eau que l'opérateur doit verser lors du malaxage. Il s'agit ainsi par définition de la quantité d'eau totale à laquelle on retranche la quantité d'eau d'adjuvant.

3.3.3. Procédure de fabrication du béton VeRCoRs

Une procédure unique de fabrication du béton VeRCoRs a été rédigée à EDF R&D par (Thion, 2021). C'est la même procédure qui a été appliquée dans les études de (Kinda, 2021; Vidal et al., 2019; Huang, 2018; Kallel, 2016). Les différentes étapes de fabrication sont expliquées ci-dessous :

- Humidification du malaxeur,
- Séparation de l'eau totale en un tiers (eau absorbée) et deux tiers (eau efficace - eau d'adjuvant),
- Diluer l'adjuvant dans l'eau efficace,
- Placer les granulats (pré-séchés au four à 105°C la veille) et le sable dans le malaxeur puis malaxer pendant une minute,
- Ajouter l'eau absorbée et malaxer pendant 30 secondes,
- Arrêter le malaxeur et attendre 5 minutes,
- Ajouter le ciment,
- Redémarrer le malaxeur,
- Une minute plus tard, verser l'eau efficace,
- 5 minutes après le redémarrage, arrêter le malaxeur

Le béton est ensuite coulé dans des moules métalliques (ou en carton) en deux couches d'une dizaine de centimètres chacune. Pour éviter la ségrégation, une vibration est effectuée pour chaque couche sur une durée de 10 secondes.

3.3.4. Conditions de cure des échantillons testés à 90 jours

Le démoulage est effectué 1 jour après le coulage et les éprouvettes sont insérées dans des sacs plastiques et placées dans des bidons hermétiques comme l'illustre la Figure 3.7. Ce conditionnement garantit ainsi une cure parfaitement endogène du béton pendant 90 jours et le démarrage des essais. Afin de connaître l'état hydrique des éprouvettes avant leur chargement, le degré de saturation du béton est déterminé à partir de mesures de masse. Ce dernier est donné par l'équation 3.1.

$$S_r(\%) = 100 \times \frac{M_{init} - M_{sec}}{M_{sat} - M_{sec}} \quad (3.1)$$

3.3. Descriptions des matériaux utilisés

où M_{init} est la masse de l'échantillon en début d'essai, M_{sec} la masse de l'échantillon après séchage à l'étuve à 105°C et M_{sat} la masse de l'échantillon saturé sous vide. Les valeurs moyennes et par éprouvettes pour les deux gâchés sont données dans le tableau 3.3

Gâchée	Valeurs	Echantillon 1	Echantillon 2	Echantillon 3
Gâchée 1	Par éprouvette	95.11%	94.23%	94.47%
	Moyennée	94.6 ± 0.33 %		
Gâchée 2	Par éprouvette	91.48%	90.9 %	91.12 %
	Moyennée	91.17 ± 0.21 %		

TABLEAU 3.3. – Valeurs des degrés de saturation par éprouvette et moyennées après la cure endogène de 3 mois

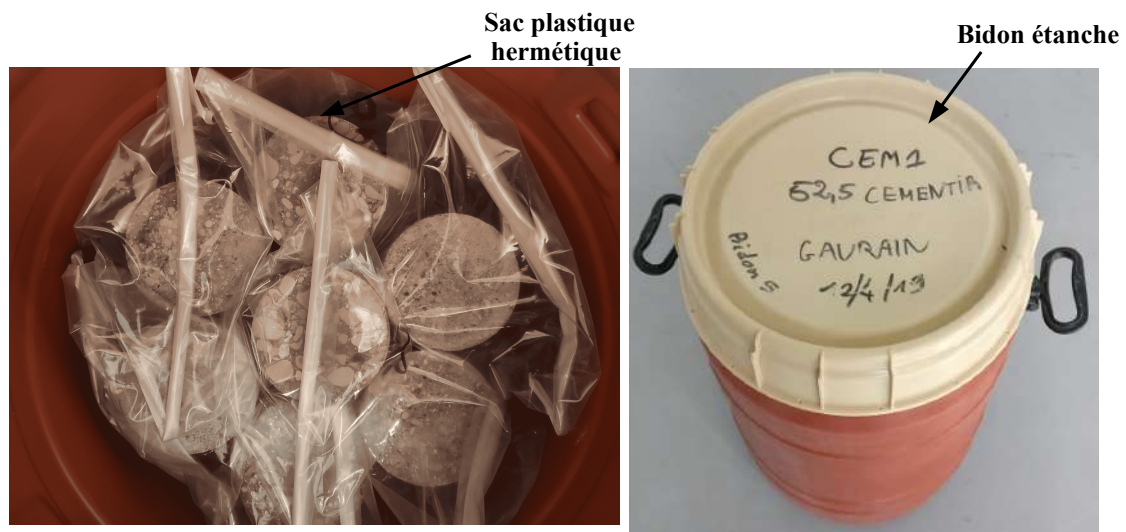


FIGURE 3.7. – Conditions de cure des éprouvettes avant essais

3.3.5. Caractéristiques du béton VeRCoRs à l'état frais

Les caractéristiques du béton mesurées à l'état frais sont l'affaissement au cône d'Abrams, la masse volumique, l'air occlus. Par soucis de reproductibilité, la réalisation de la gâchée ainsi que les essais de caractérisation du béton à l'état frais détaillés

3.3. Descriptions des matériaux utilisés

dans ce paragraphe se font dans des conditions de température assez semblables d'une gâchée à l'autre comme le montrent les valeurs du tableau 3.4.

Type de mesure	Gâchée G1	Gâchée G2
Température de la salle	20.6°C	22°C
Température de l'eau de gâchage	16.4°C	15.2°C
Température du béton	22.7°C	21°C

TABLEAU 3.4. – Températures mesurées en essais

3.3.5.1. Essai d'affaissement au cône d'Abrams

Cet essai permet de caractériser l'ouvrabilité du béton à travers la mesure de sa consistance. Elle est réalisée suivant la norme NF EN 12350-2 et permet de situer le béton dans l'une des 5 classes de consistance définies par la norme NF EN 206-1 :

- S1 (1 à 4 cm) pour une consistance ferme.
- S2 (5 à 9 cm) pour une consistance plastique.
- S3 (10 à 15 cm) pour une consistance très plastique.
- S4 (16 à 21 cm) pour une consistance fluide.
- S5 (> 21 cm) pour une consistance très fluide.

Les consistances mesurées sur les gâchées 1 et 2 sont respectivement de 19.2 cm et 21 cm, ce qui place le béton VerCoRs dans la classe des bétons à consistance fluide. Pour rappel, les valeurs limites de consistance "admissibles" pour garantir la conformité du béton VerCoRs vis-à-vis des mesures sur le chantier de la maquette est de 18 cm pour la limite basse et 22 cm pour la limite haute.

3.3.5.2. Masse volumique

La masse volumique du béton est déterminée suivant les prescriptions de la norme NF EN 12350-6. Elle est respectivement de 2322 kg/m³ et 2324 kg/m³ pour les gâchées 1 et 2.

3.3.5.3. Teneur en air occlus

La norme utilisée pour la mesure de la teneur en air occlus est la norme NF EN 12350-7. L'essai a été réalisé au moyen d'un aéromètre. Les valeurs mesurées sont de 3 et 3.9%

3.3. Descriptions des matériaux utilisés

respectivement pour les gâchées 1 et 2 pour des valeurs admissibles situées entre 1.5% et 4.0%.

3.3.6. Caractéristiques du béton VeRCoRs à l'état durci

Les essais de caractérisation des propriétés du béton à l'état durci sont présentés dans ce paragraphe et comparés aux données obtenues sur le même béton dans des études antérieures et lors de la construction de la maquette sur des éprouvettes dites "de chantier". Les propriétés mesurées sont la résistance en traction à 28 jours, la résistance en compression à 90 jours, le module de Young à 90 jours, la porosité accessible à l'eau à 90 jours. Chacune des propriétés présentées a été mesurée sur trois corps d'épreuve en sortie de 3 mois de cure endogène à 20°C et 98% d'humidité relative. Par ailleurs, toutes les éprouvettes utilisées pour la caractérisation ont été contrôlées vis-à-vis de leur forme et dimensions en suivant les prescriptions de la norme NF EN 12390-1.

3.3.6.1. Résistance en compression

La résistance en compression des échantillons VeRCoRs a été mesurée en suivant la norme NF EN 12390-3. La valeur moyenne des mesures sur 3 éprouvettes pour chaque gâchée ainsi que les mesures effectuées dans les études antérieures et sur chantier sont présentées dans le tableau 3.5.

	Eprouvettes chantiers	(Kallel, 2016)	(Huang, 2018)	(Vidal et al., 2019)	(Koala, 2022)
Nombre d'éprouvettes	18	14	3	3	3 par gâchée
R _c à 90 jours (MPa)	48.4 ± 5.18	42.5 ± 0.65	54.6 ± 1.47	51.6 ± 1.2	G1 : 50.42 ± 0.7, G2 : 53.8 ± 1.5

TABLEAU 3.5. – Résistances en compression moyennes du béton VeRCoRs et comparaison avec les valeurs obtenues lors des campagnes antérieures

La variabilité intrinsèque à chaque campagne est plus élevée sur les éprouvettes chantiers que sur celles de laboratoire, ce qui est logique au vu de la meilleure maîtrise des conditions d'essais en laboratoire. Aussi, la comparaison des différentes mesures de la résistance en compression montre une résistance en compression de (Kallel, 2016) significativement plus faible par rapport à celles des autres études. Cette différence est

3.3. Descriptions des matériaux utilisés

due principalement à une erreur de quantification de l'eau d'ajout lors de la réalisation de ladite gâchée. En effet, le rapport E/C pris en compte dans (Kallel, 2016) était de 0,62 au lieu de la valeur conventionnelle de 0,525 retenue pour le béton VeRCoRs. Sachant que ce rapport est un facteur déterminant sur les propriétés mécaniques du béton, les comparaisons ultérieures ne se feront donc plus avec les données issues de cette campagne expérimentale.

3.3.6.2. Résistance en traction par fendage

L'essai de résistance en traction par fendage est réalisée sur trois éprouvettes et conformément à la norme NF EN 12390-6. Les éprouvettes sont soumises à un effort de compression appliqué sur une zone étroite selon deux génératrices diamétralement opposées. Il en résulte des contraintes de traction orthogonales à l'axe de chargement qui engendrent la rupture de l'éprouvette par traction. Les valeurs de résistance en traction à 28 jours mesurées pour les deux gâchées sont comparées aux données antérieures dans le tableau 3.6.

	Eprouvettes chantiers	(Huang, 2018)	(Vidal et al., 2019)	(Koala, 2022)
Nombre d'éprouvettes	18	3	3	3 par gâchée
R_t à 28 jours (MPa)	4.31 ± 0.42	NC	3.91 ± 0.95	G1 : 4.11 ± 0.2 , G2 : 5.1 ± 0.2

TABLEAU 3.6. – Résistances en traction par fendage moyennes du béton VeRCoRs et comparaison avec les valeurs obtenues lors des campagnes antérieures

La résistance en traction de la deuxième gâchée de la présente campagne d'essai est plutôt élevée comparée à celles de la première gâchée et des précédentes études. Cependant, en prenant en compte les valeurs d'écart-type, cette différence s'avère peu significative.

3.3.6.3. Module sécant d'élasticité

La mesure du module sécant d'élasticité est réalisée suivant les prescriptions de la norme NF EN 12390-13 de février 2014. L'éprouvette est ainsi soumise à un chargement de compression uniaxiale et les contraintes et déformations sont enregistrées. La pente de la droite sécante de la courbe contrainte/déformation est alors déterminée après

3.3. Descriptions des matériaux utilisés

trois cycles de chargement et constitue le module sécant d'élasticité en compression. Les valeurs moyennes par campagne sont précisées dans le tableau 3.7.

	Eprouvettes chantiers	(Huang, 2018)	(Vidal et al., 2019)	(Koala, 2022)
Nombre d'éprouvettes	18	3	3	3 par gâchée
E à 90 jours (MPa)	36.74 ± 3	36.7	35.1 ± 0.2	G1 : 35.7 ± 0.9 , G2 : 36.6 ± 0.7

TABLEAU 3.7. – Modules d'élasticité moyens du béton VerCoRs et comparaison avec les valeurs obtenues lors des études précédentes

Les valeurs de module d'élasticité à 90 jours mesurées pour les deux gâchées sont proches de celles mesurées sur chantier et dans les études antérieures.

3.3.6.4. Porosité

La porosité accessible à l'eau du béton durci est mesurée en suivant un protocole interne à EDF (Thion, 2022). Le dispositif d'essai de porosité est présenté sur la figure 3.8. La première étape consiste à préparer les solutions d'eau pour la saturation des échantillons. Afin de limiter les potentiels effets de lixiviation et d'attaque en surface, la solution de saturation choisie est constituée d'eau déionisée dans laquelle on verse 1 gramme de pastilles de KOH et 4,6 grammes de pastilles de N_aOH par litre d'eau afin d'avoir un pH basique (≈ 12). La seconde étape consiste à saturer les échantillons en les immergeant dans 3 à 4 centimètres de solution de saturation dans des dessiccateurs. Via la pompe à palettes et par réglage des vannes, on réalise un vide primaire d'environ 10 millibars. 48 h après le démarrage de la saturation sous vide, on peut procéder aux premières pesées. Ces pesées doivent alors se faire chaque jour à la même heure jusqu'à ce que la variation de la masse de l'échantillon ne dépasse pas 0.05% en 24 h. La durée moyenne d'atteinte de la condition de stabilisation dans le cas du béton VerCoRs est de 2 semaines. Une fois l'équilibre atteint, on procède à la pesée hydrostatique dans un bac d'eau rempli d'eau déionisée. La dernière étape consiste à sécher les échantillons dans une étuve à 105°C. De façon analogue à l'étape de saturation sous vide, les éprouvettes sont pesées une première fois 48h après le démarrage du séchage et maintenues dans l'étuve jusqu'à ce que la variation de leurs masses n'excède pas 0.05% en 24h. Avant chaque pesée, les éprouvettes sont refroidies

3.3. Descriptions des matériaux utilisés

dans la cloche à vide pendant quelques dizaines de minutes.

La porosité accessible à l'eau est alors calculée via la formule 3.2.

$$\phi(\%) = 100 \times \frac{M_{sat} - M_{sec}}{M_{sat} - M_{hydro}} \quad (3.2)$$

où M_{sat} , M_{sec} et M_{hydro} sont respectivement la masse de l'éprouvette saturée sous vide, la masse de l'échantillon après séchage à 105°C et la masse sous eau.

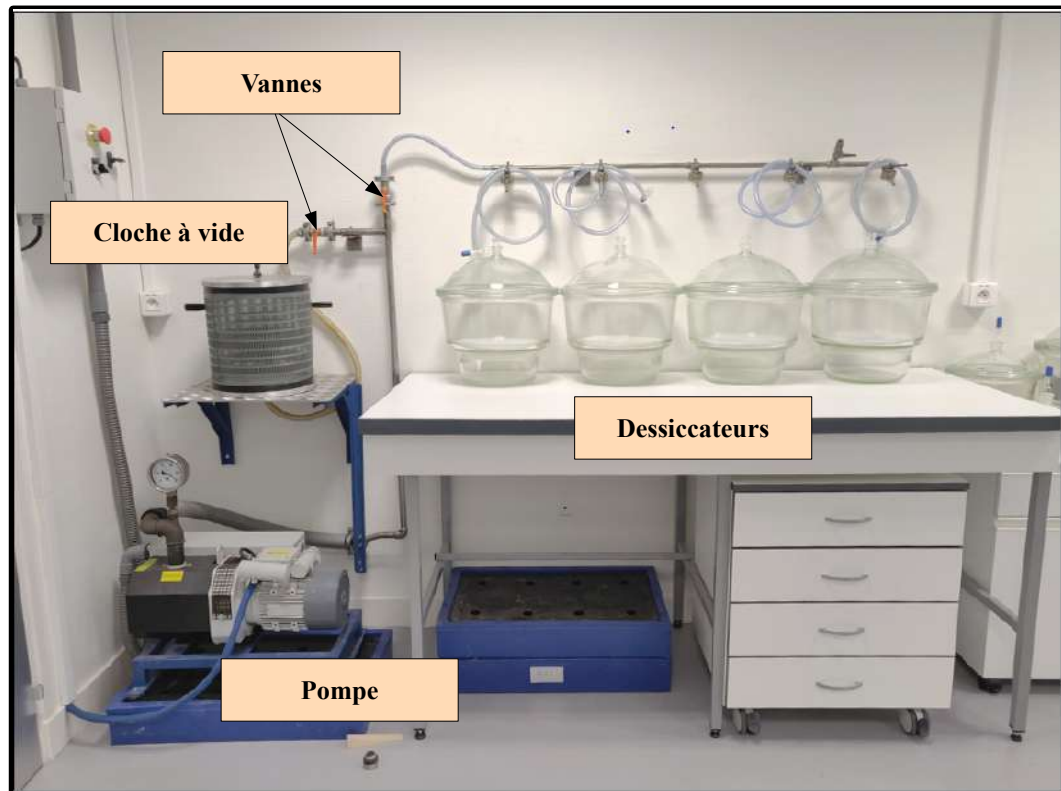


FIGURE 3.8. – Banc de porosité

Les valeurs de porosité mesurées pour les deux gâchées de la présente campagne sont comparées à celles des études antérieures dans le tableau 3.8.

3.3. Descriptions des matériaux utilisés

	Eprouvettes chantiers	(Huang, 2018)	(Vidal et al., 2019)	(Koala, 2022)
Nombre d'éprouvettes	18	3	3	3 par gâchée
ϕ (%)	14.52 ± 0.62	15.37 ± 0.11	NC	G1 : 14.44 ± 0.33 , G2 : 13.5 ± 0.2

TABLEAU 3.8. – Porosité du béton VerCoRs et comparaison avec les valeurs obtenues lors des études précédentes

La variabilité des valeurs obtenues suivant les campagnes en termes de porosité est assez importante. Le béton de la seconde gâchée de la présente campagne se caractérise ainsi par une porosité plus faible que la moyenne de la gâchée 1 et des études antérieures. Cela pourrait provenir d'une vibration plus longue que celle recommandée, la durée dépendant de l'appréciation de l'opérateur.

3.3.7. Caractéristiques des câbles de précontrainte

Après avoir présenté les caractéristiques aux états frais et durci du béton utilisé pour la confection des corps d'épreuve, nous allons détailler dans ce paragraphe les caractéristiques des poutres précontraintes. Leur plan de ferrailage est présenté dans la figure 3.9. L'acier de précontrainte est non adhérent au béton et est de type mono-toron T15S gainé-graissé, centré selon la ligne moyenne de la poutre. Les caractéristiques mécaniques et géométriques de l'acier sont précisées dans le tableau 3.9

E_p (GPa)	f_{pk} (MPa)	$f_{p0,1k}$	Diamètre (cm)	Section A_p (mm ²)
195	1860	1650	1.57	3 150

TABLEAU 3.9. – Caractéristiques de l'acier de précontrainte

où E_p , f_{pk} , $f_{p0,1k}$ sont respectivement le module d'élasticité, la contrainte à la limite de rupture et celle à la limite conventionnelle d'élasticité de l'acier.

3.4. Description du dispositif expérimental

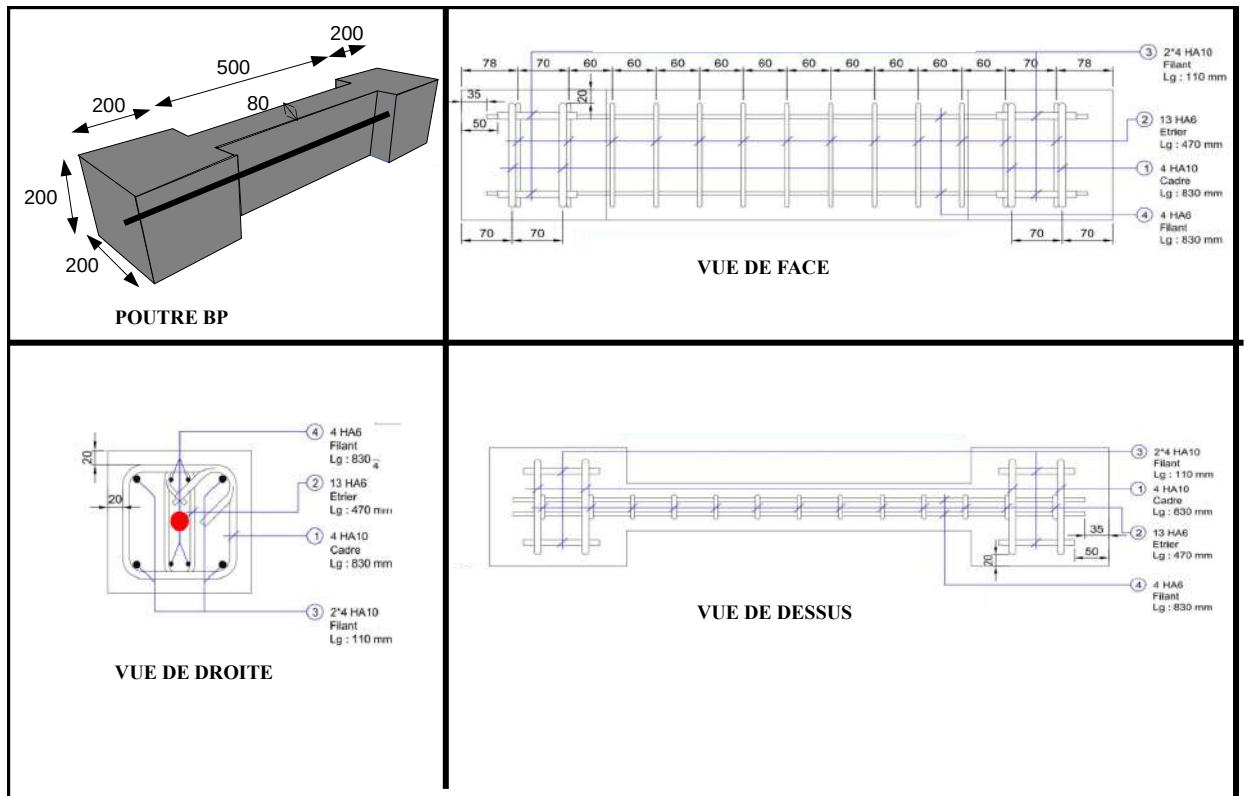


FIGURE 3.9. – Plan de ferrailage des poutres en BP explicité via trois coupes, avec cotations en mm

3.4. Description du dispositif expérimental

Dans ce paragraphe, les dispositifs expérimentaux utilisés dans les campagnes sur les éprouvettes âgées de 90 jours (essais réalisés à EDF Lab les renardières) et à 4 ans (essais réalisés au LMDC) seront présentés. Le principe général est le même. Les essais sont réalisés dans des enceintes ou chambre climatiques contrôlables en température et en humidité et muni d'un dispositif de consignation déporté depuis l'extérieur. Néanmoins, du fait de certaines différences au niveau de l'instrumentation et des solutions d'acquisition des données, il est judicieux de détailler dans deux sous-paragraphe distincts le dispositif propre à chaque campagne.

3.4. Description du dispositif expérimental

3.4.1. Dispositifs expérimentaux associés aux essais après 90 jours de maturation

3.4.1.1. Mesure de l'isotherme de désorption à 90 °C

L'isotherme de désorption à 90°C du béton VeRCoRs est mesuré via la méthode des solutions salines saturées (Greenspan, 1976). Ces dernières sont obtenues par mélanges de sels et d'eau déionisée. Le principe de cette méthode est basé sur l'obtention d'un état d'équilibre qui se traduit par une pression de vapeur d'eau exclusivement modifiée par un changement de la température. Ainsi, en conditions isothermes, l'humidité relative ambiante est connue et fixe. Cette méthode de mesure de l'isotherme est recommandée par le Comité Européen de Standardisation (European, 2013). Les solutions salines sont placées dans des dessiccateurs et séparées des éprouvettes béton par un portoir en céramique placé à quelques centimètres de la solution. La condition en température est obtenue en plaçant les dessiccateurs dans une enceinte climatique réglée à 90°C. Afin d'avoir le maximum d'information sur les états d'équilibre hydrique du béton à 90°C, des tests préalables ont été effectués sur 8 solutions différentes correspondant en condition isotherme à 90°C à 8 humidités relatives comprises théoriquement entre 5.26% et 100%. Les valeurs théoriques et réelles d'humidités relatives mesurées via un capteur d'humidité sont précisées dans le tableau 3.10.

Sel	HR théorique (%)	HR réelle (%)
H_2O	100	100
KCl	78.5	80.1
$NaNO_3$	65	61.19
KI	60.21	62.1
$NaBr$	52	52.4
$MgCl_2$	24.12	26.4
$LiCl$	10.23	14.2
$LiBr$	5.26	6.6

TABLEAU 3.10. – Valeurs théoriques et réelles mesurées³ pour différentes solutions salines saturées à 90°C

On constate que les valeurs théoriques et réelles associées à chacune des solutions

3.4. Description du dispositif expérimental

salines préparées sont comparables. Les deux sels $NaNO_3$ et KI donnent des valeurs d'humidité relative très proches. Nous avons donc décidé de ne retenir que la solution en $NaNO_3$. Le suivi de la masse est fait par pesées manuelles comme montré dans la figure 3.10.



Dessiccateurs dans l'enceinte climatique



Dispositif de pesée

FIGURE 3.10. – Dispositif de mesure de l'isotherme de désorption à 90°C par Solutions Salines Saturées.

Pour limiter au maximum les perturbations thermiques, les 7 dessiccateurs contenant les 7 solutions salines sont sortis en série pour des pesées quotidiennes les deux premiers jours, puis par semaine pendant un mois, puis toutes les deux semaines jusqu'à ce que la variation de la masse pour chacun des échantillons n'excède pas 0.05% en 24 heures.

3.4.1.2. Essais de retrait et de fluage en température

La réalisation de ces essais a nécessité la mise en place d'un dispositif capable de fonctionner dans des conditions thermo-hydriques bien spécifiques : jusqu'à 90°C en température et jusqu'à 90% en humidité relative. Des bancs de fluage en acier inoxydable et résistants à ces températures ont ainsi été conçus avec des capacités de chargement allant jusqu'à 500 tonnes. Les détails techniques de conception des bancs sont disponibles dans l'annexe C. Ces bancs ont ensuite été placés dans deux enceintes climatiques. Les éprouvettes de béton sont testées suivant deux configurations (séchante et non séchante) en retrait et en fluage. Les éprouvettes sont instrumentées

3.4. Description du dispositif expérimental

par des capteurs de déplacement LVDT (Linear Variable Differential Transformer) capables de fonctionner dans ces conditions thermo-hydriques. 3 capteurs sont placés suivant 3 génératrices régulièrement espacées de 120°. Des jauges de déformation ont aussi été placées afin de doubler le système de mesure en cas de défaillance de l'un des deux. Un système de pesées par suspension a aussi été utilisé pour la mesure de la cinétique de pertes de masse. Le détail de l'instrumentation des éprouvettes est donné dans la figure 3.11. L'ensemble des fiches techniques des dispositifs d'instrumentation est fournie en annexe B.

Chaque banc de fluage est équipé de façon analogue à ceux conçus au LMDC lors de la thèse de (Ladaoui, 2010). Il dispose :

- D'un vérin hydraulique qui permet d'appliquer la contrainte de compression souhaitée via une pompe hydraulique.
- D'un manomètre (numérique dans notre cas) extérieur à l'enceinte climatique.
- D'un système d'accumulateurs d'azote branché sur l'installation hydraulique et ayant pour fonction de réguler la pression du vérin durant toute la durée des essais (2 accumulateur dans notre cas).

Afin d'éviter au maximum les perturbations d'ambiances thermo-hydriques, tout le dispositif de consignation et de suivi des essais est maintenu en dehors des enceintes climatiques. L'acquisition est faite pour tous les capteurs à travers des blocs d'acquisition polyvalents (voir annexe B). La fréquence d'acquisition est de 0.1 Hz. Elle est ainsi choisie afin de capter avec une précision optimale les informations (mouvements d'eau, déformations) durant les phases de montée en température, humidité et pression. Le dispositif expérimental final mis en place est présenté dans la figure 3.12.

3.4. Description du dispositif expérimental



FIGURE 3.11. – Instrumentation des éprouvettes de la campagne d’essais sur corps d’épreuve après cure endogène de 3 mois et système de contrôle des conditions THM appliquées

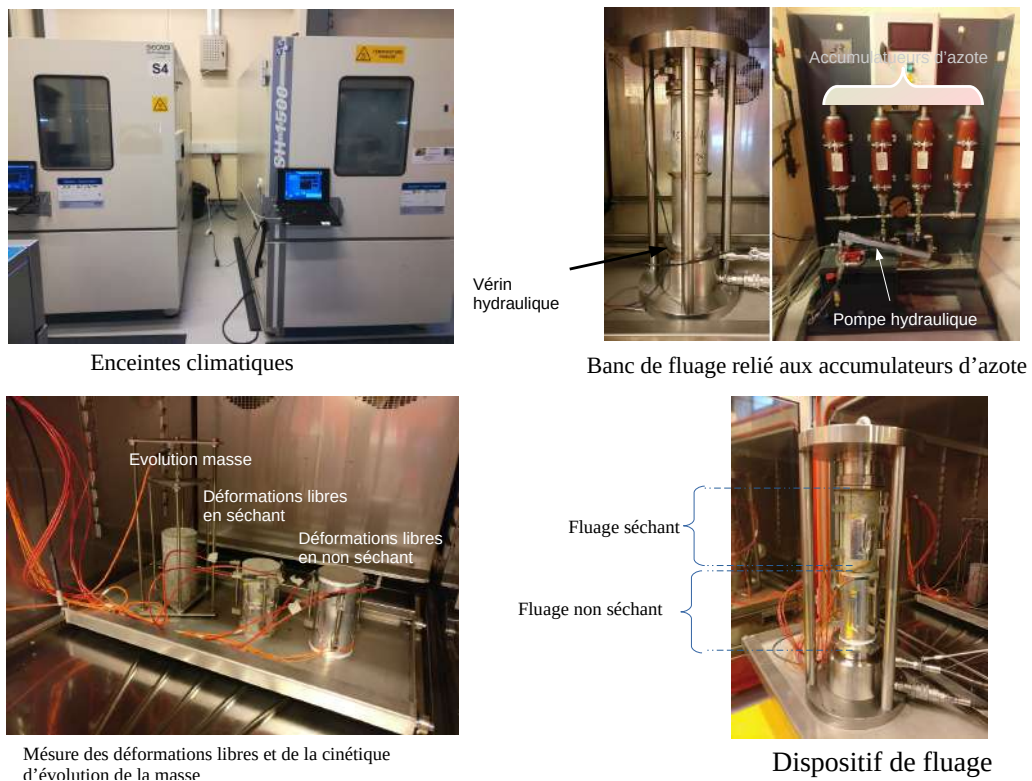


FIGURE 3.12. – Dispositif final d’essais de fluage en température

3.4.2. Dispositif expérimental utilisé pour les essais menés sur les corps d'épreuve âgés de 4 ans

Les essais ont été réalisés dans une chambre climatique de 15 m³ contrôlée en température et en humidité respectivement pour des valeurs maximales de 70°C et 80%. A l'intérieur de cette chambre sont placés des bancs de fluage tous initialement conçus pour les essais de fluage en compression uniaxiale de (Ladaoui, 2010; Cagnon, 2015). Grâce à un système constitué d'un profilé IPE sur lequel sont vissés deux rouleaux cylindriques, les bancs ont été adaptés pour permettre la réalisation de l'essai de flexion 4 points sur les poutres précontraintes. Chaque bâti de fluage est équipé d'un vérin hydraulique qui permet d'appliquer un chargement de compression à l'aide d'une pompe hydraulique. Pour régler la contrainte à appliquer, un manomètre de pression est placé à l'extérieur de l'enceinte climatique et est relié, de façon indépendante, au circuit hydraulique de chacun des bâtis. Chaque bâti dispose par ailleurs d'un accumulateur d'azote branché sur l'installation hydraulique et ayant pour fonction de maintenir constante la pression du vérin et donc la contrainte durant la période de chargement. Tout le dispositif de consignation et de suivi des essais est placé en dehors de la chambre climatique afin d'éviter au maximum les ouvertures de la chambre climatique et les perturbations d'ambiance thermo-hydrique qui pourraient en résulter. Les poutres et éprouvettes sont instrumentées de jauges de déformation de 70 millimètres. Elles présentent l'avantage de pouvoir être compensées facilement vis-à-vis de leur déformation propre dans les phases thermiques transitoires.

- Sur les éprouvettes cylindriques sont collées 3 jauges de déformations longitudinales dans la direction de chargement. Elles sont disposées selon des génératrices espacées d'un angle de 120°.
- Sur les poutres, 6 jauges de déformation sont réparties comme suit : 2 jauges placées à mi-travée sur chacune des fibres supérieure et inférieure de la section transversale de béton, et 2 jauges sur un cylindre métallique interposé entre l'ancrage et l'appui du système de précontrainte.
- Afin de réaliser la correction thermique des mesures, deux jauges de déformation correspondant aux deux types de jauges collées sur le béton et l'acier ont été placées sur un bloc de silicate de titane. Ce matériau présente l'avantage d'avoir un coefficient de dilatation thermique quasiment nul ; les déformations mesurées par les jauges sur ce matériau correspondent ainsi à leurs déformations propres en condition thermo-hydrique. Ces déformations propres ont été retranchées des déformations données par la suite.

Le dispositif, schématisé et illustré, est présenté sur la figure 3.13.

3.4. Description du dispositif expérimental



PRESENTATION DE LA CHAMBRE CLIMATIQUE



BANC DE FLUAGE A L'INTERIEUR DE LA CHAMBRE

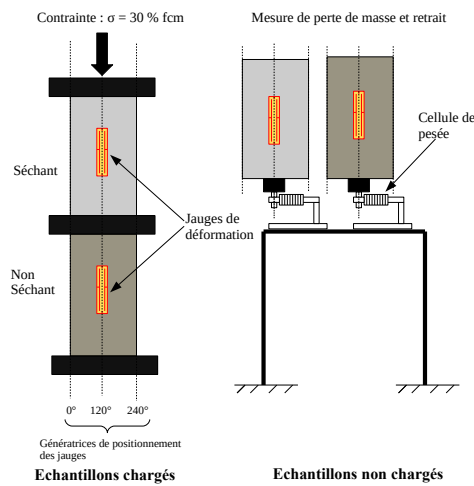


Photo essai

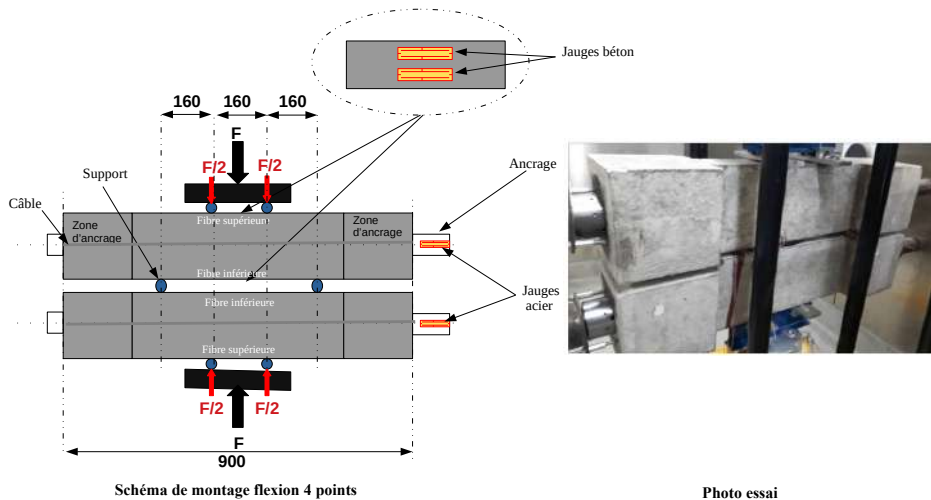


Photo essai

FIGURE 3.13. – Dispositif des essais de fluage et de retrait jusqu'à 70°C et 80% d'humidité relative pour les corps d'épreuve âgés de 4 ans

3.5. Résultats expérimentaux et discussions

Dans ce paragraphe, les résultats des essais décrits dans les parties précédentes seront présentés et discutés. La convention de signe choisie pour la représentation des déformations est celle de la mécanique classique : la contraction du béton est ainsi négative et la dilatation ou gonflement est positive. Pour faciliter la lecture du paragraphe, seront présentés et analysés dans l'ordre :

- Les résultats de mesure de l'isotherme de désorption à 90°C
- Les cinétiques de pertes de masse à 70°C et 90°C
- Les déformations libres du béton âgé de 3 mois en configuration séchante et non séchante à 70°C et 90°C
- Le fluage du béton âgé de 3 mois en configuration séchante et non séchante à 70°C et 90°C
- Les résultats de déformations libres et de fluage du béton âgé de 4 ans pour les éprouvettes cylindriques
- Les résultats de fluage en flexion 4 points des poutres précontraintes âgées de 4 ans.

3.5.1. Isotherme de désorption du béton VeRCoRs à 90°C

La figure 3.14 montre l'évolution à plusieurs humidités relatives de la perte de masse relative à 90°C des échantillons ainsi que l'isotherme de désorption mesurée à ladite température. La température jouant un grand rôle dans les propriétés de rétention d'eau du béton (Poyet, 2009; Sémété et al., 2017; Daian, 1988; Radjy et al., 2003; Hundt and Kantelberg, 1978), l'équilibre est très vite atteint pour les faibles humidités relatives et plus tardivement pour les éprouvettes placées en conditions de saturation (100% HR). La durée totale d'atteinte de l'équilibre hydrique aux 7 humidités relatives a ainsi été de 5 mois. Les échantillons perdent par ailleurs en masse quelle que soit l'humidité relative imposée. Pour les humidités relatives inférieures à 50%, le degré de saturation à l'équilibre est inférieur à 7%, ce qui se traduit par une très faible pente de l'isotherme pour ces gammes d'humidité relative. Au delà, la pente devient plus forte notamment pour les humidités relatives supérieures à 80%. On remarque aussi qu'à 100% d'humidité relative, le degré de saturation à l'équilibre est de 76%.

3.5. Résultats expérimentaux et discussions

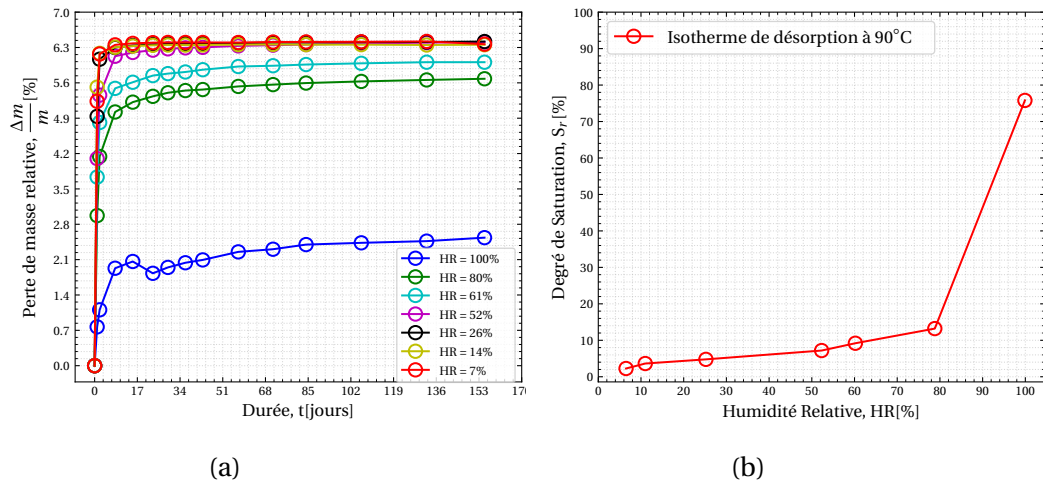


FIGURE 3.14. – (a) Pertes de masse à 90°C pour différentes humidités relatives. (b) Isotherme de désorption du béton VerCoRs à 90°C

La figure 3.15 permet de comparer les isothermes de désorption du béton VerCoRs mesurées à 25°C, 40°C, 70°C lors d'études antérieures (Sémété et al., 2017; Poyet, 2020a; Adia et al., 2020) à celle mesurée à 90°C dans le cadre de la présente campagne expérimentale. On constate une différence dans l'allure des courbes ainsi que des états d'équilibre hydrique et cela sur quasiment toute la gamme d'humidité couverte. Plus la température est élevée, plus le degré de saturation à l'équilibre est faible à humidité relative fixée et cela, même en condition de saturation à 100% d'humidité relative. Dans la littérature, plusieurs hypothèses sont avancées pour expliquer cette différence.

- (Bažant and Thonguthai, 1979; Bary, 2006) attribuent ce phénomène à l'altération thermique de la microstructure du béton et la dépendance des propriétés de l'eau avec la température.
- (Poyet and Charles, 2009) a mis en évidence via des essais de porosimétrie au mercure à 30°C et 80°C que la variation du volume des pores entre les deux températures n'était pas suffisamment importante pour expliquer le phénomène observé. Il émet ainsi l'hypothèse d'une désorption d'origine thermique s'expliquant par le fait que le déplacement de l'équilibre induit par l'augmentation de la température entraîne une diminution du nombre de molécules d'eau adsorbée favorisant ainsi la désorption. Le même constat est par ailleurs fait par plusieurs auteurs sur des adsorbants divers (Keller and Staudt, 2005; Fomkin, 2005; Salame and Bandosz, 2000).

3.5. Résultats expérimentaux et discussions

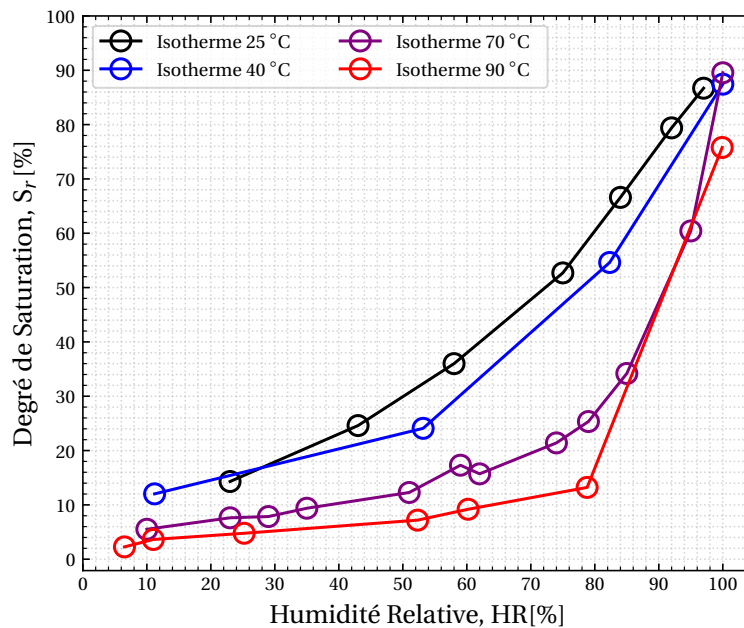


FIGURE 3.15. – Isotherme de désorption à 25°C, 40°C, 70°C, 90°C du béton VerCoRs

3.5.2. Cinétiques de pertes de masse

Les cinétiques de pertes de masse d'éprouvettes $11 \times 22 \text{ cm}^2$ sont présentées dans la figure 3.16. Pour rappel, dans la présente campagne, deux éprouvettes ont été placées en témoin à $70^\circ\text{C}/50\%\text{HR}$ et $90^\circ\text{C}/50\%\text{HR}$. Par ailleurs, dans le cadre du projet ANR MACENA, la cinétique de pertes de masse a aussi été mesurée sur des éprouvettes en sortie de 3 mois de cure endogène à 20°C , 40°C et 70°C pour une même humidité relative imposée de 50%. On notera notamment que la cinétique de pertes à $70^\circ\text{C}/50\%\text{HR}$ est sensiblement la même pour les deux campagnes expérimentales. Les conditions se prêtent donc à une comparaison entre l'ensemble des données issues de ces campagnes.

3.5. Résultats expérimentaux et discussions

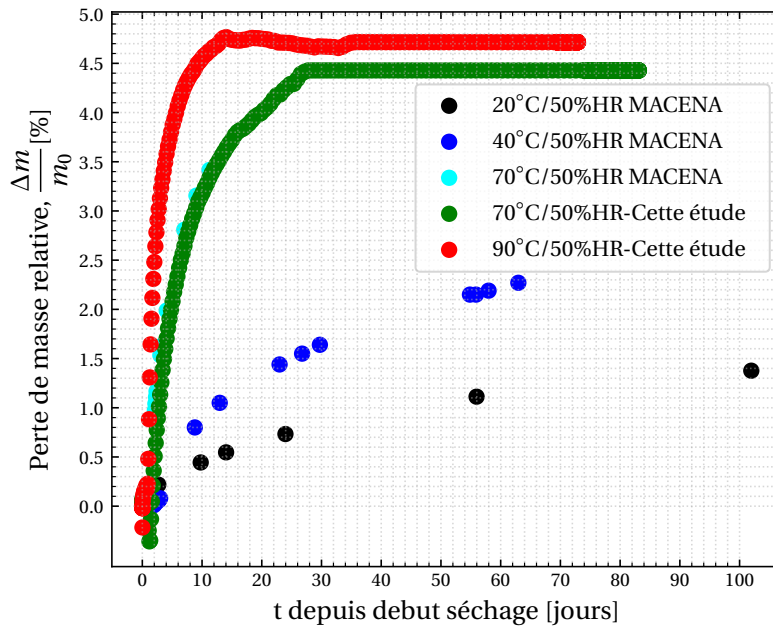


FIGURE 3.16. – Cinétique de pertes de masse pour des cylindres 11x22cm du béton VeRCoRs à 20°C, 40°C, 70°C, 90°C et 50% d'HR

Les mesures de pertes de masse soulignent la très forte dépendance des mécanismes de séchage à la température. Au bout de 10 jours d'essai, la perte de masse relative est de 0.44 %, 0.88%, 3.7%, 4.5% respectivement à 20°C, 40°C, 70°C et 90°C. Alors qu'à 100 jours d'essai, les échanges hydriques sont toujours actifs à 20°C et 40°C, l'équilibre hydrique est atteint à 70 et 90°C. A t = 15 jours, un problème de régulation de l'enceinte a engendré une reprise de masse sur l'échantillon testé à 90°C et 50% d'HR. Cette anomalie est observable sur la courbe correspondante. Un essai complémentaire de cinétique de pertes de masse à 90°C et à 3 paliers d'humidité relative a été réalisé dans le but de mieux affiner l'identification des paramètres du modèle de séchage. Les pesées ont été réalisées sur trois éprouvettes 11 x 22 cm² issues de la gâchée 2 de la présente campagne expérimentale. Les données de cet essai sont représentées dans la figure 3.17. Le passage d'un palier à l'autre a été conditionné par une variation de perte de masse relative par jour inférieure à 0.005%.

3.5. Résultats expérimentaux et discussions

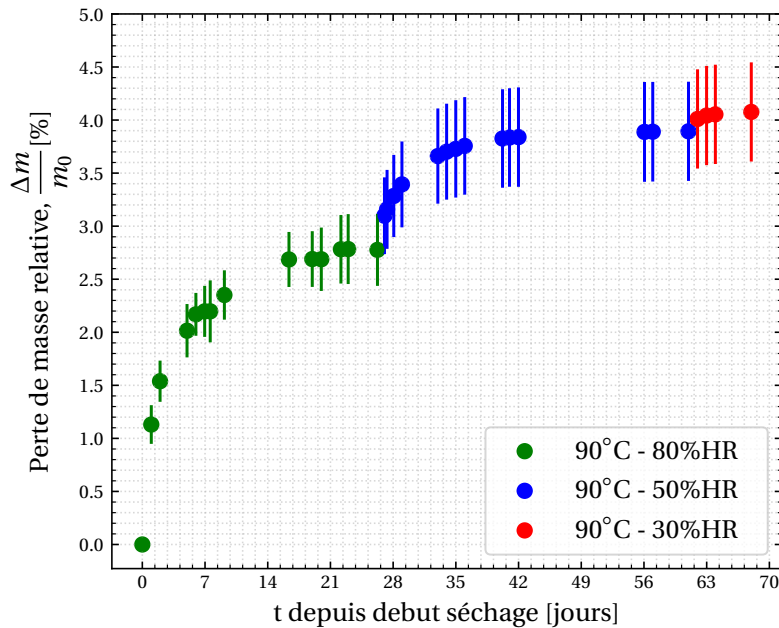


FIGURE 3.17. – Cinétique moyenne de pertes de masse de cylindres 11x22 cm du béton VeRCoRs à 90°C et à 3 paliers d'humidité relative : 80%, 50%, 30%

3.5.3. Déformations libres du béton en température

3.5.3.1. Eprouvettes testées en condition endogène

La Figure 3.18 présente les évolutions des déformations libres du béton protégé de tout échange hydrique à 70°C et à 90°C. Les échantillons testés ont subi au préalable une cure endogène pendant 3 mois à 20°C. Lorsque la température augmente, on constate une dilatation du béton de l'ordre de 600 $\mu\text{m}/\text{m}$ et 950 $\mu\text{m}/\text{m}$ respectivement à 70°C et 90°C; ce qui dénote d'une non-linéarité du coefficient de dilatation avec la température. En effet, au vu de l'amplitude de la déformation totale mesurée durant la phase de chauffage, on peut estimer les coefficients de dilatation thermique à 12 $\mu\text{m}/\text{m}/^\circ\text{C}$ et 13.57 $\mu\text{m}/\text{m}/^\circ\text{C}$ respectivement à 70°C et 90°C en condition non séchante. Lorsque la température est stabilisée, le béton continue à gonfler aux deux températures. Ce phénomène pourrait s'expliquer par l'évolution de la pression capillaire. En effet, la hausse de la température induit une augmentation de l'humidité interne du béton comme le montre les isothermes de désorption. Cette augmentation entraîne une baisse de la pression capillaire aux interfaces air-liquide. Ce phénomène induit alors la relaxation progressive des contraintes équilibrant les tensions capillaires, ce qui se

3.5. Résultats expérimentaux et discussions

traduit par un gonflement progressif et significatif du béton ($\approx 400 \mu\text{m}/\text{m}$ à 70°C). A $t = 120$ jours, le gonflement laisse place à une contraction du béton à 90°C . Ce comportement pourrait provenir d'un défaut d'étanchéité. Les pesées manuelles effectuées en début et fin d'essais confirment par ailleurs cette hypothèse. La contraction est ainsi liée au développement d'un retrait de dessiccation parasite.

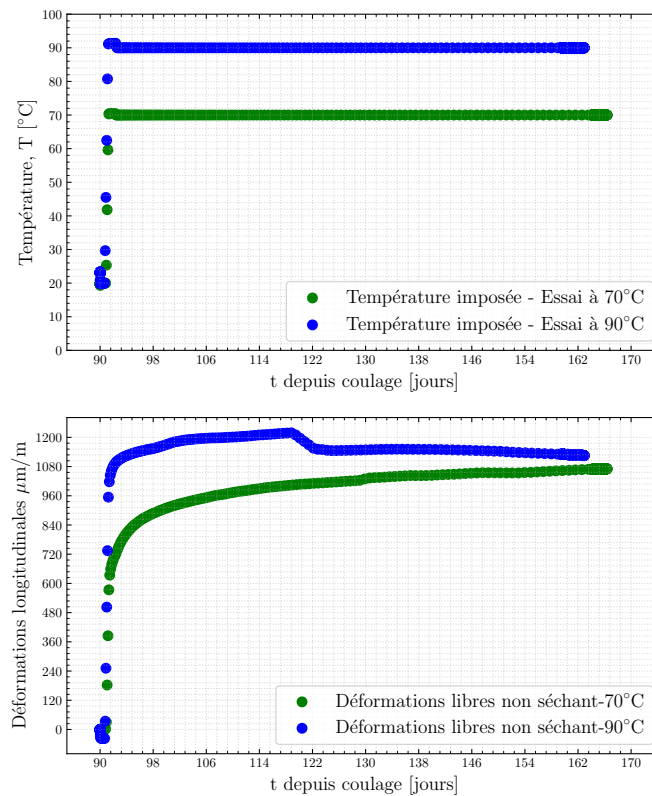


FIGURE 3.18. – Déformations libres en condition non séchante à 70°C et 90°C

3.5.3.2. Éprouvettes testées en condition séchante

La Figure 3.19 montre les évolutions des déformations longitudinales libres mesurées sur le béton à 70°C , 90°C et 50 % d'humidité relative. Durant la rampe de chauffage, le béton se dilate de $700 \mu\text{m}/\text{m}$ et $500 \mu\text{m}/\text{m}$ respectivement à 70°C et 90°C . On a ainsi des coefficients de dilatation thermique plus faibles comparés aux ceux des éprouvettes en configuration non séchante : $10 \mu\text{m}/\text{m}/^\circ\text{C}$ à 70°C et à 90°C . En effet, durant la phase de chauffage, des déformations de retrait séchant se développent et viennent se superposer à la dilatation thermique mesurée en condition non séchant.

3.5. Résultats expérimentaux et discussions

Ainsi la résultante de ces deux déformations aux effets opposés consiste en une expansion du béton moins importante en comparaison de celle où le béton est protégé de tout échange hydrique avec le milieu ambiant. Après stabilisation thermique à 70°C, le béton se rétracte assez légèrement ($\approx 130 \mu\text{m}/\text{m}$) contrairement à ce qu'on pourrait présager au vu de la forte cinétique de séchage. Deux mécanismes principaux pourraient en être la cause :

- L'augmentation de la pression capillaire du béton du fait du séchage du béton mais avec une cinétique moins importante en comparaison de la situation à 20°C car les tensions de surface baissent à mesure que la température augmente.
- Un éventuel développement d'une microfissuration aux interfaces pâte granulats qui conduirait à une expansion du béton. Des essais de mesure du module élastique réalisés post-essais permettent d'étayer cet argument. On constate en effet une baisse moyenne de 12% du module bien qu'aucune fissuration apparente ne soit observée sur la peau des échantillons.

La résultante du retrait avec une cinétique modérée et l'expansion liée à la microfissuration conduisent à une cinétique de retrait très modérée.

A 90 jours, du gonflement est observé à partir de $t = 100$ jours. Un dysfonctionnement des capteurs LVDT pourrait être à l'origine de ce comportement inattendu.

3.5. Résultats expérimentaux et discussions

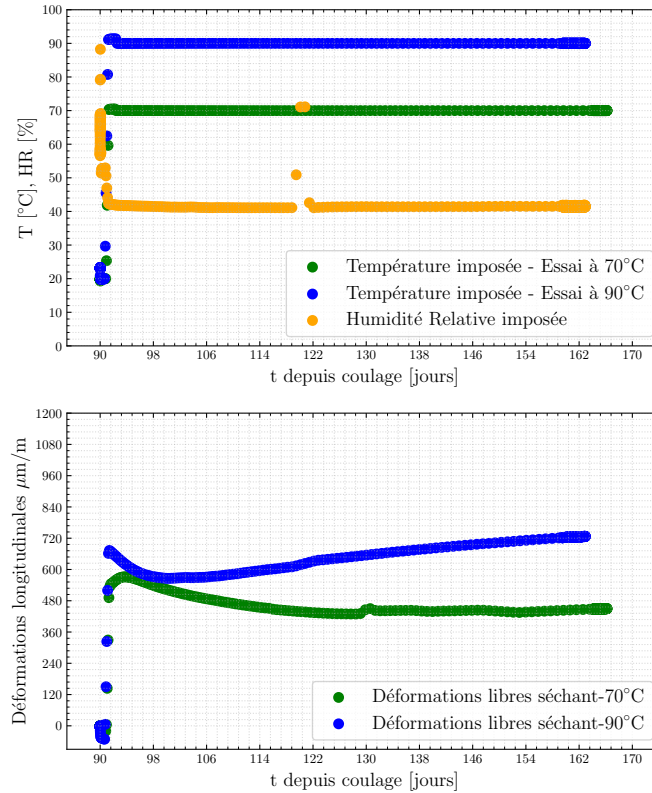


FIGURE 3.19. – Évolutions des conditions thermo-hydriques à 70°C et 90°C et 50% d'HR et évolutions des déformations libres du béton induites

3.5.4. Fluage du béton en température

La figure 3.20 présente les courbes de fluage à 70°C et 90°C en condition non séchante. Toutes les éprouvettes ont été testées après une cure endogène de 90 jours à 20°C. Le chargement mécanique appliqué à chaque éprouvette est égal à 30% de la résistance en compression du béton à 90 jours, ce qui équivaut à une compression d'environ 15 MPa. Après chargement mécanique, on mesure une déformation élastique de l'ordre de 425 $\mu\text{m}/\text{m}$ sur les deux éprouvettes. Le module de Young est de 35,3 GPa. Un jour après le chargement mécanique, les éprouvettes sont chauffées, favorisant ainsi l'apparition du fluage ou déformation thermique transitoire. L'amplitude de ce fluage transitoire est couramment mesurée en comparant les amplitudes de fluage pour deux éprouvettes : l'une étant chargée avant le chauffage et l'autre étant chargée après le chauffage. La différence d'amplitude de déformations sous charge entre

3.5. Résultats expérimentaux et discussions

les deux donne une excellente estimation du fluage transitoire, les effets de thermo-activation du fluage qui se produisent dans les deux configurations pouvant ainsi être déduits. Au vu de l'impossibilité de découpler dans nos essais la thermo-activation du fluage et le fluage transitoire, nous incluons les effets de cette thermo-activation dans l'amplitude du fluage transitoire. On observe aux deux températures que le béton se dilate moins lors du chauffage par comparaison aux éprouvettes exposées aux mêmes conditions thermo-hydriques mais non chargées. A titre d'exemple, l'éprouvette mécaniquement chargée et testée à 90°C en condition endogène se dilate de 375 $\mu\text{m}/\text{m}$ entre 20°C et 90°C alors que l'éprouvette non chargée dans ces mêmes conditions se dilate de 1000 $\mu\text{m}/\text{m}$. Ainsi, durant la phase transitoire, une déformation de contraction supplémentaire se produit : c'est le fluage thermique transitoire qui a déjà été mis en évidence dans les travaux de (Manzoni et al., 2020; Cagnon et al., 2019) à des températures inférieures. Il englobe dans ce cas de figure les effets de la thermo-activation et son amplitude peut être grossièrement estimée à 625 $\mu\text{m}/\text{m}$ durant la phase transitoire, la durée de chauffage étant relativement courte devant les temps caractéristiques associés au fluage (8h et 11h respectivement à 70°C et 90°C). Cette amplitude est calculée en faisant la différence lors de la phase de montée en température entre la dilatation mesurée sur une éprouvette non chargée et celle mesurée sur une éprouvette chargée dans les mêmes conditions thermo-hydriques. Lors du déchargement mécanique, on mesure un retour élastique supérieur à la déformation élastique initiale (525 $\mu\text{m}/\text{m}$ contre 425 $\mu\text{m}/\text{m}$), ce qui semblerait ainsi confirmer l'endommagement thermique du béton.

3.5. Résultats expérimentaux et discussions

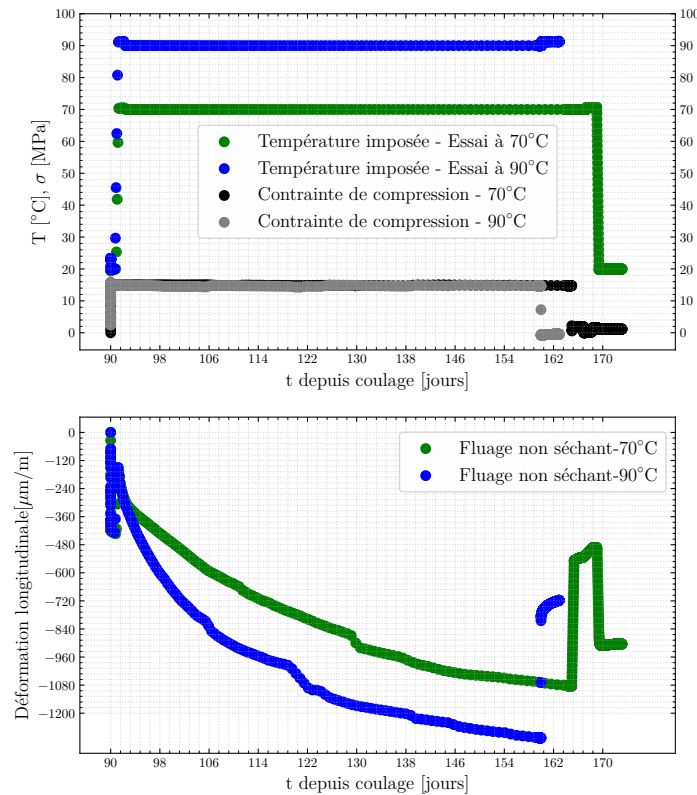


FIGURE 3.20. – Fluage en condition non séchante à 70°C et 90°C

La figure 3.21 montre les courbes de fluage à 70°C et 90°C en configuration séchante à 50% d'humidité relative. L'humidité est portée à 50% en même temps que le chargement mécanique; ce qui entraîne du fluage de dessiccation sur les éprouvettes. A même température imposée et comme l'illustre la figure 3.22, on constate une plus faible dilatation et une plus forte cinétique de fluage durant la rampe de température sur les éprouvettes séchantes par rapport à celles non séchantes; ce qui pourrait s'expliquer par l'effet Picket engendré par la dessiccation du matériau qui vient s'ajouter au fluage thermique transitoire. Au fur et à mesure que le matériau perd de l'eau, la vitesse de fluage diminue progressivement jusqu'à quasiment s'annuler à 90°C confirmant l'hypothèse selon laquelle le béton sec ne flue quasiment plus.

3.5. Résultats expérimentaux et discussions

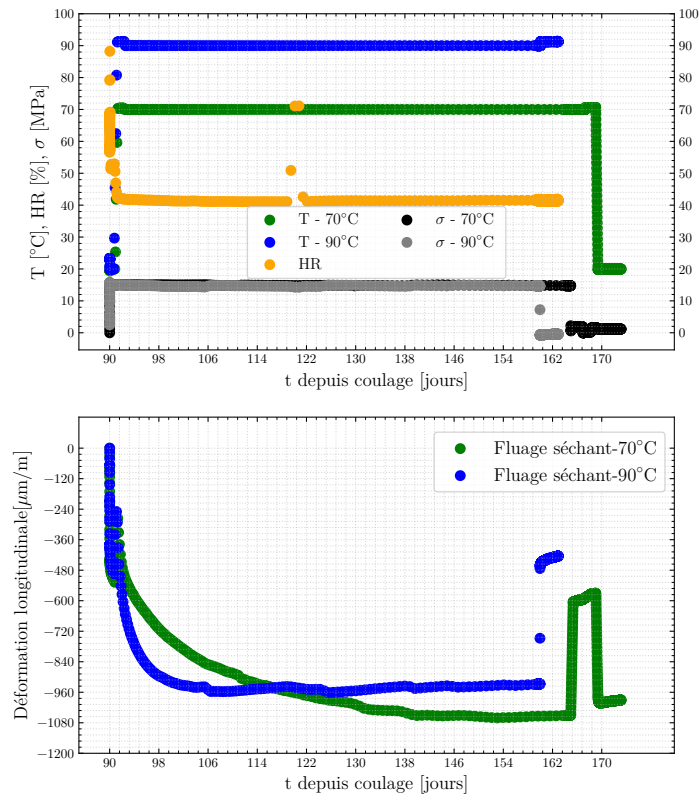


FIGURE 3.21. – Fluage en condition séchante à 70°C et 90°C et 50% d'HR

3.5. Résultats expérimentaux et discussions

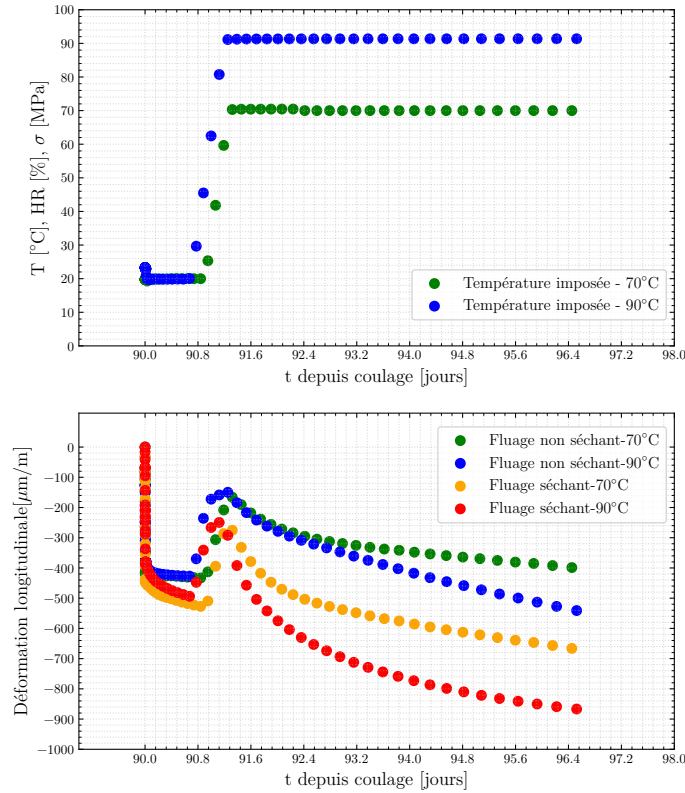


FIGURE 3.22. – Zoom sur le fluage du béton en régime thermique transitoire à 70°C et 90°C en conditions séchantes et non séchantes

La Figure 3.23 résume les différentes conclusions établies dans ce paragraphe en terme d'amplitudes des différentes composantes de la déformation totale mesurée durant la phase thermique transitoire. A iso-valeur de température, la dilatation thermique est plus importante en condition non séchantes qu'en condition séchantes du fait de l'évacuation d'une partie de l'eau ; ce qui conduit à une diminution du potentiel de dilatation de l'eau dans les pores du béton. Le fluage transitoire à 70°C est de 250 μm/m soit environ 58% de la déformation élastique Il est de 600 μm/m à 90°C soit 158% de la déformation élastique, ce qui dénote d'une non linéarité avec la température. En condition séchantes, du fluage de dessiccation est mesuré et est de l'ordre de 100 et 150 μm/m respectivement à 70 et 90°C.

3.5. Résultats expérimentaux et discussions

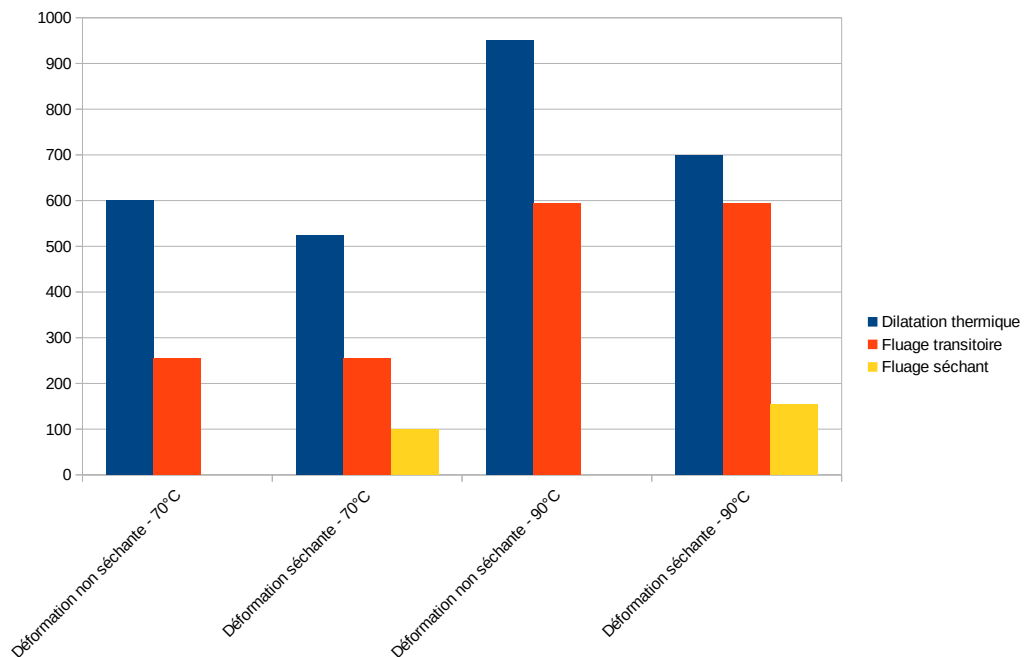


FIGURE 3.23. – Distribution de la déformation totale mesurée durant la phase transitoire à 70°C et à 90°C en configurations non séchante et séchante à 50% d’humidité relative

La Figure 3.24 montre les déformations mesurées durant un scénario dit de situation accidentelle. Pour rappel, on entend par scénario de situation accidentelle une configuration de chargement thermo-hydro-mécanique dans laquelle, après une cure endogène à 20°C, les deux éprouvettes de béton sont soumises à :

- Une phase de vieillissement à 20°C en condition non séchante pour l’une et en condition séchante à 50%HR pour la seconde, ce qui correspond approximativement aux conditions d’exploitation des structures de confinement. Durant cette phase, le béton est chargé à 30% de sa résistance en compression, ce qui équivaut à peu près à l’effet de la précontrainte sur le béton. Cette première phase a durée approximativement 80 jours.
- Une phase accidentelle durant laquelle la température et l’humidité seront respectivement portées à 90°C, et 90 %. Bien que la durée d’une situation accidentelle ne devrait pas excéder les deux semaines dans le scénario envisagé, ces conditions ont été maintenues durant 90 jours afin de fournir le plus d’informations possibles sur les cinétiques de déformation.

Durant la phase de vieillissement, on observe un faible fluage propre de l’ordre de $-100 \mu\text{m}/\text{m}$ sur l’éprouvette en condition endogène et un fluage de dessiccation assez

3.5. Résultats expérimentaux et discussions

important d'environ $-1000 \mu\text{m}/\text{m}$. A $t = 175$ jours soit à la fin de la rampe de chauffage, la déformation sous charge totale mesurée sur les éprouvettes en condition séchante est d'environ $-800 \mu\text{m}/\text{m}$ incluant $-425 \mu\text{m}/\text{m}$ de déformation élastique instantanée, $-1000 \mu\text{m}/\text{m}$ de fluage durant la phase de vieillissement et $+775 \mu\text{m}/\text{m}$ de dilatation. Sur les éprouvettes en déformations libres, on mesure $+1000 \mu\text{m}/\text{m}$ de déformation totale correspondant à la seule dilatation thermique. On en déduit que durant la phase de chauffage du béton préalablement chargé de la situation accidentelle, l'amplitude du fluage thermique transitoire est de l'ordre de $-225 \mu\text{m}/\text{m}$. Cette amplitude est faible si comparée à celle des éprouvettes n'ayant pas subi de vieillissement préalable à 20°C et 50%. Ainsi, il semble que le fluage antérieur réduise considérablement le fluage thermique transitoire. De même, au vu de l'amplitude des dilatations thermiques dans les cas séchant et non séchant, on remarque que l'amplitude de ce fluage thermique transitoire est plus importante sur l'éprouvette non séchante que pour celle de l'éprouvette séchante en configuration de situation accidentelle. Il dépend donc fortement de la teneur en eau dans le matériau au moment du chauffage. Ces observations vont dans le sens de l'hypothèse d'une consolidation progressive du béton en fonction de l'historique de chargement thermo-hydro-mécanique telles que décrite dans (Sellier and Lacarrière, 2009; Sellier et al., 2016; Manzoni et al., 2020), qui serait à l'origine de l'atténuation de l'amplitude du fluage thermique transitoire.

3.5. Résultats expérimentaux et discussions

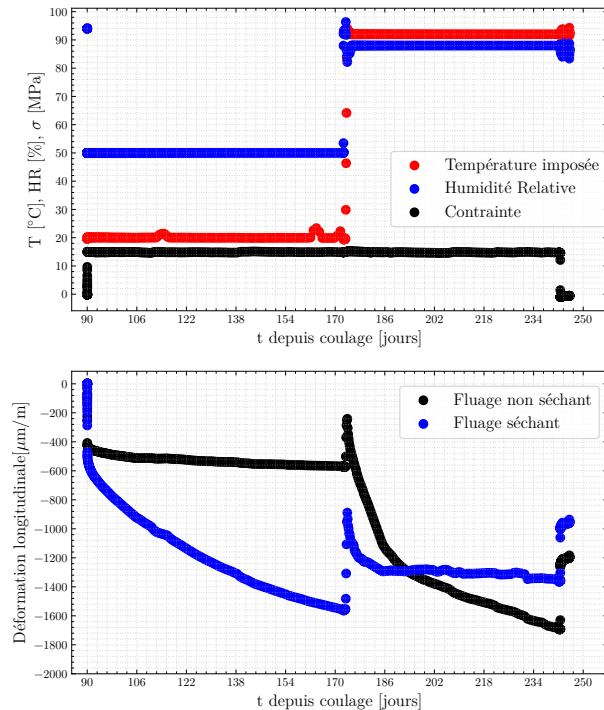


FIGURE 3.24. – Fluage du béton en scénario représentatif d’une exploitation normale suivi d’une situation accidentelle

3.5.5. Fluage des cylindres et des poutres précontraintes âgées de 4 ans

Dans ce paragraphe, nous allons analyser les résultats de la campagne expérimentale menée sur les éprouvettes et poutres fabriquées en 2016 dans le cadre du projet ANR PIA MACENA et conservées pendant 4 ans en condition endogène dans des sacs plastiques. Pour rappel, le programme expérimental sur les deux types d’éprouvettes est détaillé dans la figure 3.5. La figure 3.25 présente l’évolution de la perte de masse relative des cylindres à partir de la phase de vieillissement à 20°C et 50% d’humidité relative ($t_0=1600$ jours). Dans ces conditions thermo-hydriques, l’éprouvette séchante perd environ 0.5% de sa masse initiale. La cinétique de perte de masse est élevée durant les 60 premiers jours, puis s’adoucit considérablement durant les 30 derniers jours (perte de masse moyenne de 0.0003 % de la masse initiale par jour sur cette période), ce qui révèle que cet échantillon est proche de l’équilibre hydrique. L’étanchéité des éprouvettes en condition endogène est parfaite à 20°C et 50% d’humidité relative

3.5. Résultats expérimentaux et discussions

puisqu'aucune perte de masse n'est observée. La montée en température entraîne un séchage intense sur environ 20 jours, puis une stabilisation rapide de la masse au delà. Les pertes de masse parasites des échantillons scellés sont faibles et limitées à 0.1% de la masse totale durant la première semaine d'acquisition à température de 70°C stabilisée. Au delà, l'efficacité de l'étanchéité du papier aluminium auto-collant s'est altérée conduisant à des pertes de masse parasites allant jusqu'à 1.5% de la masse totale. Les résultats correspondant à la période de perte d'étanchéité ne seront ainsi pas considérés dans l'analyse au vu de la difficile quantification de l'impact des pertes de masse parasite sur les déformations mesurées en température.

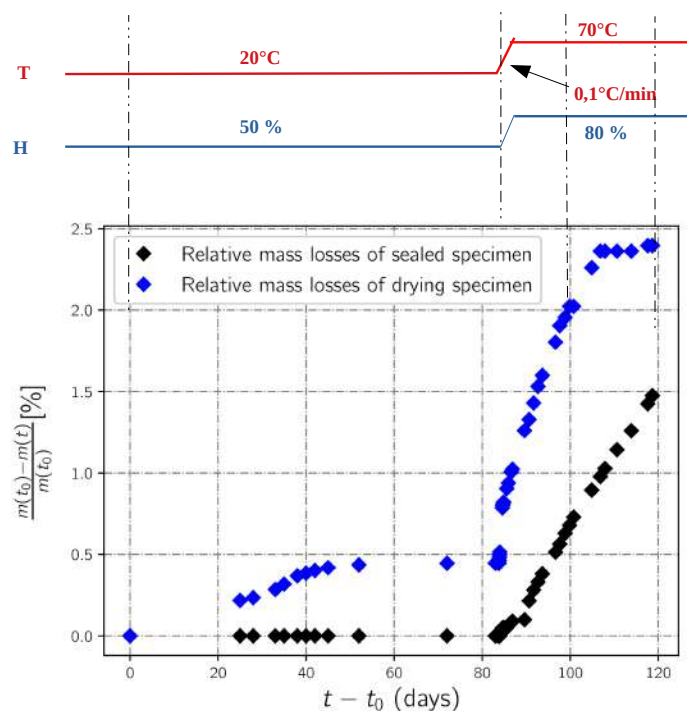


FIGURE 3.25. – Chronologie des conditions thermo-hydriques et évolutions des pertes de masse relatives induites des cylindres 11x22 cm de béton en conditions séchante et non séchante

La Figure 3.26 montre l'évolution des déformations mesurées sur les éprouvettes cylindriques non chargées durant les deux phases de conditions thermo-hydriques. La convention de signe adoptée est celle de la mécanique : la contraction est négative et la dilatation/traction est positive. A 20°C et 50% d'humidité relative, les cylindres protégés du séchage ne se déforment pas, l'évolution du retrait endogène au bout de

3.5. Résultats expérimentaux et discussions

4 ans étant quasiment nul. Celles en dessiccation subissent une contraction de retrait due au gradient d'humidité entre celle du béton après une cure endogène de 1600 jours et l'hygrométrie ambiante de 50%. Durant la phase de montée en température et en humidité relative, l'échantillon se dilate d'une amplitude d'environ 650 $\mu\text{m}/\text{m}$ similaire pour les éprouvettes scellées et non scellées. En régime stationnaire à 70°C et 80% d'humidité relative, le béton libre se dilate d'environ 100 $\mu\text{m}/\text{m}$ supplémentaire au bout de 10 jours en condition endogène alors qu'un très léger retrait est observé en condition séchante.

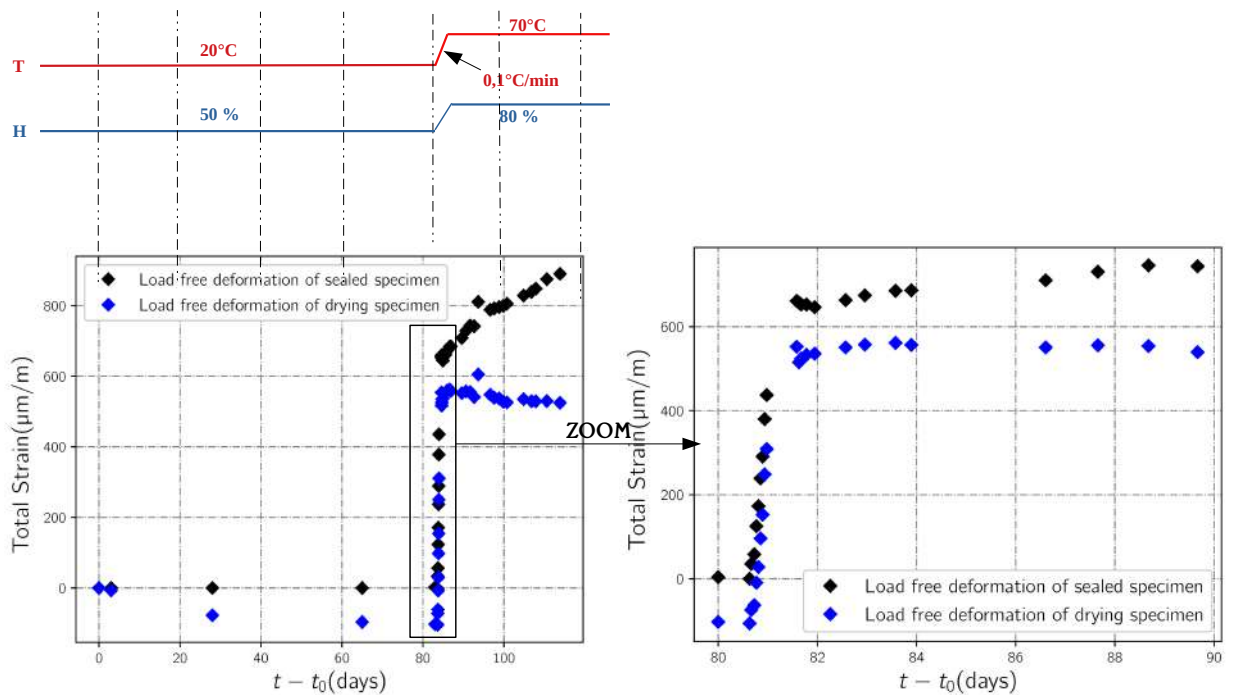


FIGURE 3.26. – Chronologie des conditions thermo-hydriques et évolutions des déformations des éprouvettes cylindriques non chargées en conditions séchante et non séchante

3.5.5.1. Analyse des déformations différées libres en température sur la base des isothermes de désorption

Au travers des isothermes de désorption du béton à 20°C et 70°C, la Figure 3.27 montre l'évolution de l'état d'équilibre en humidité relative et du degré de saturation dans les pores du béton lors de la montée en température pour les éprouvettes scellées et séchantes.

Le point 1S/1D situé sur l'isotherme de désorption à 20°C et correspondant à une hu-

3.5. Résultats expérimentaux et discussions

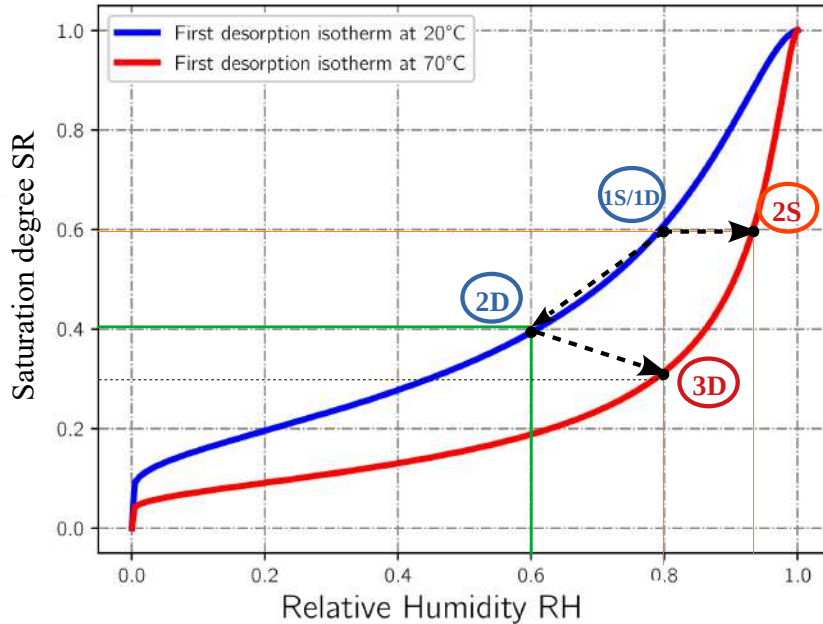


FIGURE 3.27. – Isothermes de désorption du béton VeRCoRs à 20°C et à 70°C; Etats d'équilibres atteints en déformations libres (1S→2S : chemin suivi sous l'effet de la montée en température, partant d'une l'humidité relative de 80% à 20°C, en considérant qu'il n'y a pas d'échange d'eau avec le milieu extérieur pendant le chauffage - 1D→2D→3D : chemin suivi sous l'effet du séchage (1D→2D) puis de l'élévation de la température et de l'humidité (2D→3D))

midité interne de 80% et un degré de saturation de 60% du béton est l'état d'équilibre avant le chauffage pour les éprouvettes séchantes et non séchantes. En effet, à la fin des 80 jours de la première phase de l'essai à 20°C et à 50%, la teneur en eau des éprouvettes non séchantes se stabilise. A l'issue de cette phase, l'état d'équilibre hydrique reste ainsi le même (80% HR, 60% SR). Lors du chauffage à 70°C du béton protégé des échanges hydriques, un nouvel équilibre hydrique se crée à saturation constante par augmentation de l'humidité relative interne dans les pores. Ce changement d'état est matérialisé sur le graphe par un déplacement horizontal du point d'équilibre 1S sur l'isotherme à 20°C au point d'équilibre 2S (93% HR, 60%SR) sur l'isotherme à 70°C. La loi de Kelvin-Laplace permet de lier l'évolution de la pression capillaire dans le béton à la variation de l'humidité interne (Eq 3.3) :

3.5. Résultats expérimentaux et discussions

$$p_c = -\rho_l \frac{RT}{M_v} \ln(RH) \quad (3.3)$$

où M_v est la masse molaire de l'eau, R la constante des gaz parfaits et ρ_l la masse volumique de l'eau liquide.

L'augmentation de l'humidité relative interne des éprouvettes non séchantes entraîne ainsi une baisse de la pression capillaire aux interfaces air-liquide. Ce phénomène induit la relaxation des contraintes équilibrant les tensions capillaires, ce qui se traduit par un gonflement progressif et significatif du béton (de l'ordre de 300 $\mu\text{m}/\text{m}$ en 40 jours) qui est effectivement observable sur le zoom de la figure 3.26. Une analyse similaire permet de comprendre le comportement des éprouvettes séchantes. A 20°C et 50% d'humidité relative, le béton sèche passant du point d'équilibre 1D à un état d'équilibre compris entre 1D et le point d'équilibre correspondant à un équilibre en humidité interne du béton de 50%. Au vu de la cinétique de pertes de masse (Figure 3.25) à l'issue de la première phase, cet équilibre est proche mais pas forcément atteint. Considérons ainsi un équilibre intermédiaire 2D correspondant à une humidité de 60% et un degré de saturation de 40%. Le passage à une température de 70°C et une humidité relative de 80% entraîne un changement d'équilibre du point 2D au point 3D (80% RH, 30% SR). Les phénomènes d'hystérésis en adsorption/désorption ne sont pas pris en compte au vu de la différence peu marquée au niveau des isothermes pour des températures supérieures à 50°C (Ranaivomanana et al., 2011). Malgré une baisse de la teneur en eau des échantillons, l'humidité interne finale du béton augmente. Deux phénomènes aux effets opposés se manifestent alors avant l'atteinte de l'équilibre final : une baisse du degré de saturation induisant un retrait du béton et une augmentation de la pression partielle de vapeur interne qui induit une baisse de la pression capillaire et par conséquent une annulation d'une partie du retrait, ce qui se traduit sur la figure 3.26 par un léger retrait comme résultante de la déformation de l'éprouvette séchante. Ces conclusions soutiennent l'idée que le retrait ou le gonflement du béton en environnement thermo-hydrique variable doivent être liés d'un point de vue modélisation à l'évolution de la pression capillaire dans le béton à l'instar des modèles décrits dans (El Tabbal et al., 2020; Coussy et al., 1998; Sellier et al., 2016). En effet, un modèle basé sur la seule teneur en eau ne permettrait pas de capter de manière physique la déformation résultant d'une diminution de la pression capillaire induite uniquement par une augmentation de température. Ces essais montrent également que le gonflement engendré par l'augmentation de l'humidité interne et la diminution de la pression capillaire associée n'est pas un phénomène instantané en condition endogène. Malgré l'équilibre thermique qui s'établit assez vite vu la conductivité thermique élevée du béton ($1.75 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$), le béton conti-

3.5. Résultats expérimentaux et discussions

nue à gonfler dans le temps. Ce comportement pourrait provenir d'un phénomène continu de relaxation de la pression capillaire même après stabilisation thermique. En se basant sur la nature des trois composantes de la déformation thermique du béton en condition endogène suggérée par (Bažant, 1970) (Voir Figure 2.9), on en déduit que la dilatation hygrothermique est prépondérante sur les deux composantes de contrainte induites par la thermique. Un essai à durée plus longue avec un meilleur contrôle de l'étanchéité est nécessaire pour évaluer l'amplitude totale et la durée de l'évolution de cette dilatation hygrothermique différée.

3.5.5.2. Comportement des éprouvettes cylindriques

La Figure 3.28 indique l'amplitude des déformations mesurées sur les éprouvettes cylindriques âgées de 4 ans soumises aux mêmes 2 phases de conditions thermo-hydriques que décrites précédemment, à savoir séchant et non séchant à partir du début de la phase 1 ($t_0 = 1600$ jours) mais soumises à un chargement mécanique durant la phase 2 avec chauffage 70°C. Les déformations libres durant la phase 1 ayant été analysées dans le paragraphe précédent, nous analyserons principalement les déformations à partir de la date de chargement mécanique, soit à $t_1 = 1680$ jours (Figure 3.29). Les éprouvettes en conditions séchante et non séchante se contractent respectivement de 434 $\mu\text{m}/\text{m}$ et 480 $\mu\text{m}/\text{m}$ après chargement mécanique à 30% f_{cm} . Lors du chauffage appliqué 1 jour après la mise en charge, l'éprouvette en configuration séchante se dilate de 560 $\mu\text{m}/\text{m}$ alors que celle en configuration endogène ne se dilate que de 400 $\mu\text{m}/\text{m}$. Au-delà, sous charge et température de 70°C maintenues, le béton séchant flue de 500 $\mu\text{m}/\text{m}$ au bout d'un mois alors que le fluage propre est plus faible, de l'ordre de 400 $\mu\text{m}/\text{m}$.

3.5.5.3. Amplitude de la déformation thermique transitoire sur les cylindres âgés de 4 ans chauffés à 70°C en conditions séchante et non séchante

L'amplitude de la déformation thermique transitoire est couramment évaluée par comparaison d'éprouvettes scellées (teneur en eau constante) chargées puis chauffées avec des éprouvettes chauffées d'abord puis chargées après (voir Figure 2.20). Cela permet de retrancher l'amplitude du fluage propre thermo-activé de la déformation thermique transitoire. Dans le cadre de ce programme expérimental représentatif des conditions d'un scénario accidentel, la configuration chauffée puis chargée permettant d'estimer la thermo-activation du fluage n'a pas été étudiée. Dès lors, la comparaison se fera entre la déformation totale mesurée sur le béton chargé et celle mesurée sur celui non chargé durant le palier de chauffage et dans les mêmes condi-

3.5. Résultats expérimentaux et discussions

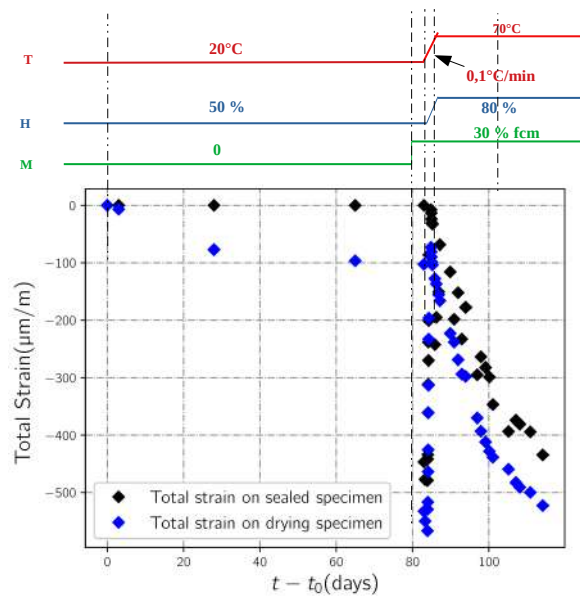


FIGURE 3.28. – Déformations totales mesurées sur les éprouvettes cylindriques en configuration endogène et séchante à partir de la phase de vieillissement à 20°C et 50% d'HR

tions hydriques (endogène ou séchant). La déformation élastique n'est donc pas prise en compte dans la comparaison. En condition endogène, l'éprouvette non chargée développe ainsi une dilatation thermique tandis que celle chargée développe, en supplément de la dilatation thermique, une déformation de fluage propre thermo-activé et une déformation thermique transitoire. La différence entre ces deux mesures nous renseigne ainsi sur une amplitude de déformation comprenant la déformation thermique transitoire et l'activation thermique du fluage propre. En condition séchante, cette différence englobe en plus de ces deux déformations le fluage de dessiccation lui aussi thermo-activé. Sur la base de cette définition, la différence d'amplitudes de déformations se produisant durant la rampe de chauffage ($80.5 < t < 81.5$ [jours]) entre éprouvettes chargées et non chargées est de $-123 \mu\text{m}/\text{m}$ et $-224 \mu\text{m}/\text{m}$ respectivement sur les éprouvettes séchantes et celles non séchantes (voir Figure 3.30). Cette dernière valeur de déformation est de l'ordre de la moitié de la déformation élastique sous le chargement de 30% de la résistance en compression. Le béton se contracte ainsi d'une amplitude plus faible sur les échantillons cylindriques âgés de 4 ans, et séchées à 50% d'humidité relative, 20°C pendant 80 jours avant chargement que sur les éprouvettes non séchantes. Par suite, la déformation

3.5. Résultats expérimentaux et discussions

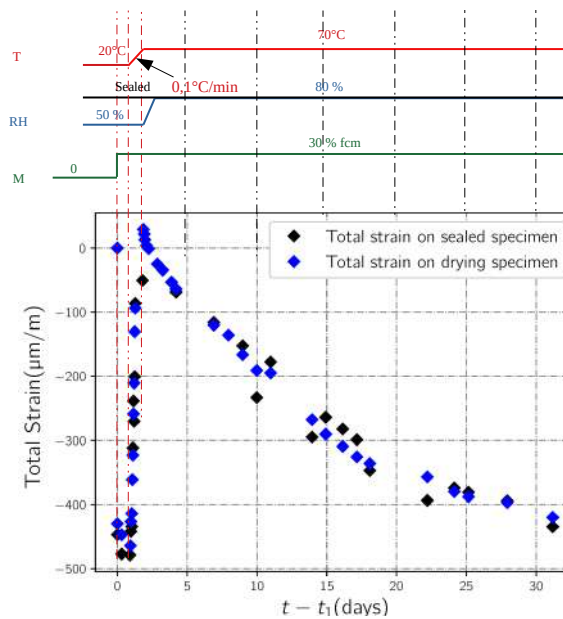


FIGURE 3.29. – Déformations totales mesurées sur les éprouvettes cylindriques en configurations endogène et séchante à partir de la date du chargement en compression

thermique transitoire est fortement réduite sur les éprouvettes séchantes par rapport à celles non séchantes. Ce comportement confirme que la teneur en eau du béton est un facteur très influent des mécanismes à l'origine de cette déformation thermique transitoire ((Cagnon et al., 2019) (Zielinski and Sadowski, 1973)). Certains chercheurs ((Mindeguia et al., 2013), (Mindeguia et al., 2006)) considèrent d'ailleurs que ces mécanismes se produisent principalement dans la pâte de ciment où se localise l'eau du béton. Après stabilisation de la température ($t > 81.5$ jours), la différence entre les mesures sur éprouvettes chargées et non chargées devient de plus en plus marquée au fur et à mesure que le fluage propre et le fluage de dessiccation se développent respectivement sur les éprouvettes en conditions endogène et séchante.

3.5. Résultats expérimentaux et discussions

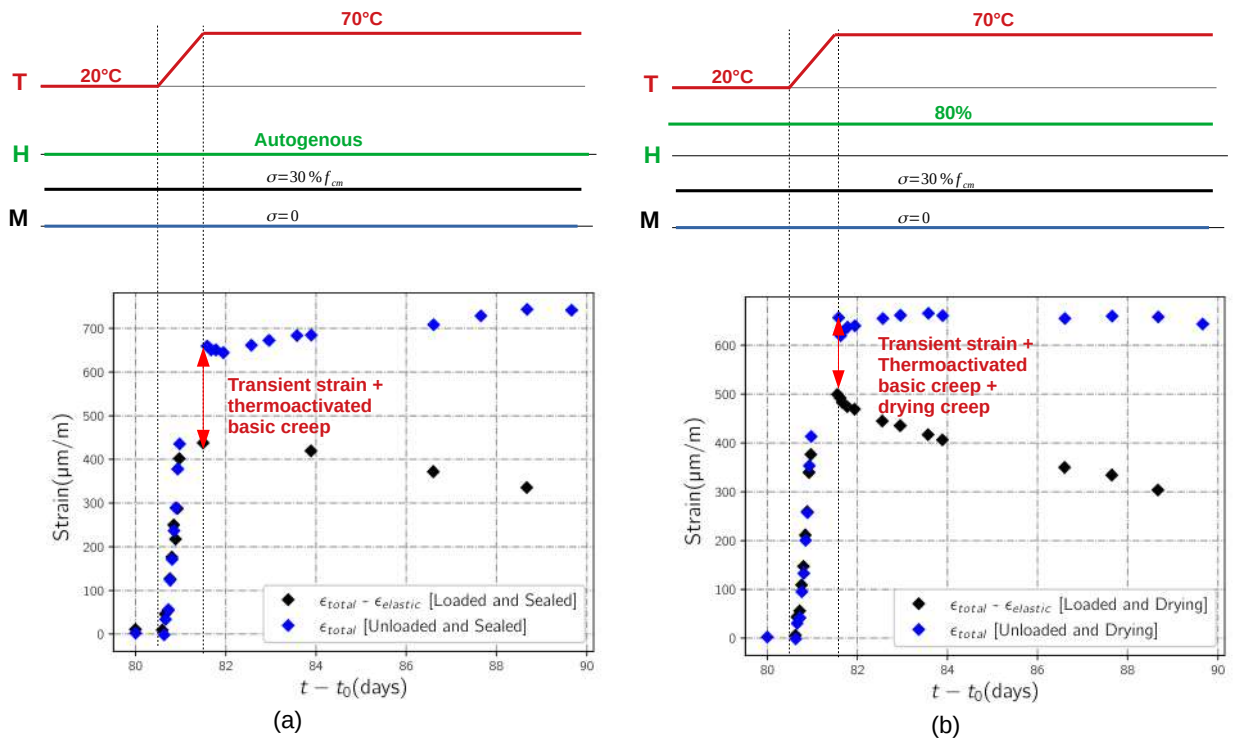


FIGURE 3.30. – Déformations mesurées sur des éprouvettes chargées et non chargées soumises aux mêmes conditions thermo-hydriques; a) Eprouvettes en condition endogène, b) Eprouvettes en condition séchante

3.5.5.4. Comportement des poutres précontraintes

La Figure 3.31 montre l'évolution de la moyenne des déformations mesurées sur les deux fibres des poutres précontraintes à mi-travée durant les trois premières années de cure endogène, depuis la date de mise en tension du câble à $t = t_{tens1} = 64$ jours jusqu'à $t = 864$ jours, comme référencé dans la Figure 3.5. La précontrainte étant centrée, les deux fibres subissent du fluage à un même taux de chargement de compression. L'amplitude des déformations mesurées sur ces fibres extrêmes est ainsi sensiblement la même durant cette phase.

A la mise en tension ($t=64$ jours), la déformation élastique de l'ordre de 450 $\mu\text{m/m}$ est comparable à celle mesurée sur cylindres lors de la mise en fluage sous la même contrainte de compression. Les poutres sont alors conservées en condition d'auto-dessiccation dans des sacs plastiques étanches durant 3 ans, le fluage induit par la précontrainte est mesuré. Le béton flue au total d'environ 800 $\mu\text{m/m}$ au bout de 200 jours et 1200 $\mu\text{m/m}$ au bout de 800 jours, date de l'arrêt des mesures. La relaxation

3.5. Résultats expérimentaux et discussions

des aciers combinée au fluage et retrait en condition endogène entraîne des pertes de tension dans le câble qui se poursuivent au delà de 800 jours jusqu'au début de ce nouveau programme d'essai. La décision a donc été prise de détendre puis retendre le câble à la tension initiale à 64 jours. Cette opération a été réalisée à la date $t = t_{tens2} = 1593$ jours, avant le démarrage des essais de séchage à 50% d'humidité relative.

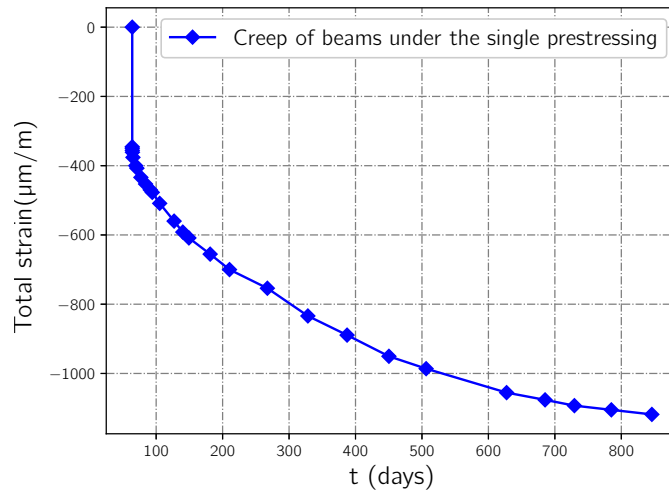


FIGURE 3.31. – Moyenne des déformations en fibres supérieure et inférieure des poutres à partir de la date de la première mise en tension du câble de précontrainte ($t = 64$ jours)

3.5.5.5. Effet de la chronologie des conditions THM sur la précontrainte des poutres

La Figure 3.32 présente les déformations totales mesurées sur l'anneau métallique permettant le contrôle de la précontrainte à partir du début de la montée en température. Une fois la température stabilisée, les valeurs mesurées permettent d'estimer l'évolution de la précontrainte du béton. Durant la phase thermique transitoire, l'acier se dilate d'environ $600 \mu\text{m}/\text{m}$; cette valeur correspond à la dilatation propre du pommeau en acier sur laquelle est collée la jauge. Le coefficient de dilatation thermique est donc de $12,5 \mu\text{m}/\text{m}/\text{K}$, ce qui est légèrement supérieur à la valeur considérée pour l'acier. Entre le début et la fin de la phase thermique stationnaire soit une durée de 35 jours, on observe une contraction de l'ordre de $200 \mu\text{m}/\text{m}$. Cette valeur correspond à une perte d'environ 25% de la précontrainte initiale appliquée. La configuration théorique initiale indiquant une contrainte de compression de 60% de la résistance en compression en fibre sur-comprimée et une contrainte nulle en fibre décomprimée

3.5. Résultats expérimentaux et discussions

n'est donc pas valable. Le risque qui en résulte est ainsi un passage de la partie décomprimée du béton en traction, ce qui pourrait expliquer la dissymétrie de déformation élastique constatée sur la Figure 3.33. Au vu de la contraction différée observée dans nos essais sur la fibre décomprimée, il apparaît que la contrainte différée en zone décomprimée redevient très rapidement une compression. Cela est probablement dû à l'augmentation de la vitesse de fluage en zone sur-comprimée, qui se traduit par une redistribution rapide des contraintes, conduisant à un nouvel état de déformation qui à son tour induit une refermeture des microfissures de la zone décomprimée. Cette hypothèse peut être étayée par le changement de signe de la vitesse de fluage de la fibre décomprimée lors de la phase de chauffage : le changement du signe de la courbure de la fibre décomprimée traduit un changement de signe de la contrainte.

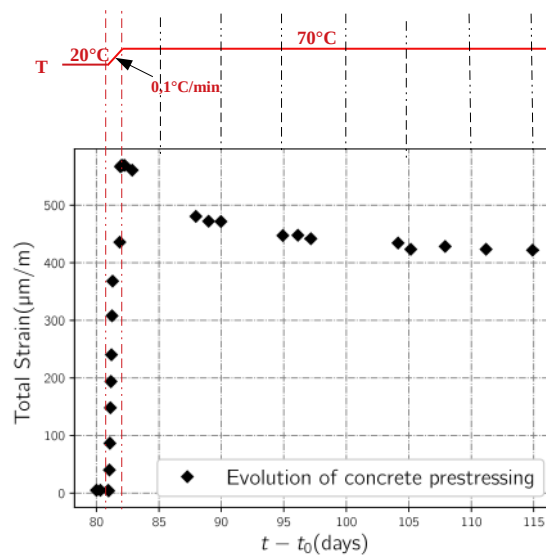


FIGURE 3.32. – Déformations totales mesurées sur l'anneau métallique des poutres en béton précontraint

3.5.5.6. Fluage transitoire des poutres en béton précontraint

La Figure 3.33 montre l'amplitude des déformations totales mesurées sur les 2 poutres précontraintes depuis la remise en tension qui engendre une contrainte de compression correspondant à 30% de la résistance en compression : pendant la phase 1, la poutre est soumise au fluage induit par la seule précontrainte à 20°C et 50%HR, puis pendant la phase 2 durant laquelle la flexion 4 points est appliquée suivi, 1 jour plus tard, d'une élévation de la température et de l'hygrométrie respectivement à 70°C et 80%HR pour simuler les conditions d'une situation accidentelle dans l'enceinte de

3.5. Résultats expérimentaux et discussions

confinement. Durant la phase 1, les poutres subissent un faible fluage sous l'effet de la précontrainte à 20°C et 50% de l'ordre de 100 $\mu\text{m}/\text{m}$ très proche sur les deux fibres de la section transversale à mi-travée (la courbe représentant la valeur moyenne des 2 fibres pour les deux poutres). Lors de la mise en flexion de la poutre, la fibre supérieure est dans un état de sur-compression tandis que la fibre inférieure est décomprimée conformément aux profils de distribution des contraintes de la figure 3.6. Il se produit ainsi une déformation élastique instantanée de sur-compression et de décompression en fibre supérieure et inférieure respectivement de -250 $\mu\text{m}/\text{m}$ et +380 $\mu\text{m}/\text{m}$. Cette différence d'amplitude entre les deux fibres de la poutre pourrait provenir d'un début d'endommagement du béton par micro-fissuration de la fibre décomprimée soumise à presque 60% de sa résistance en compression, si l'on tient compte d'une légère part de perte de précontrainte différée se produisant durant la phase 1. Sachant que la précontrainte induit une déformation élastique de compression homogène de -450 $\mu\text{m}/\text{m}$, la résultante de la déformation élastique d'origine mécanique est ainsi de -700 $\mu\text{m}/\text{m}$ en fibre supérieure et -60 $\mu\text{m}/\text{m}$ en fibre inférieure. Après 1 jour de fluage en flexion, le béton est chauffé à 70°C et l'hygrométrie est reléve à 80%. A l'issue de cette phase transitoire, le béton se dilate dans les deux fibres d'environ +650 $\mu\text{m}/\text{m}$. Cette amplitude correspond approximativement à celle de la dilatation mesurée sur les échantillons cylindriques non chargés. Il semblerait ainsi que la déformation thermique transitoire soit négligeable pour ces poutres ayant été précontraintes pendant 4 ans en condition endogène, puis ayant été détendues et retendues à la même tension pendant 3 mois à 20°C et 50% d'humidité relative.

Les raisons probables sont les suivantes :

- La consolidation due à la précontrainte antérieure au fluage par flexion et au chauffage. En effet, des études ont montré que la déformation thermique transitoire est très dépendante de l'état de consolidation du béton (Cagnon et al., 2019; Manzoni et al., 2020). Or, la précontrainte réalisée 3 ans plus tôt constitue un chargement qui consolide le matériau au fil du temps, ce qui pourrait expliquer que la déformation thermique transitoire soit fortement atténuée. En outre, lors du projet MACENA, si la déformation thermique transitoire avait été constatée sur ces types de poutres précontraintes après quelques mois de fluage induit par la précontrainte, son amplitude était fortement atténuée par rapport à celle observé sur cylindres soumis à un fluage de compression de même contrainte puis chauffé à la même température, qui, eux, n'avaient pas été consolidés que par le seul retrait endogène de très faible amplitude, comme constaté par (Cagnon et al., 2019).
- L'état de saturation du béton : si la déformation thermique transitoire est un mécanisme de diffusion des nanopores vers les capillaires comme expliqué dans

3.6. Conclusions

(Manzoni et al., 2020), alors un béton sec y est moins sensible qu'un béton humide. Les poutres ayant été pré-séchées 80 jours à 50% d'humidité relative, la possibilité de déformation thermique transitoire se trouve largement atténuée. Après la phase transitoire, le béton flue en compression en fibre surcomprimée et décomprimée respectivement d'une amplitude de 350 $\mu\text{m}/\text{m}$ et de 150 $\mu\text{m}/\text{m}$. La résultante de la contrainte mécanique induite par la précontrainte et le chargement en flexion est donc en pratique une contrainte de compression dans les deux cas.

La résultante de la contrainte mécanique induite par la précontrainte et le chargement en flexion consiste donc en une contrainte de compression également en fibre inférieure, de moindre intensité comparativement à celle en fibre supérieure.

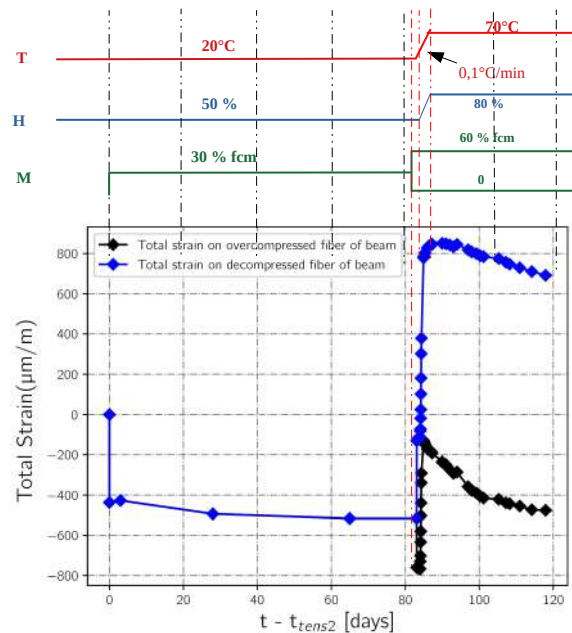


FIGURE 3.33. – Évolutions des déformations totales moyennes en fibres supérieures et inférieures mesurées sur les 2 poutres précontraintes à partir de la date de la seconde mise en tension du câble de précontrainte ($t_{tens2} = 1593$ jours)

3.6. Conclusions

En suivant un protocole unique de fabrication, nous avons pu reproduire un béton du même type que celui utilisé lors de la construction de VeRCoRs, cela a été avéré en

3.6. Conclusions

comparant les propriétés mécaniques obtenues pour la présente campagne à celles des éprouvettes chantiers et des campagnes antérieures. Deux ensembles d'échantillons ont été testés à deux âges : après 90 jours de cure endogène à 20°C pour des éprouvettes cylindriques confectionnées dans le cadre de cette thèse, et 4 ans pour des cylindres et des poutres précontraintes confectionnés dans le cadre du projet ANR PIA MACENA. Concernant le premier groupe d'échantillons, les observations suivantes ont été faites :

- La dépendance de l'isotherme de désorption à la température est très forte pour le béton VeRCoRs. Les états d'équilibre hydrique sont affectés sur toute la gamme d'humidité relative et même à 100% d'humidité relative du fait de la désorption thermique;
- Corollaire du premier point, le séchage est très marqué pour des températures de plus en plus élevées avec une stabilisation de la cinétique des pertes de masse qui se manifeste au bout de 30 jours et 20 jours respectivement à 70°C et 90°C;
- Une dilatation instantanée suivie d'un gonflement différé est observée sur les cylindres libres de chargement à 70°C et 90°C. Ce phénomène de l'ordre de quelques centaines de $\mu\text{m}/\text{m}$ pourrait provenir de l'augmentation de l'humidité interne dans le matériau avec la température, réduisant la pression capillaire et entraînant cette relaxation;
- Comme observé dans des travaux précédents, lorsque le béton est mécaniquement chargé puis chauffé, il développe du fluage thermique transitoire avec une amplitude estimée à 250 et 600 $\mu\text{m}/\text{m}$ respectivement à 70°C et 90°C pour des échantillons après 3 mois de cure endogène.
- Après une phase de vieillissement à 20°C et 50% d'humidité relative, cette amplitude est réduite d'un tiers environ, démontrant ainsi la forte dépendance du fluage thermique transitoire à la teneur en eau du matériau.

Les constatations suivantes sont faites sur les éprouvettes testées à 4 ans :

- La déformation thermique transitoire est limitée lorsque le béton a été préalablement consolidé pendant 4 ans par une contrainte de compression uniforme égale à 30% de sa résistance en compression.
- La montée en température induit une augmentation de la vitesse de fluage se traduisant par une perte de précontrainte, cette perte de précontrainte modifie la distribution des contraintes dans la structure.

Dans le chapitre suivant, les résultats issus de la présente campagne expérimentale ainsi que les essais antérieurs réalisés sur le béton VeRCoRs seront confrontés au modèle de fluage poromécanique afin de vérifier sa capacité à simuler les essais à

3.6. Conclusions

l'échelle matériau. Dans un second temps, nous l'appliquerons à une partie courante de l'enceinte VeRCoRs pour le tester à une échelle structurelle. Des améliorations du modèle seront proposées à la lumière des observations expérimentales et sur la base de phénomènes physiques.

4. Modélisation numérique du comportement du béton VeRCoRs en environnement Thermo-Hydro-Mécanique variable

Sommaire

4.1. Introduction	151
4.2. Homogénéisation du coefficient de dilatation thermique	152
4.2.1. Approche d'homogénéisation	152
4.2.2. Application au béton VeRCoRs	153
4.3. Modélisation poromécanique du comportement différé du béton en environnement THM variable	156
4.4. Description du modèle	157
4.4.1. Décomposition de la contrainte extérieure appliquée	157
4.4.2. Décomposition des déformations	158
4.4.3. Déformation élastique	160
4.4.4. Déformation réversible de Kelvin	160
4.4.5. Déformation consolidante de Maxwell	161
4.4.6. Déformation transitoire	163
4.5. Modélisation de la part microstructurale du fluage de dessiccation et du fluage thermique transitoire	164
4.5.1. Phénomènes physiques	165
4.5.2. Modélisation micromécanique	170
4.6. Application aux essais sur béton VeRCoRs	177
4.6.1. Base de données expérimentale	178
4.6.2. Identification des paramètres du modèle sur essais en condition endogène	193

4.6.3. Identification des paramètres du modèle à partir des essais en condition séchante	198
4.7. Application sur une partie courante de la maquette VeRCoRs	209
4.7.1. Description de la partie courante VeRCoRs	211
4.7.2. Maillage de la partie courante	213
4.7.3. Conditions aux limites et chargements	214
4.7.4. Calculs en conditions opérationnelles	216
4.7.5. Calculs en conditions accidentelles	221
4.8. Conclusions	231

4.1. Introduction

Dans le chapitre 3, les effets de la température et de l'humidité sur le comportement différé du béton ont été mis en évidence expérimentalement et analysés quantitativement en ce qui concerne le cas spécifique du béton VeRCoRs. Les principales observations portent sur la variation du coefficient de dilatation thermique apparent du béton avec la température et l'humidité interne, l'apparition d'une déformation thermique transitoire déjà mise en évidence dans les travaux de (Manzoni et al., 2020; Cagnon et al., 2016) et un micro-endommagement d'origine thermique induisant une chute du module de Young de l'ordre de 19% à 90°C. Ces effets macroscopiques trouvent leur origine dans des mécanismes qui s'activent à l'échelle nanométrique et mésoscopique suite aux sollicitations thermo-hydro-mécanique extérieures. Des hypothèses pour expliquer la DTT ont été formulées dans la thèse de (Manzoni et al., 2020) et ont servi de base pour la modélisation de ce phénomène. Ces hypothèses ainsi que celles avancées par d'autres auteurs sont précisées dans le chapitre 2. Un critère de micro-endommagement hydrique a également été proposé par (Manzoni, 2019) pour modéliser le fluage de dessiccation microstructural et repose sur une hypothèse d'apparition de microfissures engendrées par le retrait empêché de la pâte de ciment. Ce critère ne prend pas en compte le micro-endommagement d'origine thermique observé dans notre étude expérimentale (cf. chapitre 3) et probablement induit par la dilatation différentielle pâte-granulat et le possible couplage entre les phénomènes de micro-endommagement d'origines mécanique, hydrique et thermique. L'un des objectifs du chapitre 4 est ainsi de prendre en compte ce couplage dans un critère s'inspirant du critère d'un micro-endommagement hydrique, lui même inspiré de précédents travaux sur les réactions alcali-granulats dont la chronologie est récapitulée dans (Sellier, 2022).

Ce chapitre est constitué de trois parties. Dans le premier paragraphe, il sera question, à partir d'une approche d'homogénéisation micromécanique de retrouver l'évolution thermo-hydrrique du coefficient de dilatation thermique apparent du béton en fonction des coefficients de dilatation de ses constituants eau, pâte et granulat.. En deuxième partie, nous allons revenir sur le modèle de fluage poromécanique décrit dans (Manzoni, 2019) et nous allons améliorer le critère d'endommagement couplé thermo-hydro-mécanique basé sur les déformations différentielles à l'échelle de la microstructure. Enfin, le modèle ainsi défini sera confronté aux données expérimentales obtenues sur le béton VeRCoRs et provenant de la présente thèse, ainsi que de campagnes expérimentales antérieures.

4.2. Homogénéisation du coefficient de dilatation thermique

4.2.1. Approche d'homogénéisation

Comme détaillé dans le chapitre 2, le coefficient de dilatation thermique apparent du béton est fonction du coefficient de dilatation des différentes phases solides et liquides qui le composent à savoir les granulats, l'eau et la matrice cimentaire (Meyers, 1951; Diederichs et al., 1989). Pour l'homogénéisation du coefficient de dilatation thermique des matériaux poreux comme le béton, on peut supposer le matériau triphasique, constitué d'une phase liquide (fraction d'eau libre dans la porosité), d'une phase de gaz (fraction de pore vide) et d'une phase solide (granulats et matrice cimentaire) (Do, 2008; Torquato and Haslach Jr, 2002; Christensen, 2012). Dans ce cas de figure, on peut écrire :

$$\alpha^{hom} = \alpha_s(1 - \phi) \frac{k_s}{k^{hom}} + \alpha_l \phi S_r A_p \frac{k_l}{k^{hom}} \quad (4.1)$$

avec α^{hom} , α_s et α_l les coefficients de dilatation thermique apparent du béton, de la phase solide et de la phase liquide et k^{hom} , k_s , k_l les modules de compressibilité, respectivement, du béton, de la phase solide et la phase liquide. Enfin, A_p est le coefficient de concentration des contraintes volumiques des inclusions poreuses, ϕ la porosité du béton et S_r le degré de saturation en eau du béton ¹.

En utilisant un schéma d'homogénéisation de type Mori-Tanaka (Mori and Tanaka, 1973), le coefficient A_p est donné par la formule suivante :

$$A_p^{MT} = \frac{A_p^{dil}}{\phi A_p^{dil} + (1 - \phi)} \quad (4.2)$$

où A_p^{dil} est le coefficient de concentration des inclusions poreuses dans le cas d'un schéma dilué (Love, 1944a; Eshelby, 1957) donné par :

$$A_p^{dil} = \frac{3k_s + 4\mu_s}{4\mu_s} \quad (4.3)$$

Les modules de compressibilité, de cisaillement homogénéisé et de la matrice solide sont liés par les relations suivantes :

$$k_s = \frac{k^{hom}}{1 - b} \quad (4.4)$$

1. fraction volumique de pore contenant de l'eau liquide

4.2. Homogénéisation du coefficient de dilatation thermique

$$\mu_s = -\frac{3\phi k^{hom} k_s}{4k^{hom} - 4(1-\phi)k_s} \quad (4.5)$$

avec b le coefficient de biot du milieu poreux.

4.2.2. Application au béton VeRCoRs

La représentation triphasique du béton VeRCoRs est précisée sur la figure 4.1. Les valeurs de modules de compressibilité et de cisaillement du béton VeRCoRs sont calculées à partir de la moyenne des modules de Young mesurés sur différents échantillons du béton VeRCoRs.

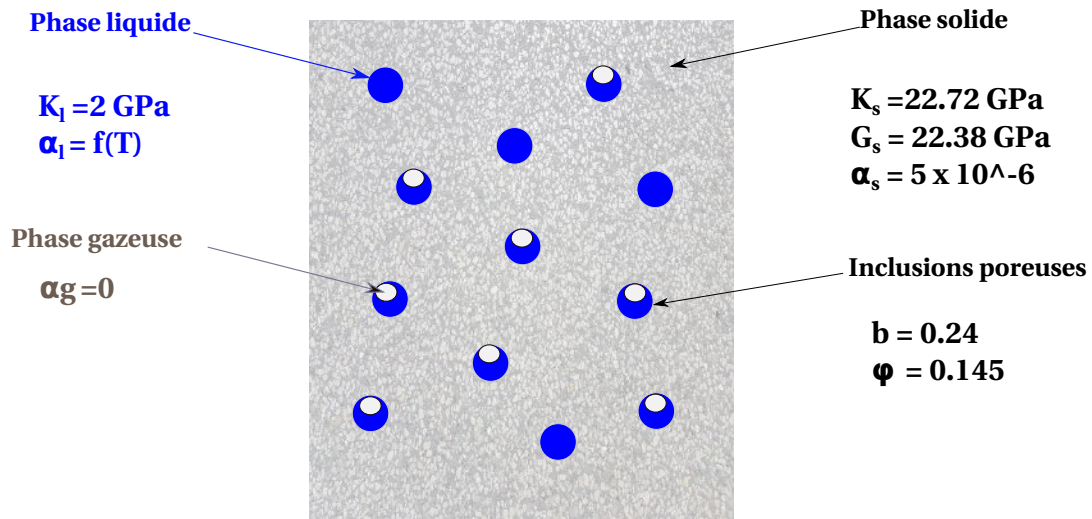


FIGURE 4.1. – Représentation triphasique du béton VeRCoRs

L'évolution du coefficient de dilatation volumique est fonction de la densité volumique de l'eau libre qui dépend de la température selon la formule de (Tsimbrovska, 1998) (équation de la densité liquide 4.6, valable pour des températures allant jusqu'à 180°C et représentée sur la figure 4.2).

$$\rho_l(T) = 314.4 + 685.6 \left[1 - \left(\frac{T - 273.15}{374.14} \right)^{1.82} \right]^{0.55} \quad (4.6)$$

4.2. Homogénéisation du coefficient de dilatation thermique

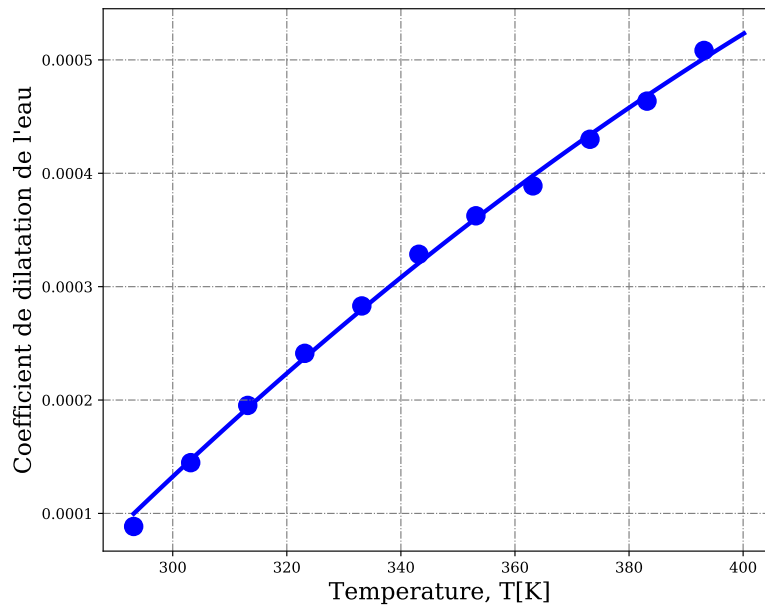


FIGURE 4.2. – Évolution du coefficient de dilatation thermique de l'eau en fonction de la température

La dépendance du coefficient de dilatation thermique du béton à la température est ainsi engendrée par celle du coefficient de dilatation thermique de l'eau à la température. La dépendance à la saturation est directement liée à la quantité d'eau restante dans les pores. La figure 4.3 montre la variation du CDT en fonction de la température et de la saturation obtenue via l'homogénéisation. On observe une dépendance très forte du CDT au degré de saturation passant d'une valeur de $6 \mu\text{m}/\text{m}/^\circ\text{C}$ pour le béton sec à $16 \mu\text{m}/\text{m}/^\circ\text{C}$ pour le béton saturé à 100°C . Afin de juger de l'aptitude du modèle analytique défini pour le calcul du CDT du béton en environnement thermo-hydrique variable, les valeurs expérimentales et numériques à 70°C et 90°C sont résumées dans le tableau 4.1. Les valeurs mesurées expérimentalement sont celles obtenues sur les éprouvettes en déformation libre non séchantes pour les couples de valeurs (70°C , 92% SR) et (90°C , 90% SR) et lors de la phase de refroidissement à 70°C , 50% d'humidité relative pour le couple de valeur (70°C , 13%SR). Les valeurs de CDT sont nettement plus élevées à saturation élevée comparé aux faibles saturations du fait de l'évacuation de toute ou partie de l'eau libre. La même observation est faite dans la littérature (Ai et al., 2001; Cagnon et al., 2016; Ai et al., 2001; Sabri and Illston, 1982; Grasley and Lange, 2007; Ghabezloo, 2011; Sellevold and Bjøntegaard, 2006). Les valeurs mesurées expérimentales et déduites de l'approche d'homogénéisation sont relativement

4.2. Homogénéisation du coefficient de dilatation thermique

proches à 70°C, 92% SR et 90°C; 90% SR alors qu'à 70°C, 13% SR, la valeur calculée est basse par rapport à celle mesurée. Cela pourrait provenir de la contraction supplémentaire induite par la diminution de pression capillaire avec la température (selon la loi de Kelvin). Cette dernière déformation ne sera pas intégrée dans notre modélisation micromécanique car elle est déjà incluse dans le modèle poromécanique via la dépendance de la courbe de désorption à la température. Du point de vue expérimental, elle est associée à la contraction globale du béton en refroidissement; d'où une valeur de "CDT apparent" plus élevée. Cette déformation semble par conséquent négligeable pour les échantillons proches de la saturation.

Température (°C)	Saturation (%)	CDT mesuré ($\mu\text{m}/\text{m}/^\circ\text{C}$)	CDT calculé ($\mu\text{m}/\text{m}/^\circ\text{C}$)
70	92	12	12,31
70	13	7,91	6,95
90	90	13,57	13.85
90	9,1	non mesuré	7,1

TABLEAU 4.1. – Valeurs mesurées et calculées du CDT du béton à 70°C et 90°C

4.3. Modélisation poromécanique du comportement différé du béton en environnement THM variable

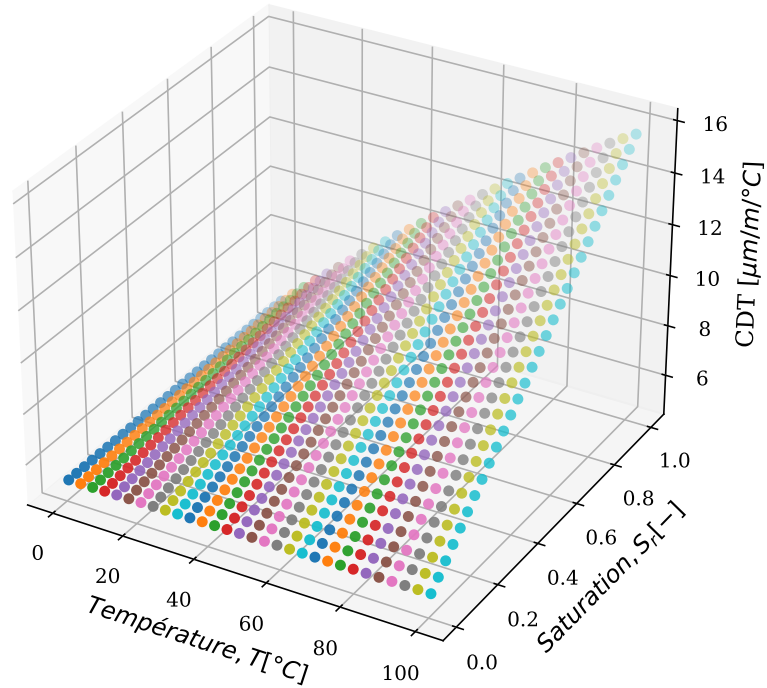


FIGURE 4.3. – Évolution du coefficient de dilatation thermique du béton en fonction du degré de saturation et de la température

4.3. Modélisation poromécanique du comportement différé du béton en environnement THM variable

Plusieurs modèles décrivant le comportement différé du béton en environnement THM variable existent dans la littérature et les équations associées à certains de ces modèles ont été explicitées dans le chapitre 2. A la lumière des observations faites sur les études expérimentales de (Cagnon, 2015) et de la théorie proposée par (Vlahinić et al., 2012) pour modéliser le fluage transitoire, des améliorations ont été apportées par (Manzoni et al., 2020) au modèle de fluage de (Sellier et al., 2016). Ces

4.4. Description du modèle

améliorations portaient sur les deux points majeurs suivants :

- La modélisation du fluage transitoire qui apparaît lorsque le béton est chargé puis chauffé ou lorsqu'il subit des variations très rapides de teneur en eau; ces mécanismes diminuent de façon temporaire la viscosité du matériau mais n'impactent ni le potentiel de fluage, ni la consolidation (Manzoni et al., 2020).
- Un critère de micro-endommagement hydrique permettant de modéliser une partie du fluage de dessiccation microstructural induit par la redistribution des contraintes engendrée par la microfissuration du béton (Sellier and Lacarrière, 2009; Sellier et al., 2019).

Dans ce paragraphe, les équations du modèle de fluage existant seront explicitées dans un premier temps, ainsi que la physique associée, puis un critère d'endommagement couplé thermo-hydro-mécanique sera proposé afin de prendre en compte l'effet combiné de la dilatation différentielle pâte-granulat, du retrait empêché de la pâte de ciment par les granulats, et de la composante de la contrainte totale extérieure appliquée.

4.4. Description du modèle

4.4.1. Décomposition de la contrainte extérieure appliquée

Dans une approche qui se veut similaire à la poromécanique classique, la contrainte totale appliquée sur le béton est partitionnée en deux composantes (Figure 4.4) :

- Une contrainte effective, correspondant à la part de la contrainte totale qui s'applique sur le squelette solide. Dans le modèle rhéologique proposé, cette composante est représentée par l'association d'un ressort pour la déformation élastique, une chaîne de Kelvin pour les déformations réversibles et une chaîne de Maxwell pour les déformations permanentes.
- Une contrainte hydrique permettant de prendre en compte les effets liés aux changements de pression dans les capillaires.
- la contrainte effective lorsqu'il s'agit d'une compression est affectée par un micro-endommagement à l'interface pâte granulats induits par l'incompatibilité des déformations entre la pâte et les granulats. La contrainte hydrique est affectée par une perte de transmission d'effort entre le granulat et la pâte du fait de ce micro-endommagement peu importe le signe de la contrainte effective.

4.4. Description du modèle

L'équation traduisant cette décomposition de la contrainte totale appliquée est explicitée en 4.7 pour un chargement de compression.

$$\sigma_I = (1 - D_I^{c,o}) (1 - D_I^{c,r}) \tilde{\sigma}_I' + (1 - D_I^{t,o}) \pi \quad (4.7)$$

avec σ_I et $\tilde{\sigma}_I'$ respectivement les contraintes totale et effective micro-endommagées dans la direction principale I , π la contrainte hydrique, $D_I^{c,o}$, $D_I^{c,r}$, $D_I^{t,o}$ respectivement le coefficient de micro-endommagement en compression orthoradial, radial et de micro-endommagement en traction orthoradial. Ces différents coefficients d'endommagement seront définis ultérieurement, dans la section 4.5.2.3 consacrée au critère d'endommagement couplé Thermo-Hydro-Mécanique. La contrainte hydrique s'écrit en tout point du milieu poreux :

$$\pi = -b \cdot P_w \cdot S_r \quad (4.8)$$

avec b le coefficient de Biot apparent du milieu, P_w la pression d'eau (négative en cas de séchage), S_r le degré de saturation de la porosité.

Comme nous l'avons vu, le modèle de fluage repose sur la théorie d'une consolidation progressive du béton fonction de son historique de chargement thermo-hydro-mécanique. Il suppose un potentiel de fluage intrinsèque à chaque béton, et chaque déformation de fluage ou de retrait consommerait une partie de ce potentiel, réduisant par suite la cinétique de fluage. Le principe physique est le suivant : lorsque le matériau est chargé, la contrainte est répartie entre les phases visqueuses (matrice cimentaire) et les inclusions rigides (granulats). Au fil du temps, les phases visqueuses se déchargent progressivement, transmettant leur contrainte aux phases élastiques non visqueuses. Les phases visqueuses étant responsables du comportement différé du béton, la cinétique de fluage s'en retrouve ainsi ralentie avec le temps. Cette interprétation est compatible avec les effets de redistribution de contraintes décrits dans (Bernachy-Barbe and Bary, 2019).

4.4.2. Décomposition des déformations

L'incrément de déformation totale est la somme des incréments des déformations élastiques, thermiques et différées. Les déformations différées sont modélisées par un élément de Maxwell consolidant pour le fluage permanent et un élément de Kelvin pour le fluage réversible. Ces deux éléments assemblés constituent un assemblage de type Burger. Enfin, un élément supplémentaire de Maxwell est ajouté en série pour modéliser le fluage permanent non consolidant.

4.4. Description du modèle

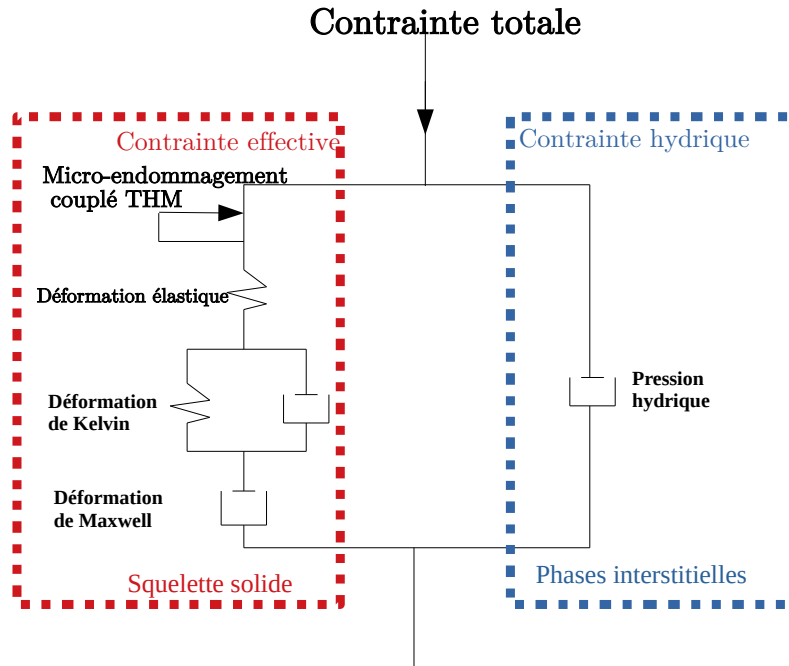


FIGURE 4.4. – Schéma rhéologique du modèle de fluage poro mécanique issu de (Sellier and Lacarrière, 2009; Sellier et al., 2016)

$$\dot{\underline{\varepsilon}}^{to} = \dot{\underline{\varepsilon}}^{el} + \dot{\underline{\varepsilon}}^m + \dot{\underline{\varepsilon}}^{dt} + \dot{\underline{\varepsilon}}^{kv} + \dot{\underline{\varepsilon}}^{th} \quad (4.9)$$

- $\underline{\varepsilon}^{to}$ la déformation totale
- $\underline{\varepsilon}^{el}$ la déformation élastique
- $\underline{\varepsilon}^m$ la déformation permanente consolidante de Maxwell
- $\underline{\varepsilon}^{dt}$ la déformation permanente non consolidante de Maxwell induite par la part intrinsèque du fluage thermique transitoire et du fluage de dessiccation
- $\underline{\varepsilon}^{kv}$ la déformation réversible de Kelvin
- $\underline{\varepsilon}^{th}$ la déformation de dilatation/contraction thermique instantanée induite par le chauffage ou le refroidissement.

4.4.3. Déformation élastique

La déformation élastique, dans chaque direction principale du tenseur associé, est reliée à la contrainte effective via la loi de Hooke :

$$\tilde{\sigma}'_I = 2 \cdot \mu^{el} \cdot \underline{\varepsilon}'_I + \lambda^{el} \cdot tr(\underline{\varepsilon}'_I) \quad (4.10)$$

avec μ^{el} et λ^{el} les coefficients de Lamé et $\tilde{\sigma}'_I$ la contrainte effective micro-endommagée donnée par la relation 4.7 :

$$\tilde{\sigma}'_I = \frac{\sigma_I}{(1 - D_I^c)} - \pi \quad (4.11)$$

Pour rappel, les tenseurs de déformations élastiques et de contraintes effectives en directions principales sont déduits de ceux dans la base fixe via la matrice de passage vers la base principale \mathbb{P}_{el} (4.12 et 4.13).

$$\underline{\varepsilon}'_I = \mathbb{P}_{el} \cdot \underline{\varepsilon}^{el} \cdot \mathbb{P}_{el}^{-1} \quad (4.12)$$

$$\underline{\tilde{\sigma}}'_I = \mathbb{P}_{el} \cdot \underline{\tilde{\sigma}}' \cdot \mathbb{P}_{el}^{-1} \quad (4.13)$$

4.4.4. Déformation réversible de Kelvin

La partie réversible du fluage est modélisée par une chaîne de Kelvin classique. L'équation différentielle régissant l'évolution de la déformation visco-élastique associée à cette chaîne est précisée dans l'équation 4.14

$$\dot{\underline{\varepsilon}}^{kv} = \frac{1}{\tau^K} \left(\frac{\underline{\varepsilon}^{el}}{\psi^K} - \underline{\varepsilon}^{kv} \right) \quad (4.14)$$

Le choix d'écrire l'incrément de déformation de Kelvin en fonction de la déformation élastique et non de la contrainte suppose que la déformation de Kelvin à un effet Poisson de fluage égal au coefficient de Poisson élastique. Le paramètre ψ^K représente le rapport entre la rigidité de la chaîne de Kelvin et celle de l'élasticité linéaire du matériau. Le Paramètre τ^K est le temps caractéristique (rapport de la viscosité sur la rigidité de la chaîne de Kelvin) associé à la chaîne de Kelvin et défini dans l'équation 4.15 :

$$\left\{ \begin{array}{l} \tau^K = \frac{\tau_{ref}^K}{C_p^w \cdot C_T^w} \\ C_T^w = \exp\left(-\frac{E_W^a}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{ref}}\right)\right) \\ C_p^w = S_r \end{array} \right. \quad (4.15)$$

4.4. Description du modèle

τ_{ref}^K est le temps caractéristique de référence de Kelvin, C_T^w est le paramètre d'activation thermique de la viscosité de l'eau, de type Arrhénius, et C_P^w permet de prendre en compte la dépendance du fluage réversible à la saturation du béton. En pratique, une saturation plus basse engendre une cinétique de fluage réversible plus basse, tandis qu'une élévation de température entraîne l'effet inverse.

4.4.5. Déformation consolidante de Maxwell

La vitesse du fluage irréversible consolidant est définie dans chaque direction principale I du tenseur de déformation élastique par :

$$\dot{\varepsilon}_I^M = \frac{\varepsilon_I^{el}}{\tau_I^M} \cdot C^w \quad (4.16)$$

$$C^w = C_T^w \cdot C_P^w \quad (4.17)$$

Le paramètre C^w (4.17) permet de prendre en compte la dépendance du fluage permanent à la saturation et à la température de façon analogue au fluage réversible.

τ_I^M (4.16) est le temps caractéristique (rapport entre la viscosité de Maxwell et la rigidité de la déformation élastique) de Maxwell défini dans chaque direction principale du tenseur de déformation élastique par 4.18.

$$\tau_I^M = \tau_{ref}^M \cdot C_I^c \quad (4.18)$$

τ_{ref}^M est un temps caractéristique de référence et C_I^c est le coefficient de consolidation dont l'évolution en fonction de l'historique de chargement thermo-hydro-mécanique conduit à un ralentissement de la vitesse de fluage dans le temps. Ce paramètre est défini dans chaque direction principale dans l'équation 4.19 :

$$C_I^c = \frac{1}{k} \exp\left(\frac{1}{k} \left(\frac{\varepsilon_I^m}{\varepsilon_I^{el}}\right)^+\right) \quad (4.19)$$

Le coefficient de consolidation C_I^c ne peut donc être inférieur à $\frac{1}{k}$. Le coefficient k est précisé dans l'équation 4.20.

$$k = k_{ref} \cdot C_P^T \cdot C_P^w \cdot C^M \quad (4.20)$$

k_{ref} 4.21 est une valeur de référence obtenue en faisant le rapport d'une déformation de Maxwell de référence (paramètre de calage) à celle de la déformation élastique

4.4. Description du modèle

correspondante (mesurée généralement avec un chargement équivalent à 30% de la résistance en compression R_c :

$$k_{ref} = \frac{\varepsilon_{ref}^m}{\varepsilon_{ref}^{el}} \quad (4.21)$$

Le coefficient C_p^T (eq 4.22) permet de prendre en compte l'augmentation de la cinétique de fluage engendrée par la dilatation différentielle pâte-granulats. Il est activé pour des températures supérieures à 45 ° C.

$$C_p^T = \begin{cases} \exp\left(-\frac{E_p^a}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{thr}}\right)\right) & \text{si } T > T_{thr} \\ 1 & \text{sinon.} \end{cases} \quad (4.22)$$

Le coefficient C^M (4.23) permet de prendre en considération une dépendance du potentiel de fluage au taux et au type de chargement appliqué grâce à une contrainte de cisaillement équivalente de Drucker-Prager (4.24, 4.25).

$$C^M = \frac{\tilde{\tau}_{cr}^{DP}}{\tau_{cr}^{DP} - \tilde{\tau}^{DP}} \quad (4.23)$$

$$\tilde{\tau}^{DP} = \sqrt{\frac{\tilde{\sigma}^d : \tilde{\sigma}^d}{2}} + \delta \cdot \frac{Tr(\tilde{\sigma})}{3} \quad (4.24)$$

$$\tau_{cr}^{DP} = \frac{\sigma_{cr}}{\sqrt{3}} \left(1 - \frac{\delta}{\sqrt{3}}\right) \quad (4.25)$$

$$\sigma_{cr} = \frac{2}{3} R_c \left(\frac{\kappa^M}{\kappa^M - 1}\right) \quad (4.26)$$

Dans les équations précédentes, σ est la contrainte totale extérieure appliquée, σ^D son déviateur et $tr(\sigma)$ sa trace; δ est un paramètre de confinement généralement pris égal à 0.6 (Manzoni, 2019); σ_{cr} (eq 4.26) est la contrainte critique de cisaillement, c'est à dire la contrainte pour laquelle le fluage est tertiaire et conduit à une divergence de la déformation de fluage.

Après calcul des trois composantes diagonales du tenseur des déformations de Maxwell dans la base principale des déformations élastiques, l'incrément de déformation de Maxwell dans la base fixe est alors donnée par l'équation 4.27

$$\underline{\dot{\varepsilon}}^M = \mathbb{P}_{el}^{-1} \cdot \underline{\dot{\varepsilon}}_I^M \cdot \mathbb{P}_{el} \quad (4.27)$$

4.4.6. Déformation transitoire

Pour rappel, la déformation transitoire est supposée induite par une diffusion retardée de l'eau contenue dans les nanopores vers les capillaires. Tant que les pressions aux deux échelles ne se sont pas rééquilibrées, la diffusion des molécules d'eau entre les deux échelles de pores mobiliserait une partie des forces de cohésion intra C-S-H réduisant d'autant leur capacité à résister aux contraintes effectives, et donc augmentant leur vitesse de déformation. (Manzoni, 2019) a proposé une modélisation de cette déformation via un élément de Maxwell en série, cet élément reprenant la viscosité de l'élément de Maxwell consolidant, mais sans pouvoir modifier l'état de consolidation C_I^c . Ce choix est appuyé par les observations expérimentales de (Cagnon, 2015) qui montrent que la déformation transitoire ne modifie pas la viscosité apparente du matériau une fois que celui-ci est revenu à la température ambiante. L'incrément de déformation transitoire est alors défini dans chaque direction principale du tenseur de déformation élastique comme précisé dans l'équation 4.28.

$$\dot{\varepsilon}_I^{dt} = \frac{\varepsilon_I^{el}}{\tau_I^M} \cdot C_n^W \quad (4.28)$$

τ_I^M est le temps caractéristique de Maxwell défini dans le paragraphe précédent et permettant de prendre en compte la consolidation dans chaque direction principale. Ainsi, si la différence de pression entre les deux échelles est créée dans un matériau sain non consolidé, la déformation résultante sera plus importante que si elle était créée après une consolidation antérieure du béton. Le paramètre C_n^W (4.29) est un terme permettant de considérer l'influence sur la viscosité des C-S-H de la différence de pression d'eau entre les nanopores et les capillaires. Cette différence de pression peut avoir au moins deux origines : soit une dilatation rapide de l'eau dans les nanopores (dans ce cas, le gradient de pression est induit par l'augmentation de la pression dans les nanopores), soit une baisse rapide de la pression capillaire. Dans le cas d'un chauffage rapide du béton les deux mécanismes sont concomitants (expliquant la rapidité du fluage thermique transitoire), soit lors d'un séchage rapide à température ambiante durant lequel n'apparaît que la baisse brutale de pression capillaire (expliquant une partie du fluage en dessiccation).

$$C_n^W = \begin{cases} \frac{P^n - P^w}{P_k^n} & \text{si } P^n - P^w > 0 \\ 0 & \text{sinon.} \end{cases} \quad (4.29)$$

avec P^w et P^n respectivement les pressions capillaires et dans les nanopores. La cinétique d'évolution de la pression d'eau dans les nanopores est liée à la pression

4.5. Modélisation de la part microstructurale du fluage de dessiccation et du fluage thermique transitoire

capillaire par la relation 4.30.

$$\frac{\partial P^n}{\partial t} = \frac{P^w - P^n}{\tau^n} \quad (4.30)$$

Où, τ^n (4.31) est le temps caractéristique au bout duquel le rééquilibrage en pression entre les deux échelles de porosité s'effectue.

$$\tau^n = \frac{\tau_{ref}^n}{\exp\left(-\frac{E_W^{ad}}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{ref}}\right)\right)} \quad (4.31)$$

τ_{ref}^n (4.32) est un temps caractéristique de référence défini par :

$$\tau_{ref}^n = \frac{\eta_n}{M_n \cdot k_n} \quad (4.32)$$

avec :

- η_n la viscosité dynamique de l'eau
- M_n le module de Biot associé aux nanopores
- k_n un paramètre de calage adimensionnel

E_W^{ad} est l'énergie d'activation thermique associée à l'eau adsorbée à la surface des feuillets C-S-H.

4.5. Modélisation de la part microstructurale du fluage de dessiccation et du fluage thermique transitoire

Un modèle de micro-endommagement orthotrope en compression a été proposé par (Manzoni, 2019) afin de prendre en compte la part microstructurale du fluage de dessiccation. En s'appuyant sur ce critère et au vu des résultats expérimentaux obtenus sur les essais de fluage en température dans le cadre de cette thèse (chute du module de Young après chauffage à 70°C et 90°C), un critère de micro-endommagement couplé Thermo-Hydro-Mécanique est proposé afin de prendre en compte les trois mécanismes suivants :

- Un micro-endommagement d'origine thermique initié à l'interface pâte-granulats et induit par la dilatation thermique différentielle entre la pâte de ciment et les inclusions granulaires. Si le coefficient de dilatation thermique de la pâte est supérieur à celui des granulats, lors d'un chauffage, le phénomène peut entraîner un décollement du granulat à l'interface pour des valeurs de contrainte radiales supérieures à la résistance en traction de la pâte de ciment.

4.5. Modélisation de la part microstructurale du fluage de dessiccation et du fluage thermique transitoire

- Un micro-endommagement d'origine hydrique induit par le retrait empêché au niveau des inclusions. Des contraintes orthoradiales de traction apparaissent dans la pâte, entraînant par suite une micro-fissuration radiale si la résistance en traction dans la direction orthoradiale est dépassée.
- Un micro-endommagement d'origine mécanique pour les forts taux de chargement ($>45\% R_c$) du fait de la composante déviatorique du tenseur de contrainte. Dans le cas d'un chargement de compression unidirectionnelle, il n'y a pas de fissuration perpendiculaire au chargement car la pression appliquée empêche la naissance de microfissures, par contre le comportement différentiel pâte - inclusion peut engendrer, via les effets de Poisson, un décollement latéral des granulats.

Les phénomènes physiques associés à ces trois mécanismes seront explicités en première partie de ce paragraphe puis la modélisation adoptée sera présentée.

4.5.1. Phénomènes physiques

4.5.1.1. Déformations différées en dessiccation

Le retrait de dessiccation est une contraction volumique du béton observée lors du séchage. Ce séchage fait naître des tensions capillaires dans les pores du béton qui s'appliquent sur le squelette solide et engendrent par suite des déformations instantanées et différées. La déformation macroscopique de retrait serait la résultante de deux mécanismes à deux échelles d'observation.

- A l'échelle de la nanostructure, (Maruyama et al., 2015; Maruyama, 2010; Beltzung and Wittmann, 2005; Bažant et al., 1997a) considèrent que la déformation de retrait est engendrée par une densification des particules de gel C-S-H sous l'effet de la diminution de la pression de disjonction avec le séchage. Cette dernière est une force répulsive engendrée par l'adsorption empêchée entre les feuillets de C-S-H. Ainsi, lorsque l'humidité interne du matériau baisse, des molécules d'eau dans les zones d'adsorption gênée sont libérées entraînant un rapprochement entre les feuillets sous l'effet des forces d'attraction de Van Der Waals. Cette hypothèse de microdiffusion de l'eau entre les deux échelles de pores est reprise dans la définition de la déformation transitoire proposée par (Manzoni, 2019) et est donc bien prise en compte dans la modélisation adoptée.
- A l'échelle de la microstructure, la contraction de la pâte est gênée par les inclusions rigides que constituent les granulats (Sellier and Lacarrière, 2009). Ce retrait empêché de la pâte engendre une concentration de contraintes de traction orthoradiales à l'interface pâte-granulats (Figure 4.5). Si l'intensité de la

4.5. Modélisation de la part microstructurale du fluage de dessiccation et du fluage thermique transitoire

contrainte orthoradiale locale est supérieure à la résistance en traction orthoradiale de la pâte, des microfissures radiales initiées à l'interface naissent et diffusent dans la pâte (Figure 4.6). Ces microfissures vont limiter la transmission des efforts capillaires dans la pâte et réduire ainsi l'amplitude de la déformation qu'on aurait sans microfissures.

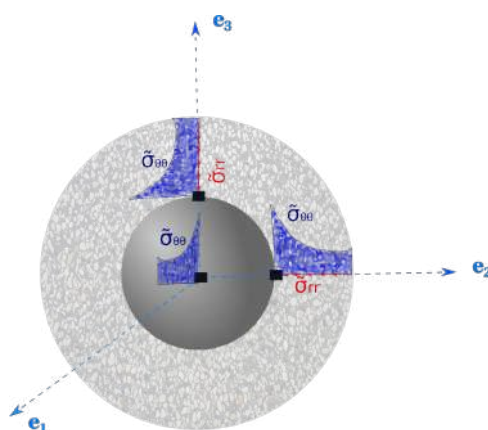


FIGURE 4.5. – Contraintes orthoradiales de traction (bleu) induites par le retrait empêché de la pâte (schéma adapté de (Sellier, 2022; Lacombe, 2022; Anglade, 2022))

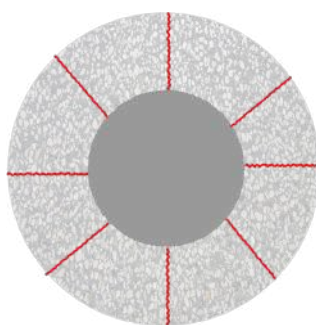


FIGURE 4.6. – Microfissures radiales induites par le retrait empêché

Le fluage de dessiccation est la déformation observée sous charge en conditions de dessiccation. De façon analogue au retrait de dessiccation, son amplitude est conditionnée par les mêmes mécanismes à l'échelle nano et micro. La diminution de la pression de disjonction dans les nanopores (Bažant et al., 1997b) conduit à une perturbation des liaisons interfoliaires et si en plus, une contrainte extérieure est appliquée, le glissement inter-feuillets pourrait être transitoirement facilité, le temps qu'un nouvel état d'équilibre s'établisse. A l'échelle de la microstructure, l'application

4.5. Modélisation de la part microstructurale du fluage de dessiccation et du fluage thermique transitoire

d'une contrainte extérieure de compression aura pour effet d'empêcher ou de refermer les microfissures dans les directions perpendiculaires à la direction de chargement. Les efforts capillaires sont alors à nouveau intégralement transmis, et on mesure ainsi le "véritable" retrait de dessiccation (Figure 4.7).

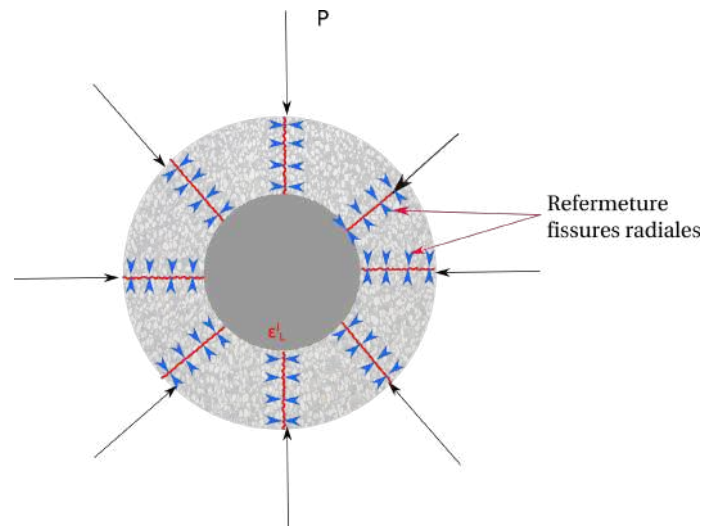


FIGURE 4.7. – Refermeture des microfissures induites par le retrait empêché de la pâte de ciment sous l'effet du confinement

4.5.1.2. Déformations du béton en température

Lors d'une élévation de température sans chargement extérieur, le béton se dilate instantanément avec une amplitude qui est fonction de la teneur en eau du béton et des dilatations des différentes phases du béton en l'occurrence les granulats et la pâte de ciment. Comme le montrent expérimentalement (Kallel, 2016) et (Cagnon, 2015), en absence de séchage, la pâte de ciment se dilate 6 à 12 fois plus que les granulats calcaires. Cette forte dilatation différentielle entre pâte et granulat va induire des contraintes radiales de traction comme le montre la Figure 4.8.

4.5. Modélisation de la part microstructurale du fluage de dessiccation et du fluage thermique transitoire

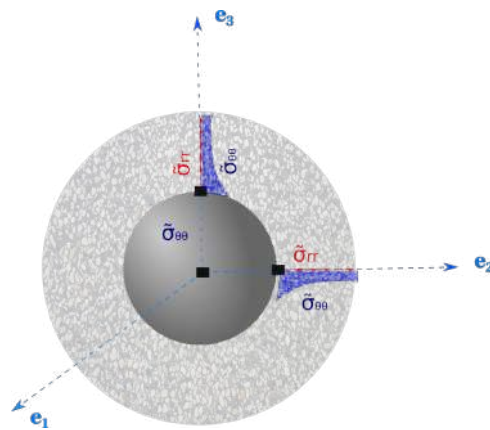


FIGURE 4.8. – Contraintes radiales de traction (rouge) induites par la dilatation différentielle pâte-granulat

Ces contraintes radiales de traction engendrent des micro-fissures de décollement à l'interface pâte-granulat (Figure 4.9). De façon analogue au cas du fluage de dessiccation, un confinement empêcherait ou refermerait les micro-fissures, cette fois-ci dans la direction de chargement (Figure 4.10).

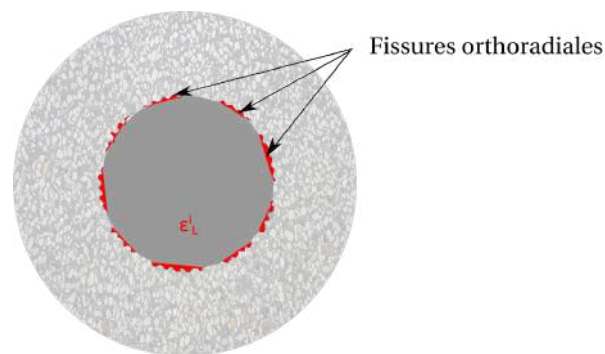


FIGURE 4.9. – Microfissures orthoradiales induites par la dilatation différentielle pâte-granulat

4.5. Modélisation de la part microstructurale du fluage de dessiccation et du fluage thermique transitoire

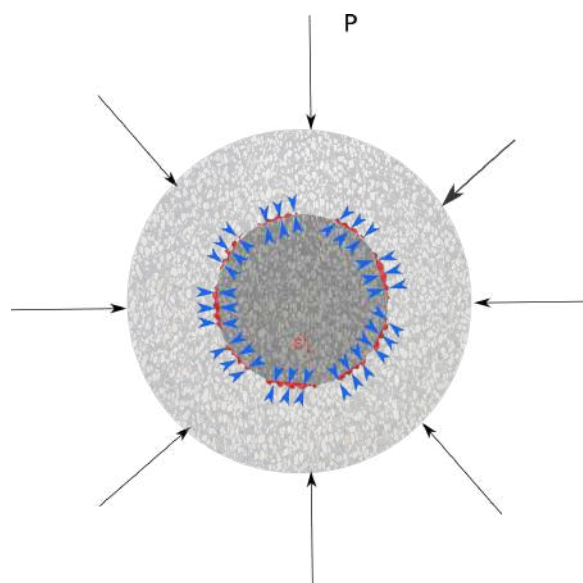


FIGURE 4.10. – Refermeture des microfissures induites par la dilatation différentielle pâte-granulat sous l'effet du confinement

4.5.1.3. Micro-endommagement de cisaillement

Les mécanismes d'un micro-endommagement décrits dans les deux sections précédentes impliquent que le matériau soit soumis à des variations d'humidité relative ou de température. Cependant, même en condition non séchante et sans variation de température, on retrouve dans la littérature plusieurs résultats faisant état d'une modification du potentiel de fluage pour des taux de chargement supérieurs à 45% de la résistance en compression du béton (Tsitova, 2022; Saliba, 2012; Meyers et al., 1969). Des investigations menées par (Saliba et al., 2013) à l'aide de la technique des émissions acoustiques ont démontré que cette modification du potentiel de fluage proviendrait de microfissures se développant préférentiellement à l'interface pâte-granulat. Ce micro-endommagement de cisaillement serait engendré par la composante déviatorique de la contrainte de compression appliquée; laquelle composante induit à l'échelle de la microstructure un décollement de la matrice cimentaire à l'interface dans les directions perpendiculaires au chargement. Selon ces auteurs, ce décollement n'affecterait pas le fluage dans la direction chargée si la contrainte de compression reste inférieure à 60% de f_{cm} . Au delà, des microfissures radiales naissent dans la pâte (Figure 4.11) et sont susceptibles de modifier le potentiel de fluage et conduire au fluage tertiaire. Ce phénomène correspond à l'augmentation non linéaire du potentiel de fluage décrit en section 2.3.4.

4.5. Modélisation de la part microstructurale du fluage de dessiccation et du fluage thermique transitoire

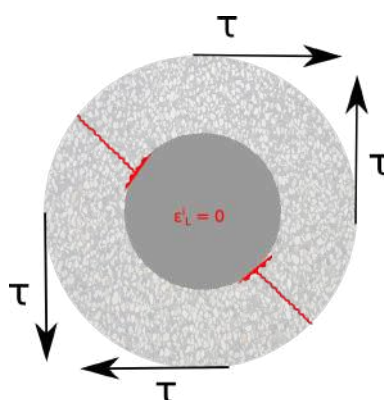


FIGURE 4.11. – Microfissures induites par la part déviatorique de la contrainte appliquée

4.5.1.4. Couplage thermo-hydro-mécanique

Les mécanismes décrits précédemment correspondent aux phénomènes thermique, hydrique et mécanique étudiés séparément. Dans des conditions représentatives de celles des structures de génie civil en service ou soumis à des conditions accidentelles, ces phénomènes sont généralement concomitants, et donc couplés. Si le béton est soumis à une élévation de température simultanément à un séchage, le risque d'apparition de microfissures de décollement à l'interface pâte-granulats s'en trouve atténué. En effet, le séchage entraîne du retrait de la pâte et une diminution de la teneur en eau de la pâte et donc de son coefficient de dilatation thermique. (Cagnon, 2015) montre expérimentalement que le CDT de la pâte est de 2 à 5 fois celui du granulats en condition de dessiccation contre 6 à 12 fois en condition saturée. Le différentiel de dilatation thermique entre les inclusions et la pâte s'en trouve ainsi diminué. Par ailleurs, le retrait empêché de la pâte induit des contraintes radiales de compression qui s'opposent à l'amplitude globale des contraintes radiales de traction engendrées par la dilatation différentielle pâte-granat. Dans le sens inverse, l'augmentation de la température induit, dans un béton non saturé hydriquement isolé, une diminution de la pression capillaire par augmentation de l'humidité interne dans les pores du béton (Grasley and Lange, 2007). Cette diminution de la pression capillaire atténue l'amplitude du retrait de la pâte et donc réduit l'intensité des contraintes orthoradiales de traction à l'interface pâte-granat initiées par le retrait gêné de la pâte.

4.5.2. Modélisation micromécanique

L'évaluation des contraintes radiales et orthoradiales microscopiques induites par ces mécanismes est faite en trois points d'intérêts, définis dans (Sellier et al., 2018). Ces

4.5. Modélisation de la part microstructurale du fluage de dessiccation et du fluage thermique transitoire

points sont placés sur l'inclusion qui est elle-même idéalement représentée par une sphère entourée par une matrice cimentaire comme l'illustre la Figure 4.12. Les trois points d'intérêt considérés dans le cadre de cette modélisation correspondent aux intersections des trois directions principales de chargement avec l'interface inclusion-matrice. Cette méthode d'évaluation des contraintes microscopiques à des points d'intérêt est préconisée dans (Sellier, 2020; Lacombe, 2022; Anglade, 2022).

Afin d'établir l'état de contrainte en ces points, supposons que l'inclusion et la matrice soient des phases élastiques linéaires isotropes (k_i, μ_i pour l'inclusion et k_0, μ_0 pour la matrice) et que l'adhérence entre les deux phases soit parfaite; ce qui induit une continuité des déplacements à l'interface.

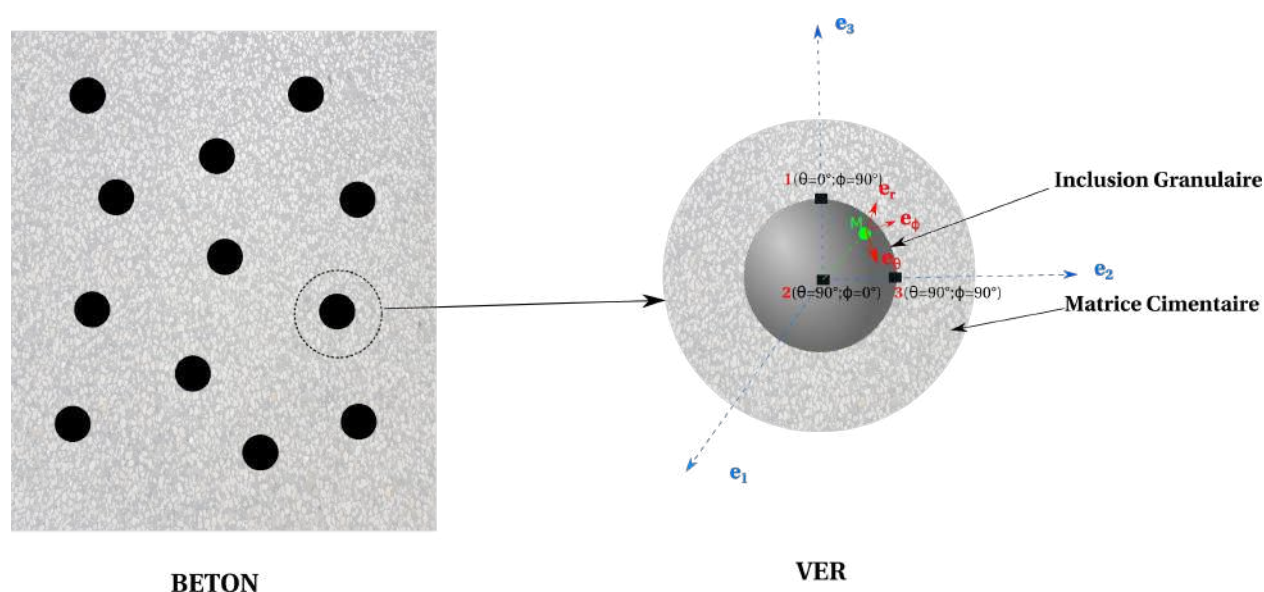


FIGURE 4.12. – Représentation du VER² et des points d'intérêt pour l'évaluation des contraintes à l'ITZ

Pour la résolution du problème micro-mécanique permettant d'obtenir l'intensité des contraintes radiales et orthoradiales à l'interface pâte-granulat, nous avons partitionné le tenseur de contrainte effective en sa partie sphérique et déviatorique et les deux problèmes résultants ont été résolu séparément.

4.5.2.1. Résolution du problème sphérique

Le modèle proposé pour la solution du problème sphérique est celui de (Dewey, 1947), repris et étendu par de nombreux auteurs par la suite, notamment (Eshelby, 1957; Herve and Zaoui, 1993; Dormieux and Kondo, 2015; Chen et al., 2022). Il correspond au schéma de la figure 4.13. L'inclusion granulaire de rayon r_i est entourée de la matrice

4.5. Modélisation de la part microstructurale du fluage de dessiccation et du fluage thermique transitoire

de rayon r_0 défini à partir de la fraction volumique de granulats dans le béton. La pression P appliquée sur le contour de la sphère correspond à la composante volumique du tenseur de contrainte effective micro-endommagée. Du fait de la symétrie volumique du problème, le champ de déplacement est radial et exclusivement fonction du rayon r . Les expressions des contraintes ($\sigma_{rr}, \sigma_{\theta\theta}, \sigma_{\phi\phi}$) et déplacement dans l'inclusion (u_r) et dans la matrice cimentaire peuvent se mettre sous la forme :

$$\begin{cases} u_r(r) = ar + \frac{b}{r^2} \\ \sigma_{rr}(r) = 3ka - 4\mu\frac{b}{r^3} \\ \sigma_{\theta\theta}(r) = \sigma_{\phi\phi}(r) = \sigma_{rr}(r) + 6\mu\frac{b}{r^3} \end{cases} \quad (4.33)$$

Les conditions limites pour la détermination des 4 inconnues $a_{i=1,2}$ et $b_{i=1,2}$ du problème sont alors les suivantes :

- Pas de singularité en $r = 0$ (centre de l'inclusion).
- Continuité des déplacements et des contraintes en $r = r_i$ (rayon de l'inclusion sphérique)
- Pression P appliquée en $r = r_0$ (donné par la fraction volumique de granulats f_i)

De ces conditions limites, la relation entre le champ de contrainte uniforme dans l'inclusion granulaire et sa déformation libre est déduite et explicitée dans l'équation 4.34.

$$\sigma_{rr}(r_i) = 3k_i \left(\frac{u_r(r_i)}{r_i} - \varepsilon_i^L \right) \quad (4.34)$$

ε_i^L est donnée par l'équation 4.35

$$\varepsilon_i^L = (\alpha_i - \alpha_0) \Delta T + \frac{bS_r P_c}{K^{hom}} \quad (4.35)$$

avec α_i et α_0 les coefficients de dilatation thermique respectivement associés à l'inclusion granulaire et à la pâte de ciment et K^{hom} le module de compressibilité du béton.

4.5. Modélisation de la part microstructurale du fluage de dessiccation et du fluage thermique transitoire

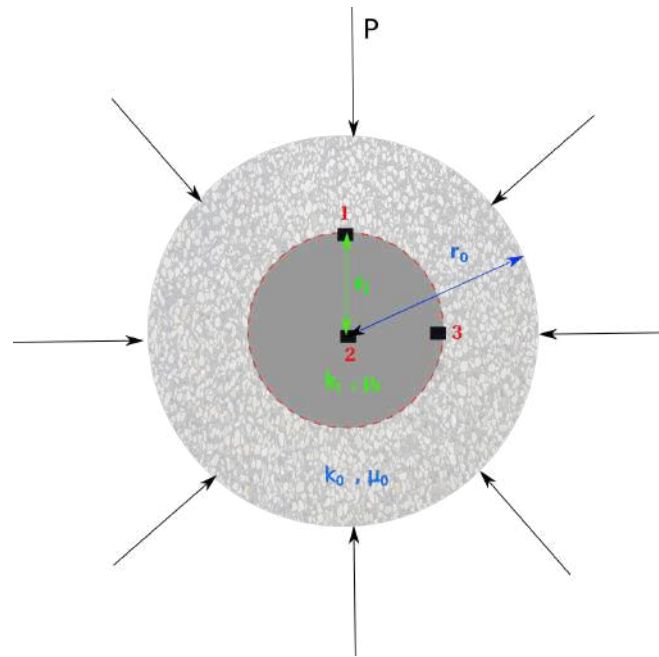


FIGURE 4.13. – Modèle proposé pour la résolution du problème volumique avec l'inclusion granulaire de rayon r_i entourée de la matrice cimentaire de rayon r_0 et la pression appliquée P correspondant à la composante volumique du tenseur de contrainte effective micro-endommagée

Les expressions des contraintes radiales et orthoradiales locales dans la configuration présentée (déformation de l'inclusion sous l'effet du retrait empêché et de la dilatation différentielle pâte-granulat) sont précisées dans les équations suivantes pour $r \geq r_i$:

$$\begin{bmatrix} \sigma_{rr}^{Sph} \\ \sigma_{\theta\theta}^{Sph}, \sigma_{\phi\phi}^{Sph} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 - \frac{4f_i\mu_0(k_i - k_0)(r^3 - r_0^3)}{r^3(4(1-f_i)\mu_0k_0 + (3k_0 + 4\mu_0f_i)k_i)} & \frac{12f_i\mu_0k_0k_i(r^3 - r_0^3)}{r^3K^{hom}(4(1-f_i)\mu_0k_0 + (3k_0 + 4\mu_0f_i)k_i)} \\ 1 - \frac{2f_i\mu_0(k_i - k_0)(2r^3 + r_0^3)}{r^3(4(1-f_i)\mu_0k_0 + (3k_0 + 4\mu_0f_i)k_i)} & \frac{3f_i\mu_0k_0k_i(4r^3 + 2r_0^3)}{r^3K^{hom}(4(1-f_i)\mu_0k_0 + (3k_0 + 4\mu_0f_i)k_i)} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} P \\ K^{hom}\epsilon_i^L \end{bmatrix} \quad (4.36)$$

4.5.2.2. Résolution du problème déviatorique

Le schéma proposé pour la résolution du problème déviatorique est précisé sur la figure 4.14. Le principe de ce schéma, de type Christensen et Lo (Christensen and Lo, 1979; Hervé and Zaoui, 1990) est de représenter le VER sous la forme des trois phases : inclusion granulaire et matrice cimentaire entourée de la phase homogénéisée (en l'occurrence le béton) sur laquelle la condition limite est appliquée à l'infini. En considérant le champ de déformation homogène pour $r \rightarrow \infty$ et pour un chargement

4.5. Modélisation de la part microstructurale du fluage de dessiccation et du fluage thermique transitoire

du type $\underline{\Sigma} = \Sigma_0 (e_1 \otimes e_1 - e_2 \otimes e_2)$, (Love, 1944b; Herve and Zaoui, 1993) montrent que la solution en déplacement en tout point de l'inclusion, de la matrice cimentaire et de la phase homogénéisée peut s'écrire :

$$\begin{cases} u_r(r, \theta, \phi) = \xi_r(r) \sin^2 \theta \cos 2\phi \\ u_\theta(r, \theta, \phi) = \xi_\theta(r) \sin \theta \cos \theta \cos 2\phi \\ u_\phi(r, \theta, \phi) = \xi_\phi(r) \sin \theta \sin 2\phi \end{cases} \quad (4.37)$$

avec $\xi_r(r), \xi_\theta(r), \xi_\phi(r)$ défini dans l'équation 4.38. Ces paramètres sont fonction des modules de compressibilité et de cisaillement des différentes phases notées k et μ .

$$\begin{cases} \xi_r(r) = ar - \frac{6\mu}{1-2\mu} br^3 + 3\frac{c}{r^4} + \frac{5-4\mu}{1-2\mu} \frac{d}{r^2} \\ \xi_\theta(r) = ar - \frac{7-4\mu}{1-2\mu} br^3 - 2\frac{c}{r^4} + 2\frac{d}{r^2} \\ \xi_\phi(r) = -\xi_\theta(r) \end{cases} \quad (4.38)$$

Les paramètres a, b, c et d pour chaque phase sont fonction des modules de cisaillement et de compressibilité de l'inclusion, de la matrice et du béton, des rayons r_i et r_0 de l'inclusion et de la matrice ainsi que de la fraction volumique de granulats et sont déterminés à partir des conditions limites suivantes :

- Pas de singularité en $r = 0$ (centre de l'inclusion).
- Continuité des déplacements et des contraintes en $r = r_i$ (interface inclusion-matrice)
- Continuité des déplacements et des contraintes en $r = r_0$
- Chargement déviatorique à l'infini.

Vu que les différentes phases sont supposées élastiques linéaires, les contraintes radiales et orthoradiales peuvent être calculées aux trois points d'intérêt $I_{I=1,2,3}$ en fonction du chargement déviatorique macroscopique :

$$\begin{bmatrix} \sigma_{rrI} \\ \sigma_{\theta\theta I} \\ \sigma_{\phi\phi I} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_{rrI}^{\Sigma_I} + \sigma_{rrI}^{\Sigma_{II}} + \sigma_{rrI}^{\Sigma_{III}} \\ \sigma_{\theta\theta I}^{\Sigma_I} + \sigma_{\theta\theta I}^{\Sigma_{II}} + \sigma_{\theta\theta I}^{\Sigma_{III}} \\ \sigma_{\phi\phi I}^{\Sigma_I} + \sigma_{\phi\phi I}^{\Sigma_{II}} + \sigma_{\phi\phi I}^{\Sigma_{III}} \end{bmatrix} = \mathbb{A} \cdot \begin{bmatrix} \Sigma_I \\ \Sigma_{II} \\ \Sigma_{III} \end{bmatrix} \quad (4.39)$$

Dans l'équation 4.39, σ_{rrI} , $\sigma_{\theta\theta I}$ et $\sigma_{\phi\phi I}$ sont respectivement les contraintes totales du point de vue de la poromécanique radiale et orthoradiales locales aux points d'intérêt I situés sur l'interface et $\sigma_{rrI}^{\Sigma_I}$ est la contrainte radiale au point I induite par le chargement déviatorique coïncidant en axe avec le point d'intérêt I. De façon analogue, $\sigma_{rrI}^{\Sigma_{II}}$

4.5. Modélisation de la part microstructurale du fluage de dessiccation et du fluage thermique transitoire

est la contrainte radiale au point I induite par le chargement déviatorique coïncidant en axe avec le point d'intérêt II.

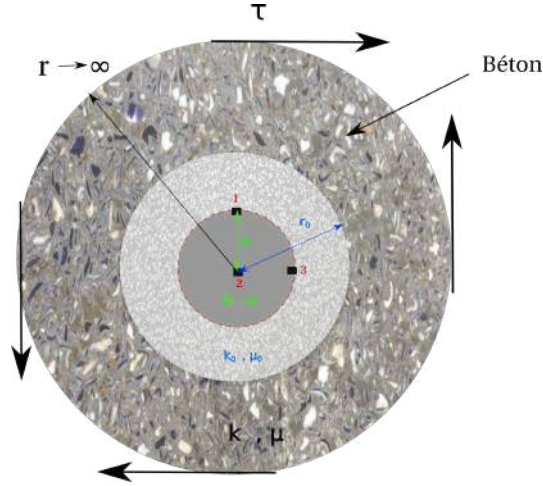


FIGURE 4.14. – Modèle proposé pour la résolution du problème déviatorique avec l'inclusion granulaire de rayon r_i entourée de la matrice cimentaire de rayon r_0 elle même entourée par la phase homogénéisée des deux premières jusqu'à l'infini. Le déviateur de contrainte est alors appliqué en r tendant vers l'infini

4.5.2.3. Critères d'endommagement

Après calcul des contraintes locales à l'interface inclusion-matrice par résolution des problèmes sphérique et déviatorique, le critère d'endommagement de type Rankine s'écrit en chaque point d'intérêt :

$$\begin{cases} f_I^{rr} = \tilde{\sigma}_I^{rr} - \tilde{R}_t' \\ f_I^{\theta\theta} = \tilde{\sigma}_I^{\theta\theta} - \tilde{R}_t' \\ f_I^{\phi\phi} = \tilde{\sigma}_I^{\phi\phi} - \tilde{R}_t' \end{cases} \quad (4.40)$$

avec :

$$\begin{cases} \tilde{\sigma}_I^{rr} = \tilde{\sigma}_I^{rrSph} + \tilde{\sigma}_I^{rrDev} \\ \tilde{\sigma}_I^{\theta\theta} = \tilde{\sigma}_I^{\theta\theta Sph} + \tilde{\sigma}_I^{\theta\theta Dev} \\ \tilde{\sigma}_I^{\phi\phi} = \tilde{\sigma}_I^{\phi\phi Sph} + \tilde{\sigma}_I^{\phi\phi Dev} \end{cases} \quad (4.41)$$

Les contraintes $\tilde{\sigma}_I^{rrSph}$, $\tilde{\sigma}_I^{\theta\theta Sph}$ et $\tilde{\sigma}_I^{\phi\phi Sph}$ les contraintes effectives radiale et ortho-

4.5. Modélisation de la part microstructurale du fluage de dessiccation et du fluage thermique transitoire

radiale locales au sens du micro-endommagement et \tilde{R}'_t la résistance en traction effective de l'ITZ. La caractérisation de cette résistance étant difficile, nous considérerons celle du béton qui est plus faible que la résistance à la traction de la pâte de ciment (Huang, 2018) et qui représente mieux la fragilité de l'ITZ. Lorsque ce critère est supérieur à zéro, on calcule dans un premier temps les coefficients de micro-endommagement en traction aux points d'intérêt comme suit :

$$\begin{cases} d_I^{t,rr} = \frac{f_I^{rr+}}{f_I^{rr+} + \sigma_{fld}} \\ d_I^{t,\theta\theta} = \frac{f_I^{\theta\theta+}}{f_I^{\theta\theta+} + \sigma_{fld}} \\ d_I^{t,\phi\phi} = \frac{f_I^{\phi\phi+}}{f_I^{\phi\phi+} + \sigma_{fld}} \end{cases} \quad (4.42)$$

avec σ_{fld} un paramètre de calage. Comme présenté dans la section précédente, si un chargement de compression est appliqué, les micro-fissures de décollement sont refermées dans les directions parallèles au chargement alors que les micro-fissures orthoradiales sont refermées dans les directions perpendiculaires au chargement. De ce fait, les coefficients de micro-endommagement en compression orthoradiaux sont définis en fonction des coefficients de micro-endommagement de traction dans les directions II et III pour un chargement appliqué suivant la direction I (Équation 4.43) alors que le coefficient de micro-endommagement radial en compression est défini en fonction du coefficient d'endommagement radial en traction au point I (Équation 4.44).

$$\begin{cases} D_I^{c,o} = 1 - (1 - d_{II}^{t,\theta\theta})^{n_o} (1 - d_I^{t,\phi\phi})^{n_o} (1 - d_{III}^{t,\theta\theta})^{n_o} (1 - d_{III}^{t,\phi\phi})^{n_o} \\ D_{II}^{c,o} = 1 - (1 - d_I^{t,\theta\theta})^{n_o} (1 - d_I^{t,\phi\phi})^{n_o} (1 - d_{III}^{t,\theta\theta})^{n_o} (1 - d_{III}^{t,\phi\phi})^{n_o} \\ D_{III}^{c,o} = 1 - (1 - d_I^{t,\theta\theta})^{n_o} (1 - d_I^{t,\phi\phi})^{n_o} (1 - d_{II}^{t,\theta\theta})^{n_o} (1 - d_{II}^{t,\phi\phi})^{n_o} \end{cases} \quad (4.43)$$

$$\begin{cases} D_I^{c,r} = 1 - (1 - d_I^{t,rr})^{n_r} \\ D_{II}^{c,r} = 1 - (1 - d_{II}^{t,rr})^{n_r} \\ D_{III}^{c,r} = 1 - (1 - d_{III}^{t,rr})^{n_r} \end{cases} \quad (4.44)$$

avec n_r et n_o des facteurs de forme permettant de fixer l'intensité du micro-endommagement en compression à partir des coefficients de micro-endommagement en traction. n_r sera fixé à 0.5 pour avoir un coefficient de micro-endommagement de compression de décollement égal à celui en traction.

4.6. Application aux essais sur béton VeRCoRs

Les contraintes principales de compression sont alors affectées par les micro-endommagements de compression (4.45) alors que la contrainte hydrique est affecté d'un micro-endommagement de traction. Ainsi, lors d'un essai de fluage en compression, séchant, ces micro-endommagements ont pour conséquence d'amplifier la déformation dans la matrice via la contrainte effective élastique de la direction chargée, et par conséquent la vitesse de fluage qui en dépend. Parallèlement la contrainte de compression limite l'endommagement de traction dans cette direction, permettant une meilleure transmission des contraintes capillaires. Dans les directions libres, l'endommagement $D_J^{t,o}$ n'est pas empêché, limitant le retrait transversal. Ainsi le retrait transversal est proche du retrait libre, alors que le retrait longitudinal est plus important que le libre.

$$\sigma_I = (1 - D_I^{c,o})(1 - D_I^{c,r})\tilde{\sigma}'_I - (1 - D_I^{t,o}).b.S_r.P_w \quad (4.45)$$

4.6. Application aux essais sur béton VeRCoRs

Le modèle décrit précédemment a été implanté dans le logiciel aux éléments finis Code Aster d'EDF³ (c), via l'interface MFront⁴. La mise en oeuvre est implicite en temps. Grâce à cette implantation, la modélisation peut être appliquée aux données expérimentales disponibles sur le béton VeRCoRs. Ces données proviennent des essais réalisés dans le cadre de la présente thèse mais aussi de campagnes antérieures. L'objectif est d'arriver, avec un seul jeu de paramètres pour un béton, de modéliser la totalité des données issues des différentes campagnes et pour différentes configurations de chargement thermo-hydro-mécaniques. Dans ce sens, une partie des essais fondamentaux (configurations de chargement permettant de décorréliser au mieux les phénomènes) sera utilisée pour recalibrer le modèle et ensuite, le modèle sera utilisé de manière prédictive sur des configurations de chargement plus complexes induisant de forts couplages thermo-hydro-mécaniques. Dans la première partie de ce paragraphe, les données disponibles sur le béton VeRCoRs seront présentées par type d'essais; on prêtera une attention particulière aux données redondantes (issues des différents laboratoires), afin de vérifier la cohérence des résultats. Dans une seconde partie, une stratégie de recalage sera explicitée (en prenant en compte d'une part les essais effectués en condition endogène et d'autre part ceux définis en condition séchante) et les résultats issus de ces simulations seront commentés.

3. <https://code-aster.org/V2/spip.php?rubrique1>

4. <https://tfel.sourceforge.net/>

4.6.1. Base de données expérimentale

Les essais effectués dans le cadre de l’approfondissement des connaissances sur le béton VeRCoRs peuvent être scindés en deux grands groupes :

- Les essais de caractérisation hydrique à températures ambiante et modérée : cinétique de pertes de masse, isothermes de désorption.
- Les essais de caractérisation mécanique en environnement thermo-hydrique variable : retrait endogène, retrait en dessiccation, fluage propre, fluage en dessiccation à températures ambiante et modérée.

4.6.1.1. Essais de caractérisation hydrique

Ce type d’essais est d’une grande importance pour les calculs de durabilité des structures. Ils permettent de déterminer d’une part les états d’équilibre hydrique atteints dans le béton en fonction des conditions d’ambiance environnantes (isothermes de désorption) ainsi que la cinétique de séchage associée. Rappelons que le séchage est l’un des mécanismes majeurs qui pilote les déformations du béton et par suite le niveau de précontrainte dans les structures de confinement nucléaire ([Charpin et al., 2018](#)). Pour une caractérisation précise des états d’équilibre hydrique du béton VeRCoRs, une vaste campagne expérimentale a été lancée dans le but de déterminer les isothermes de première désorption pour des températures allant de 25°C à 105°C. La Figure 4.15 présente les isothermes de désorption du béton VeRCoRs mesurées à 25°C ([Sémété et al., 2018](#)), à 40°C ([Adia and Charpin, 2019](#)) au laboratoire Génie Civil d’EDF R&D, à 70°C et 105°C au CEA LECBA ([Poyet, 2020b, 2022](#)) et à 90°C dans le cadre de cette thèse.

4.6. Application aux essais sur béton VeRCoRs

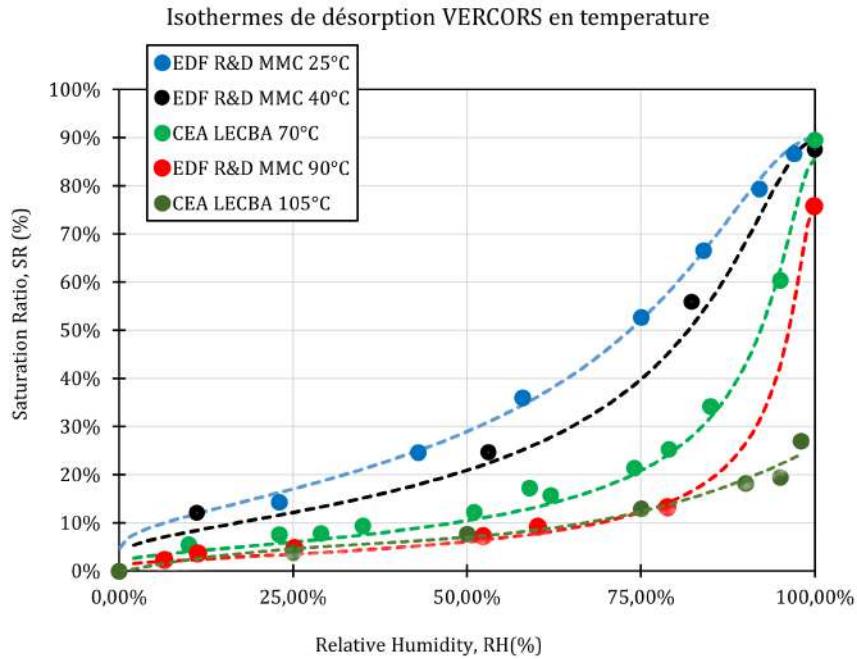


FIGURE 4.15. – Isothermes de première désorption du béton VeRCoRs à 25°C, 40°C, 60°C, 70°C, 90°C

Afin de calibrer le modèle de séchage, il est indispensable de disposer de mesures de pertes de masse, de préférence à différentes humidités relatives et à différentes températures. Les résultats de campagnes expérimentales lancées à EDF et dans le cadre du projet PIA MACENA ont été synthétisés dans un document (Charpin, 2018). On y retrouve notamment les essais décrits dans le tableau 4.2. Les essais sont réalisés sur des éprouvettes cylindriques avec d et h respectivement le diamètre et la hauteur des cylindres.

Laboratoire	$d \times h$ (cm)	Température (°C)	Humidité (%)	Référence
LMDC	11 x 22	20, 50, 70	50	(Nguyen et al., 2018)
EDF TEGG	16 x 100	20	50	(Guijarro, 2019)
EDF R&D	11 x 3	40	11,53,82	(Adia and Charpin, 2019)
CEA LECBA	8 x 10	70	30,50,85	(Poyet, 2020b)
EDF R&D	11 x 22	70, 90	30,50,80	Cette thèse

TABLEAU 4.2. – Synthèse des données expérimentales disponibles sur le séchage du béton VeRCoRs.

4.6. Application aux essais sur béton VerCoRs

L'ensemble des mesures de séchage du béton VerCoRs aux quatre températures (20°C, 40°C, 70°C, 90°C) est représenté dans le graphe 4.16.

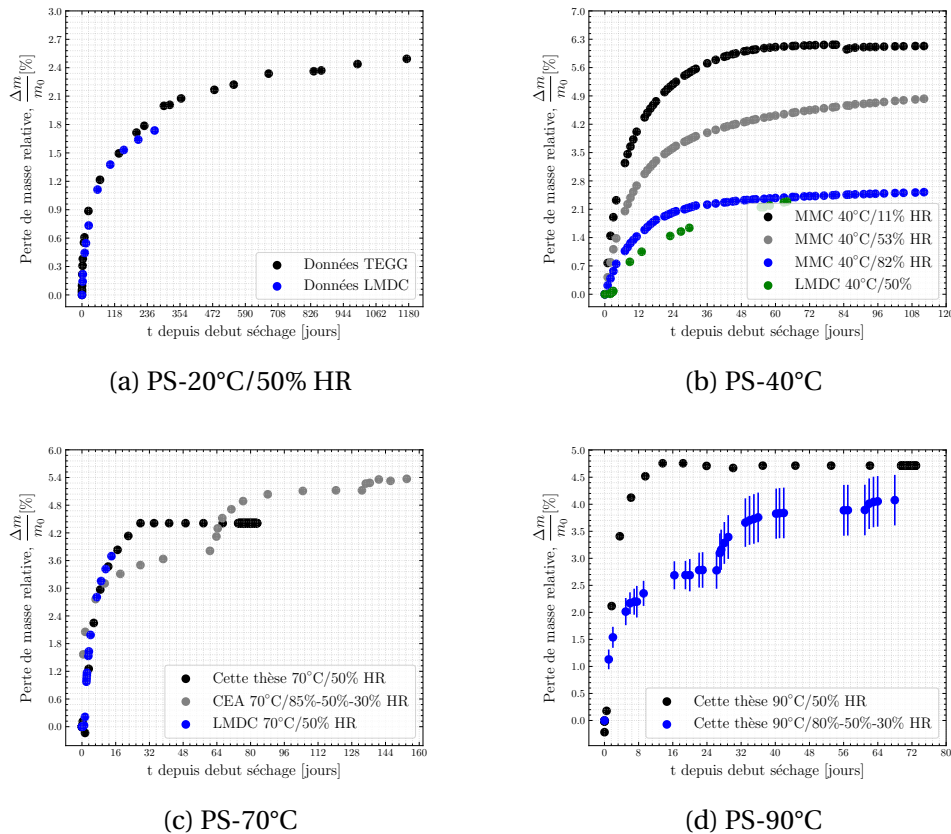


FIGURE 4.16. – Cinétique de séchage du béton VerCoRs pour $T = 20, 40, 70$ et 90°C . "PS" est définie pour Pertes d'eau en Séchage

4.6.1.2. Déformations libres en condition endogène

Les mesures effectuées en condition endogène sont de deux types suivant la maturation du béton préalable au démarrage de l'essai de mesure de la déformation libre :

- La mesure du retrait endogène à partir du jour de coulage du béton; comme le montre la figure 4.17a, cette déformation est de l'ordre de $40 \mu\text{m}/\text{m}$ à 90 jours pour les différentes campagnes réalisées sur le béton VerCoRs. Cette valeur est relativement faible comparée à celle mesurée sur les Bétons à Haute Performance (BHP) où le retrait endogène peut atteindre des amplitudes de l'ordre de plusieurs centaines de micromètres par mètre. Cette différence d'amplitude est néanmoins attendue du fait des dimensions de tailles de pores plus faibles des

4.6. Application aux essais sur béton VeRCoRs

BHP et des tensions capillaires plus importantes qui en résultent. On note aussi que le retrait endogène du béton VeRCoRs se poursuit après 90 jours atteignant une valeur de $80 \mu\text{m}/\text{m}$ à 6 ans.

- La mesure des déformations totales en température sur béton mature après cure endogène de 90 jours 4.17b,c,d : l'amplitude de la déformation mesurée inclut dans ce cas la dilatation du matériau suite à la montée en température, pour les essais en température, ainsi que le retrait endogène. Le comportement des éprouvettes testées diffère dans ce cas suivant les campagnes. Alors qu'un gonflement est observé après la phase de dilatation sur les éprouvettes testées durant cette thèse, le béton se contracte sur les éprouvettes testées au LMDC. Des explications du gonflement différé une fois la température stabilisée ont été avancées dans la section 3.5.3.1 en se basant sur l'évolution de la pression capillaire en condition endogène lors de la phase de montée en température. L'importante contraction (250 et $400 \mu\text{m}/\text{m}$ respectivement à 40°C et 70°C) observée sur les essais du LMDC pourraient provenir de pertes de masse parasites engendrant du retrait de dessiccation.

4.6. Application aux essais sur béton VerCoRs

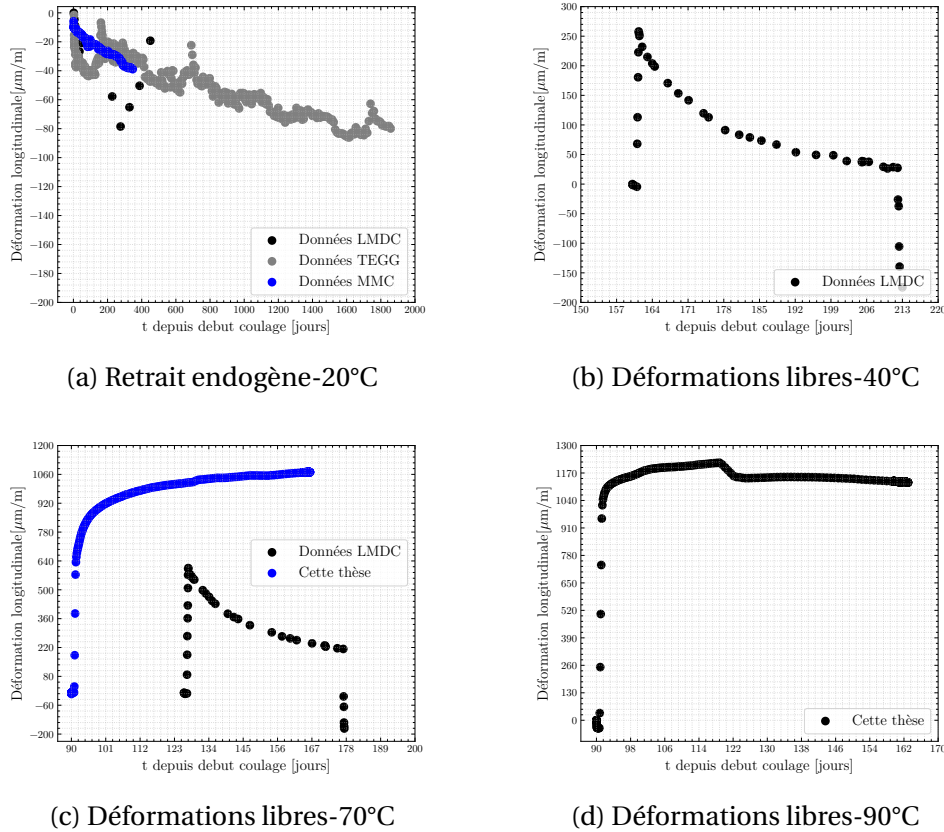


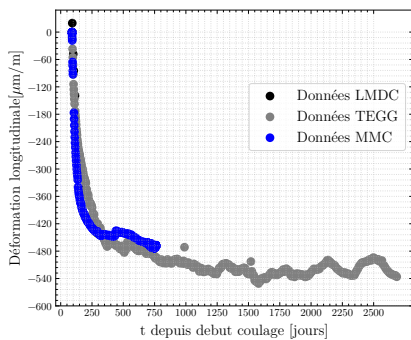
FIGURE 4.17. – Déformations libres en condition endogène du béton VerCoRs pour $T = 20, 40, 70$ et 90°C

4.6.1.3. Déformations libres en condition séchant

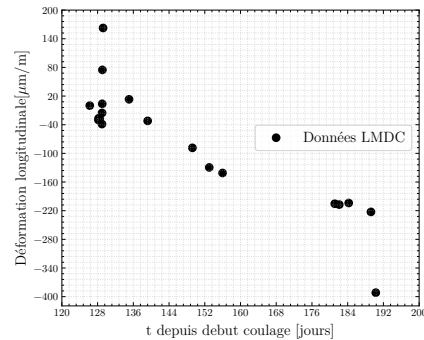
Les essais de retrait séchant réalisés à 20°C et 50% d'humidité relative (Figure 4.18 a) sont cohérents entre campagnes en terme d'amplitude. On observe une cinétique très forte les deux premières années ($500 \mu\text{m/m}$) suivie d'une relative stabilisation de la contraction mécanique au delà. Cela semble paradoxal sachant que le séchage dans ces conditions thermo-hydriques se poursuit sur une dizaine d'années et que plusieurs auteurs postulent une relation linéaire dans le temps entre le séchage et le retrait de dessiccation (Kinda, 2021; Bažant et al., 1997a). En température, les valeurs de dilatation thermique aux différentes températures sont inférieures à celles mesurées sur les éprouvettes non séchantes du fait du retrait de dessiccation qui se produit durant la phase de montée en température et de la modification du CDT du béton induit par la diminution de la teneur en eau capillaire. Ce retrait de dessiccation est non négligeable, compte tenu de la cinétique de chauffage relativement faible. Après la phase de dilatation, l'amplitude du retrait mesurée en régime thermique stabilisé à

4.6. Application aux essais sur béton VerCoRs

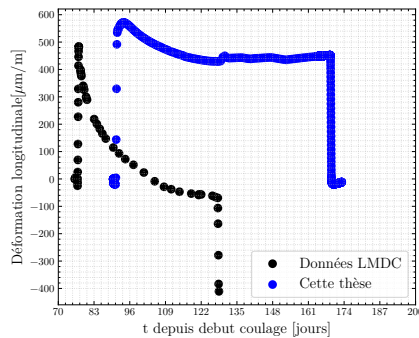
70°C est plus importante sur les essais réalisés au LMDC que sur ceux de la présente thèse (Figure 4.18 c). De plus, le retrait se stabilise au bout d'un mois sur les mesures de cette thèse, alors qu'il se poursuit sur celles du LMDC. Sachant que la température induit un fort séchage qui se stabilise dès le premier mois (4.6.1.1) et consomme ainsi très vite le potentiel de retrait hydrique, de ce point de vue, il apparaît plus judicieux de se baser sur les essais de retrait à 70°C de la présente thèse pour le recalage du modèle. D'un autre coté, la stabilisation brutale de la masse à 20 jours des éprouvettes séchantes de la présente thèse à 70°C (4.16 PS-70°C), cause de l'arrêt du retrait séchant, pourrait laisser penser à un défaut de pilotage de la condition hydrique de cet essai à cette date. Cette dernière hypothèse conduirait donc à accorder une plus grande importance aux 20 premiers jours de cet essai. Durant ces 20 premiers jours, la perte de masse est du même ordre pour les essais LMDC et EDF, toutefois le béton EDF présente moins de retrait, cette différence d'amplitude ne peut donc être attribuable qu'à une différence de micro-structure entre ces deux séries d'éprouvettes.



(a) DLS-20°C



(b) DLS-40°C



(c) DLS-70°C

FIGURE 4.18. – Déformations libres en condition séchante (DLS) du béton VerCoRs pour $T = 20, 40, 70^\circ\text{C}$

4.6. Application aux essais sur béton VeRCoRs

4.6.1.4. Déformations sous charge en condition endogène

Des essais de fluage propre du béton VeRCoRs à différents âges de chargement (2, 7, 28 et 90 jours) ont été réalisés dans le cadre de la thèse de (Huang, 2018) sur des éprouvettes cylindriques 11 x 22 (cm). Il sera ainsi possible de tester le modèle vis-à-vis du fluage au jeune âge (Figure 4.21). Chaque éprouvette est chargée à 30% de sa résistance en compression au jour de chargement comme indiqué dans le tableau 4.3.

Nombre d'éprouvettes	Âge de chargement (j)	Force appliquée (kN)	Résistance R_c (MPa)
2	2	43145	28,6
2	7	61425	40,7
2	28	70670	46,87
2	90	74900	49,67

TABLEAU 4.3. – Résistance en compression aux différents âges et valeurs des contraintes appliquées lors des essais de fluage

4.6. Application aux essais sur béton VerCoRs

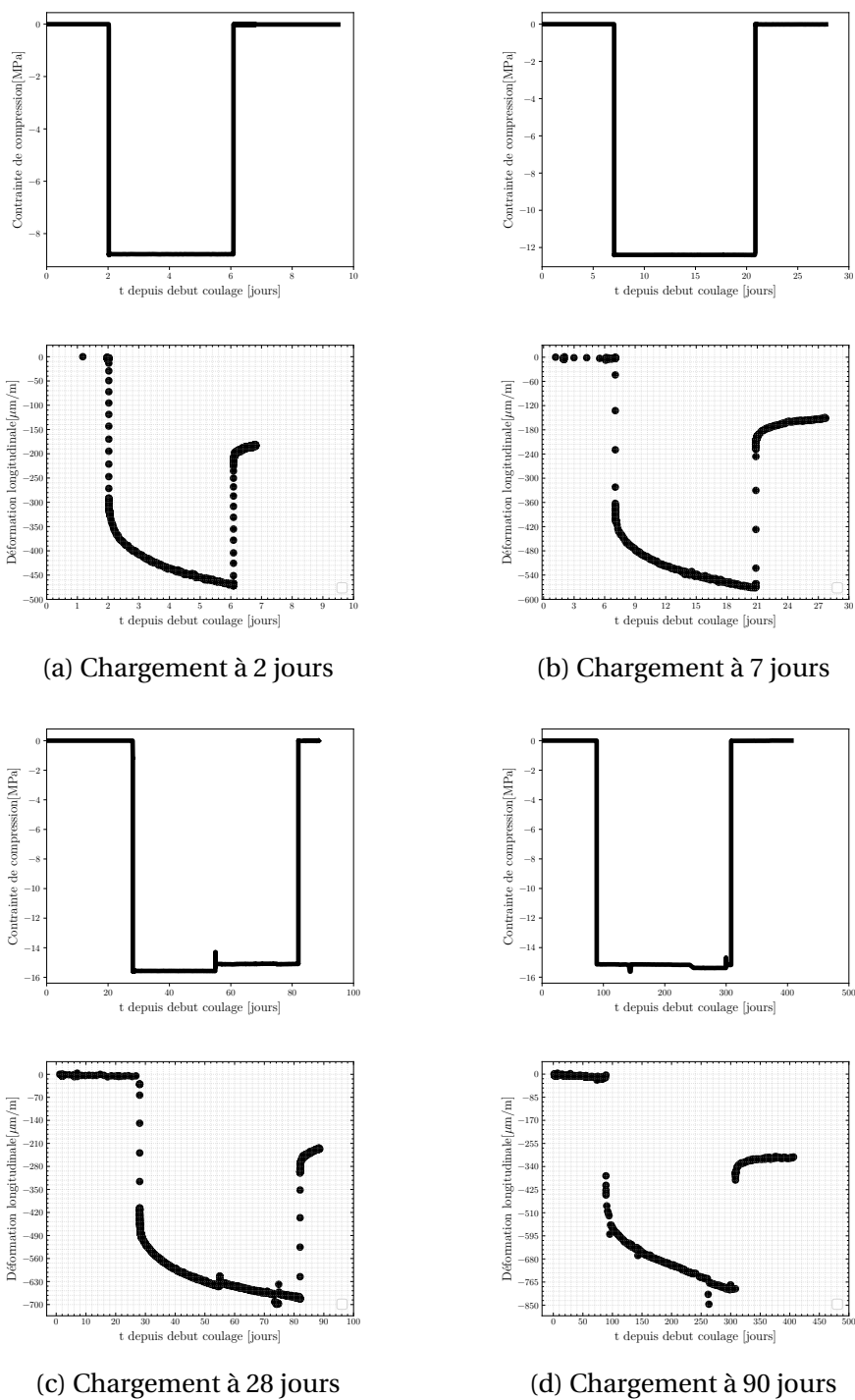


FIGURE 4.19. – Fluage propre du béton VerCoRs à différents âges

Des essais de fluage propre en compression uniaxiale sur béton mature (âge au chargement supérieur à 28 jours) ont également été réalisés au LMDC et au laboratoire d'EDF DI TEGG. Une comparaison de la complaisance de fluage propre est proposée dans

4.6. Application aux essais sur béton VerCoRs

le graphe 4.20. Les mesures à MMC, au LMDC et à TEGG indiquent des amplitudes similaires. En revanche, il est plausible qu'il y'ait eu des pertes de masse parasite sur les essais de fluage non séchant en température (Figure 4.21 et 4.22).

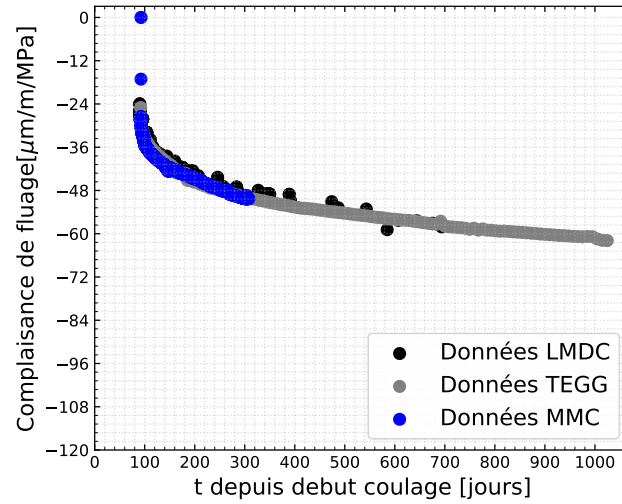
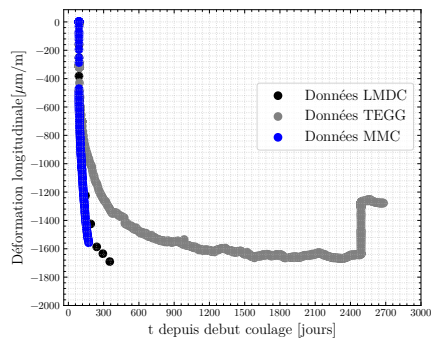


FIGURE 4.20. – Complaisances de fluage propre à 20°C sur béton mûre

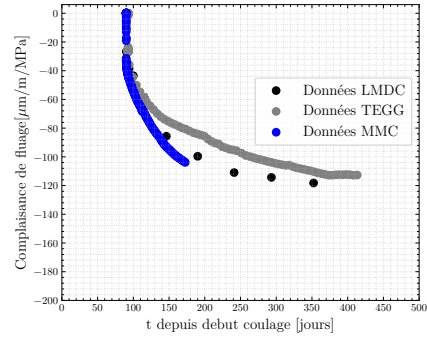
4.6.1.5. Déformations sous charge en condition séchante

Les figures 4.23a et 4.23b montrent les mesures de fluage séchant uniaxial à 20°C/50% d'humidité relative dans les trois laboratoires. Les contraintes de compression appliquées sont de 12 MPa pour le laboratoire de EDF DI TEGG, 14,1 MPa au LMDC et 15 MPa à EDF R&D MMC. En complaisance, on observe une cohérence entre les différents résultats. Des essais de fluage séchant sur cylindre 11 x 22 (cm) à 40°C et 70°C et 50% d'humidité relative ont été réalisés au LMDC dans le cadre du projet MACENA (Figure 4.23c et 4.23d). En comparant les résultats obtenus à 70°C/50% à ceux de cette thèse, il est observé, comme dans le cas du retrait séchant en température, une amplitude globale de fluage plus importante dans les essais MACENA (Figure 4.24). La variabilité entre gâchées, combinée aux incertitudes de mesure en température pourraient expliquer cette différence.

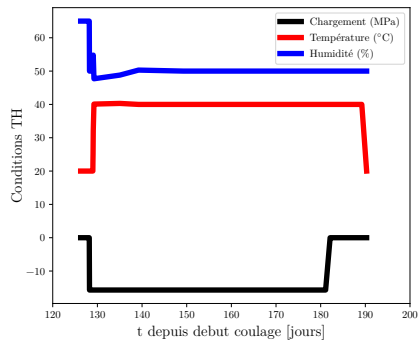
4.6. Application aux essais sur béton VerCoRs



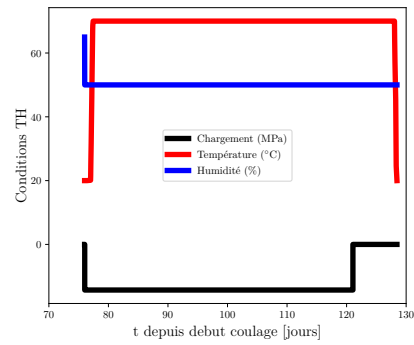
(a) Fluage séchant à 20°C/50% HR



(b) Complaisance de fluage à 20°C/50% HR - Zoom



(c) FS - 40°C/50% HR



(d) FS - 70°C/50% HR

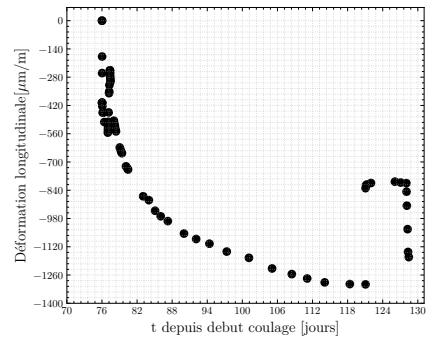
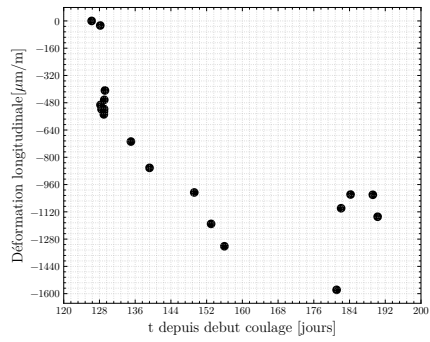


FIGURE 4.23. – Déformations totales sous charge en température

4.6. Application aux essais sur béton VerCoRs

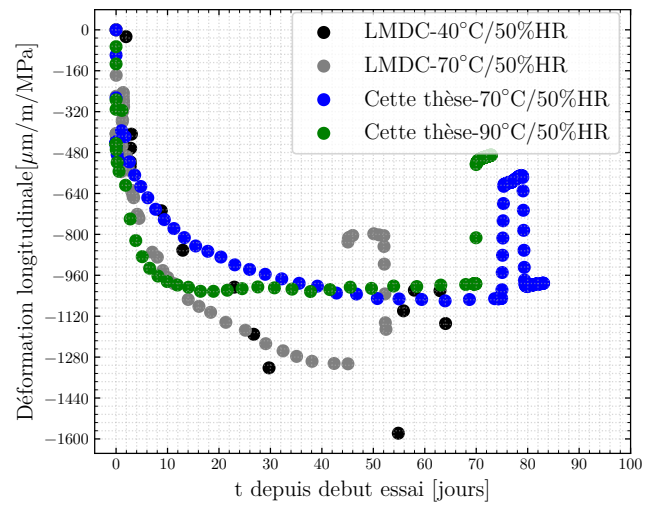


FIGURE 4.24. – Comparaison des données de fluage séchant en température

4.6.1.6. Synthèse des données expérimentales de recalage

L'ensemble des données utilisé pour le recalage du modèle de fluage et la prédiction est précisé dans le tableau 4.4. La méthode de recalage est définie dans le tableau 4.5.

Physique	Laboratoire	Température(°C)	Humidité (%)	Contrainte(MPa)
Isothermes de désorption	MMC	25	23,43,58,75,84,92,97	/
	MMC	40	11,53,82,100	/
	SIAME	60	83,93,98	/
	CEA	70	10, 29, 35, 51, 59, 74, 85, 95, 100	/
	Cette thèse	90	6, 11, 25, 52, 60, 78, 100	/
Cinétique de séchage	TEGG	20	50	/
	LMDC	20, 40, 70	50	/
	Cette thèse	70, 90	50	/
Déformations libres séchant	TEGG	20	50	0
	LMDC	20	50	0
	Cette thèse	20, 70, 90	50	0
Fluage non séchant	MMC	20	endogène	8.5 (2jours), 12(7j), 14(28j), 15(90 j)
	TEGG	20	endogène	12
	Cette thèse	70	endogène	15
Fluage séchant	LMDC	20	50	14,3
	TEGG	20	50	12
	Cette thèse	20 ,70 ,90	50, 90	15

TABLEAU 4.4. – Jeu de données pour le recalage des modèles de comportement THM du béton VeRCoRs

Ordre de calage	Paramètre	Signification	Essais requis
1	τ_{ref}^K (jours)	Paramètres du fluage réversible de Kelvin	Mesure de la recouvrance
	ψ^K (-)		
2	τ_{ref}^M (jours)	Paramètres du fluage irréversible de Maxwell	Courbe de fluage propre en fixant τ_{ref}^K et ψ^K
	ε_{ref}^M (-)		
3	$M^{c,ref}$ (MPa)	Paramètres de l'isotherme de désorption	Isothermes de désorption à différentes températures du béton VeRCoRs
	m^{vg}		
4	b (-)	Paramètres régissant la cinétique des déformations de dessiccation et l'endommagement diffus	Retrait et fluage séchant à 20°C
	P_k^n (MPa)		
	τ_n^{ref}		
	σ_{fld}		
	n_o		
5	E_W^a (kJ/mol)	Paramètres d'activation thermique	Fluage non séchant en température
	E_p^a (kJ/mol)		

TABLEAU 4.5. – Stratégie de calage du modèle sur les essais à disposition

4.6.2. Identification des paramètres du modèle sur essais en condition endogène

4.6.2.1. Fluage propre du béton VeRCoRs au jeune âge

Dans cette section, il sera question de tester l'aptitude du modèle à reproduire le fluage au jeune âge du béton VeRCoRs. Dans une première approche, le modèle a été ajusté sur les essais de fluage propre sur béton mature, c'est-à-dire avec un degré d'hydratation conventionnellement égal à 1. Les seules modifications au jeune âge concernent alors les propriétés mécaniques (résistance en traction et en compression, module de Young) et l'évolution de la saturation du matériau au fur et à mesure que les réactions d'hydratation consomment l'eau de gâchage. Pour modéliser ces variations, nous avons utilisé une loi classique de la littérature de type De Schutter ((De Schutter, 1999)) qui lie, au moyen d'une fonction puissance, les propriétés mécaniques du béton au degré d'hydratation du matériau (Equation 4.46).

$$X(\xi) = \left(\frac{\xi - \xi_0}{\xi_{ref} - \xi_0} \right)^{n_X} \cdot X_{ref} \quad (4.46)$$

où X est la propriété mécanique considérée à un niveau de réaction donné; X_{ref} est une valeur de référence de la propriété mécanique et, dans notre cas, nous considérons la valeur de la propriété mécanique à 90 jours; ξ , ξ_0 et ξ_{ref} sont respectivement le degré d'hydratation à un instant t , le seuil d'hydratation correspondant à la percolation des hydrates conduisant le matériau à un minimum de tenue mécanique, et le degré d'hydratation de référence que nous avons pris égal à 1. Par soucis de simplification, le seuil de percolation ξ_0 , est pris égal à 0. Les exposants n_E et n_{RC} sont obtenus par recalage sur les mesures expérimentales du module d'élasticité et de la résistance en compression du béton VeRCoRs à jeune âge. Ceci conduit à des valeurs respectives de 1 et 1,75 pour le module et la résistance en compression. La figure 4.25 présente l'évolution des différentes grandeurs mécaniques en fonction du degré d'hydratation. En plus des propriétés mécaniques, nous avons postulé une évolution du degré de saturation S_r et de la pression capillaire P_c en fonction du degré d'hydratation du même type que celle proposée par De Schutter. (Équation 4.47 et 4.48)

$$S_r(\xi) = 1 - \left(\frac{\xi - \xi_0}{\xi_{ref} - \xi_0} \right)^{n_{sr}} \cdot (1 - S_{r_{ref}}) \quad (4.47)$$

$$P_c(\xi, S_r) = \left(\frac{\xi - \xi_0}{\xi_{ref} - \xi_0} \right)^{n_{pc}} \cdot P_c(S_r) \quad (4.48)$$

où $S_{r_{ref}}$ fixé à 0,88 est le degré de saturation obtenu en fin de cure endogène à 90

4.6. Application aux essais sur béton VeRCoRs

jours et $P_c(S_r)$ est issue de l'isotherme de désorption mesurée sur le béton VeRCoRs mature. Les exposants n_{sr} et n_{pc} sont pris égaux à 1.

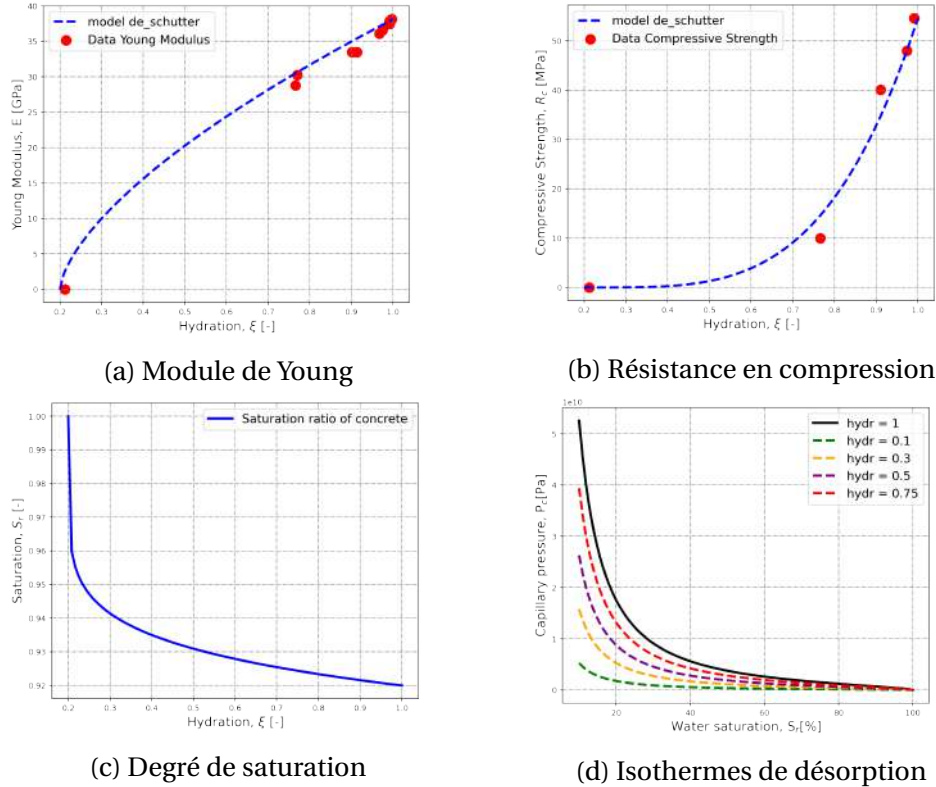


FIGURE 4.25. – Evolution des propriétés au jeune âge avec le taux d'hydratation

Dans un premier temps, on considère que les temps caractéristiques associés aux chaînes de Kelvin (20 jours) et de Maxwell (46 jours) sont les mêmes aux différents âges de chargement et que seules les variations de la déformation élastique et de la pression capillaire induites par la consommation d'eau par les phases anhydres influent sur la vitesse de fluage. Le modèle ainsi testé (Figure 4.26 : courbe en pointillé) montre une sous-estimation du fluage pour des âges de chargement à 2 jours (80% d'erreur) et à 7 jours (35% d'erreur). A 28 jours, les réactions d'hydratation étant déjà très avancées, l'erreur faite sur la vitesse et l'amplitude de fluage est quasi-nulle. Rappelons que le modèle est recalé uniquement sur les essais de fluage propre à 90 jours avec mesure de la recouvrance. Une adaptation du modèle pour le jeune âge a été proposée par (Buffo-Lacarrière and Sellier, 2011) et consiste à mettre à jour la variable de consolidation associée à l'étage non linéaire de Maxwell afin de moyenner la consolidation des hydrates chargés au très jeune âge et ceux apparus plus tardivement, et non encore chargés. Cela revient à faire évoluer la variable interne de consolidation en fonction de l'hydratation. Le coefficient de consolidation est alors réactualisé en fin de pas de

4.6. Application aux essais sur béton VeRCoRs

temps en fonction du degré d'hydratation suivant l'équation 4.49.

$$\frac{\partial C_I^c}{\partial \xi} = -\frac{C_I^c}{\xi} \quad (4.49)$$

Cette adaptation a été testée, elle conduit toujours à une sous-estimation du fluage à 2 et 7 jours, la viscosité calculée du matériau restant encore trop élevée malgré le faible module de Young au jeune âge. Une nouvelle modification est ainsi proposée dans cette thèse et consiste en une dépendance de la viscosité des étages de Kelvin et de Maxwell du matériau au degré d'hydratation. Les temps caractéristiques de Kelvin et Maxwell sont ainsi pondérés par le degré d'hydratation du béton, élevé à un exposant positif nommé β (Equations 4.50 et 4.51)

$$\tau^k = \tau_{ref}^K \times \xi^\beta \quad (4.50)$$

$$\tau^M = \tau_{ref}^M \times \xi^\beta \quad (4.51)$$

avec β calé à 10 pour le béton VeRCoRs. Cela suppose que le potentiel de fluage est uniquement modifié par les variations de déformation élastique au jeune âge tandis que la vitesse initiale de fluage (avant consolidation) est directement impactée par l'avancement du processus d'hydratation. Pour un degré d'hydratation très proche de 1, la viscosité du matériau est la même que celle du béton mature et par conséquent les vitesses de fluage sont les mêmes. Pour un béton jeune (7 jours avec un degré d'hydratation de 0,8), la vitesse de fluage est 10 fois plus importante comparée à celle d'un béton mature.

Cette modélisation permet de reproduire correctement le fluage aux différents âges de chargement comme le montre les graphes 4.26(modélisation en bleu continu).

4.6. Application aux essais sur béton VerCoRs

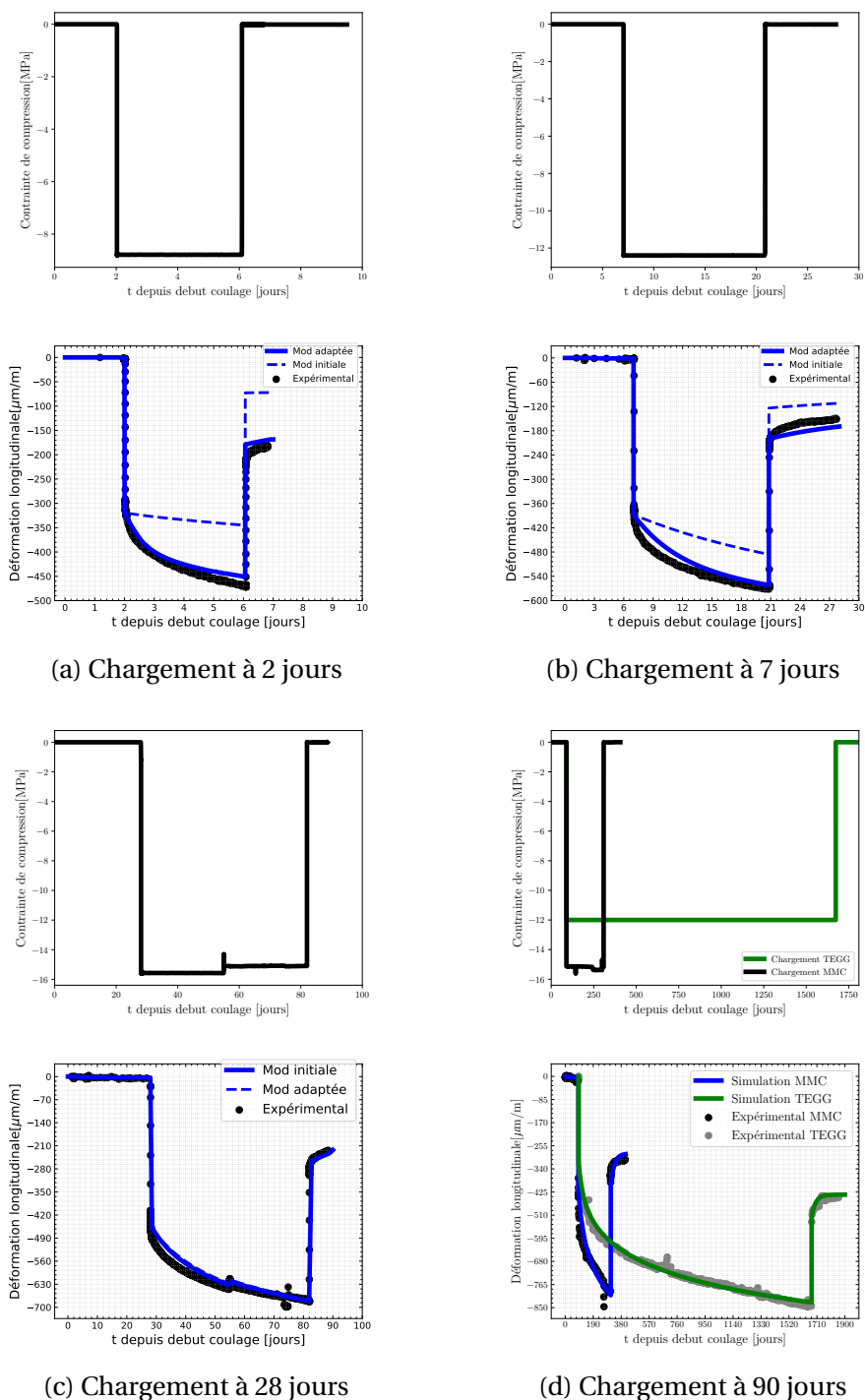
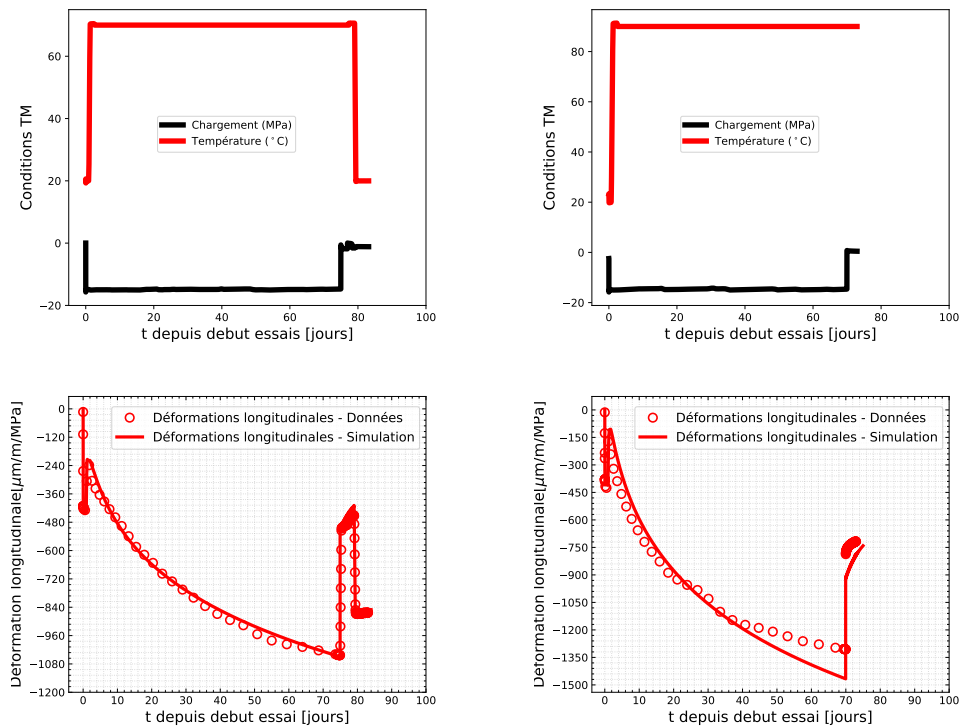


FIGURE 4.26. – Modélisation du fluage propre du béton VerCoRs à différents âges : impact des choix de modélisation

La figure 4.27 (a) présente le résultat de calibration du modèle sur les essais de fluage non séchant à 70° C. Ce calage du modèle sur ces résultats expérimentaux est satisfai-

4.6. Application aux essais sur béton VerCoRs

sant, et on notera par ailleurs la bonne prise en compte du micro-endommagement thermique lors du déchargement mécanique. Il est important de préciser que, pour cet essai, la perte de masse mesurée sur toute la durée de l'essai correspond à 0.03% de la masse initiale de l'éprouvette. Le système de protection des éprouvettes contre la dessiccation a ainsi été efficace pour les essais à 70°C. La figure 4.27 (b) montre la prédiction faite sur les données d'essai de fluage non séchant à 90°C. On remarque une légère sous-estimation du fluage au voisinage de la montée en température et une surestimation du modèle en fin d'essai. Cela peut être expliqué par un défaut d'étanchéité des éprouvettes à 90°C, dans la mesure où la perte de masse relative mesurée durant ces essais est de 1.8%. Du fluage de dessiccation s'est donc superposé au fluage propre d'où une augmentation de la cinétique en début d'essai et une diminution de cinétique en fin d'essais liée, non seulement à la consolidation, mais aussi à la baisse de la teneur en eau, condition sinequanone des mécanismes de fluage [Ulm et al. \(1999\)](#); [Bažant et al. \(1997a\)](#).



(a) Fluage non séchant à 70°C

(b) Fluage non séchant à 90°C

FIGURE 4.27. – Modélisation du fluage non séchant en température

4.6.3. Identification des paramètres du modèle à partir des essais en condition séchante

Pour le calage des déformations en condition séchante, nous faisons l'hypothèse que les déformations mécaniques n'influent ni sur le séchage, ni sur la thermique, et que l'effet de la variation de la teneur en eau sur la conductivité thermique du béton est négligeable; ce qui permet de faire un calcul chaîné, modélisation thermique suivi d'un calcul hydrique et enfin mécanique.

4.6.3.1. Modélisation du séchage

Le modèle utilisé pour simuler le séchage du béton VerCoRs est inspiré des travaux de (Richards, 1931; Mainguy et al., 2001; Sleiman et al., 2020; Thiery et al., 2007) Dans ce modèle (dont les détails d'implémentation sont explicités dans (Adia et al., 2020)), la perméation de l'eau liquide et la diffusion de la vapeur d'eau sont les mécanismes pris en compte. On émet alors l'hypothèse qu'il n'y a ni dépression, ni surpression de gaz au sein du matériau et que la composante Darcéenne du transport du mélange gazeux est négligeable devant la composante diffusive de la vapeur dans le mélange gazeux. Cela est retranscrit via une équation non linéaire de diffusion avec la saturation comme variable d'état 4.52.

$$\phi \frac{\partial S_r}{\partial t} + \text{div} [(D_l + D_v) \text{grad } S_r] = 0 \quad (4.52)$$

où D_l est le coefficient de transport apparent de la phase liquide défini par :

$$D_l(S_r, T) = \frac{K_l(T) k_{rl}(S_r) \partial P_c}{\eta_l(T) \partial S_r} \quad (4.53)$$

D_v est le coefficient de diffusion de la vapeur d'eau dans le mélange gazeux défini par :

$$D_v(S_r, T) = \frac{D_{v0}(S_r, T)}{\phi P_v(T)} \left(\frac{M}{\rho_l(T) RT} \right)^2 \frac{\partial P_c}{\partial S_r}(S_r, T) \quad (4.54)$$

Dans les équations 4.53 et 4.54, T est la température, R la constante des gaz parfaits ($R = 8.3144 \text{ J}\cdot\text{mol}^{-1}\text{K}^{-1}$), M la masse molaire de l'eau ($M = 18 \cdot 10^{-3} \text{ kg}\cdot\text{mol}^{-1}$), ϕ [-] la porosité du béton, $K_l(T)$ [m^2] la perméabilité intrinsèque à l'eau, $D_{v0}(S_r, T)$ [m^2/s] est le coefficient de diffusion effective de la vapeur d'eau dans le milieu, $P_c(S_r, T)$ est donné par l'isotherme de désorption, $\eta_l(T)$ [$\text{Pa}\cdot\text{s}$] est la viscosité dynamique de l'eau, $\rho_l(T)$ [kg/m^3] est la densité de l'eau, $P_v(T)$ [Pa] la pression de vapeur, $\rho_v(T)$ [kg/m^3] la densité de la vapeur d'eau.

4.6. Application aux essais sur béton VerCoRs

Une des données d'entrée de ce modèle est donc l'isotherme de désorption. (Leverett, 1941; Davie et al., 2018b) proposent la modélisation suivante :

$$Pc(S_r, T) = -\frac{\rho_l(T_0)RT_0}{\alpha M} \left(S_r^{-1/\beta} - 1 \right)^{1-\beta} \frac{\gamma_{lv}(T_0)}{\gamma_{lv}(T)} \sqrt{\frac{m(T_0)}{m(T)}} \quad (4.55)$$

Pour un calage sur les données expérimentales où les grandeurs mesurées sont le degré de saturation et l'humidité relative, l'équation 4.55 peut se mettre sous la forme :

$$S_r(h, T) = \left[1 + \left(-\alpha \frac{\rho_l(T)}{\rho_l(T_0)} \frac{\gamma_{lv}(T_0)}{\gamma_{lv}(T)} \frac{T}{T_0} \sqrt{\frac{m(T)}{m(T_0)}} \ln(h) \right)^{1/(1-\beta)} \right]^{-\beta} \quad (4.56)$$

avec,

$$\frac{m(T)}{m(T_0)} = 10^{A_d[2 \cdot 10^{-3}(T-T_0) - 10^{-6}(T-T_0)^2]} \quad (4.57)$$

Dans ces équations, α [Pa], β [-] sont les paramètres de Van Genuchten recalés à la température de référence T_0 (prise égal à 25°C dans notre étude). A_d [-] permet de prendre en compte les effets de la température, γ_{lv} [N/m] est la tension de surface à l'interface liquide-vapeur. Les valeurs recalées sur le béton VerCoRs sont précisées dans le tableau 4.6. Elles permettent de retrouver avec une très bonne précision l'ensemble des isothermes mesurées (Figure 4.28).

Paramètre	Valeur utilisée	Unité
T_0	298,15	K
α	9,33	Pa
β	0,39	-
A_d	10,16	-

TABLEAU 4.6. – Valeurs recalées sur les isothermes de désorption pour le calcul de séchage

4.6. Application aux essais sur béton VerCoRs

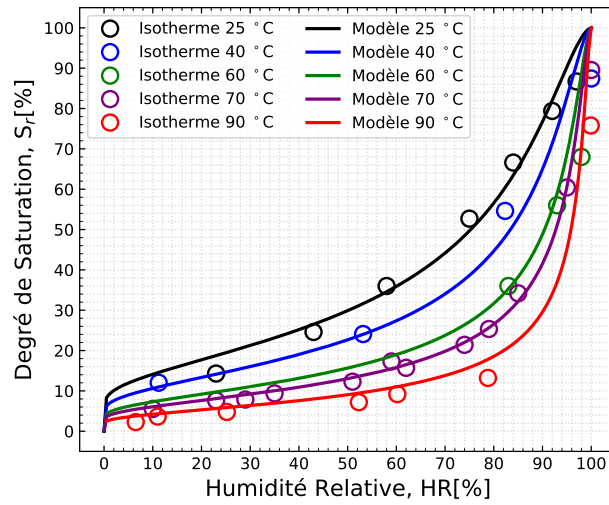


FIGURE 4.28. – Modélisation des isothermes de désorption du béton VerCoRs

La perméabilité relative aux liquides k_{rl} est donnée par la relation 4.58 (Mualem, 1976; van Genuchten, 1980) :

$$k_{rl}(S_r) = S_r^p \left[1 - \left(1 - S_r^{1/\beta} \right)^\beta \right]^2 \quad (4.58)$$

avec p un facteur dit d'"interaction porale" qui permet la prise en compte de la structure poreuse du matériau en l'occurrence la discontinuité et la tortuosité de celle-ci (Monlouis-Bonnaire et al., 2004; Wardeh and Perrin, 2006; Poyet et al., 2011). Le coefficient de diffusion effectif de la vapeur d'eau dans le milieu poreux est défini dans l'équation 4.59 :

$$D_{v0}(S_r, T) = D_0(T)R(\phi, S_r) \quad (4.59)$$

où D_0 [m^2/s] est le coefficient de diffusion de la vapeur d'eau dans l'air donné par :

$$D_0(T) = 0,217 \cdot 10^{-4} \left(\frac{T}{273,15} \right)^{1.88} \quad (4.60)$$

Enfin, $R(S_r, \phi)$ est le facteur de résistance défini dans l'équation 4.61 du matériau, en comparaison de la diffusion libre de la vapeur dans l'air (Millington, 1959b),

$$R(S_r, \phi) = \phi^a (1 - S_r)^b \quad (4.61)$$

avec a , b les paramètres de Millington (Millington, 1959b) recalés de préférence sur des essais à basse humidité relative où la diffusion de la vapeur d'eau est le mécanisme

4.6. Application aux essais sur béton VerCoRs

prépondérant de séchage. Enfin, l'effet de la température sur la microstructure est prise en compte à travers une dépendance de la perméabilité intrinsèque du matériau à la température. Une loi de type Arrhenius est proposée par (Drouet et al., 2015) :

$$K_l(T) = K_0 \exp \left[\exp \left(\frac{T - T_0}{T_c} \right) - 1 \right] \quad (4.62)$$

avec K_0 [m^2] la perméabilité intrinsèque au liquide à la température de référence T_0 [K] et T_c la température d'activation.

Les paramètres a , b , p , K_0 et T_c sont obtenus par analyse inverse à partir des données des cinétiques de pertes de masse du béton VerCoRs pour des températures allant jusqu'à 90°C, (Tableau 4.7).

Paramètre	Valeur utilisée	Unité
a	2,607	-
b	7,0	-
p	2,91	-
K_0	$1,175 \cdot 10^{-20}$	m^2
T_c	9918	K

TABLEAU 4.7. – Valeurs recalées sur les cinétiques de pertes de masse

La figure 4.29 présente les résultats d'identification du modèle de séchage sur les données de pertes de masse à 20°C, 40°C, 70°C et 90°C. La cinétique de séchage est bien reproduite et confirme l'aptitude à simuler le séchage du béton VerCoRs pour des températures allant jusqu'à 90°C.

4.6. Application aux essais sur béton VerCoRs

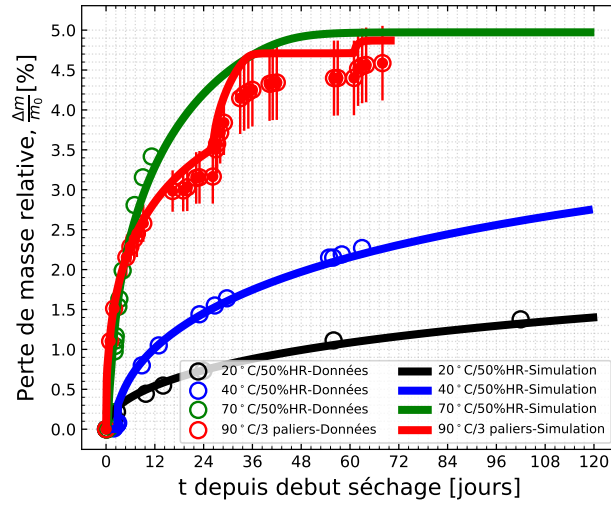


FIGURE 4.29. – Simulation de la cinétique de pertes de masse à différentes températures

4.6.3.2. Modélisation du fluage et du retrait séchant à 20°C

Les mesures effectuées en conditions séchantes permettent de recalibrer les paramètres associés à la déformation transitoire (P_n^k, τ_n^{ref}) et au fluage de dessiccation microstructural (σ_{fld} et n_o), ainsi que le coefficient de Biot. La figure 4.30 (a) présente les résultats de recalage des déformations longitudinale et radiale mesurées au laboratoire de EDF DI TEGG pour des essais de fluage en compression uniaxiale réalisés sur des cylindres de différentes dimensions. Dans une première approche, la déformation transitoire est modélisée en fonction de la déformation élastique dans chaque direction telle que décrite dans l'équation 4.28. Cette première formulation de la déformation thermique transitoire considère implicitement un effet de Poisson égal à celui du fluage propre et de l'élasticité. Or, ce calage a conduit à une sur-estimation de la déformation de fluage dans la direction radiale non chargée de l'ordre de $200\mu\text{m}/\text{m}$ (modélisation en bleu discontinu). Cette sur-estimation étant de l'ordre de grandeur de l'effet Poisson venant de la direction chargée, cela conduit à considérer que la déformation transitoire, contrairement aux autres déformations visqueuses du béton, ne présente pas d'effet de Poisson, ce qui revient à réécrire l'équation 4.28, non plus en fonction de la déformation élastique, mais en fonction de la contrainte (Équation 4.63).

$$\dot{\epsilon}_I^{dt} = \frac{1}{\tau_I^m} \cdot \frac{\tilde{\sigma}_I^l}{E} \cdot C_n^W \quad (4.63)$$

4.6. Application aux essais sur béton VerCoRs

Cette modélisation de la déformation transitoire sans effet Poisson permet de reproduire correctement les déformations dans les deux directions, chargée et non chargée, sur les cylindres $16 \times 100 \text{ cm}^2$ (Figure 4.30 (a)) et les éprouvettes $11 \times 22 \text{ cm}^2$ (Figure 4.30 (b)).

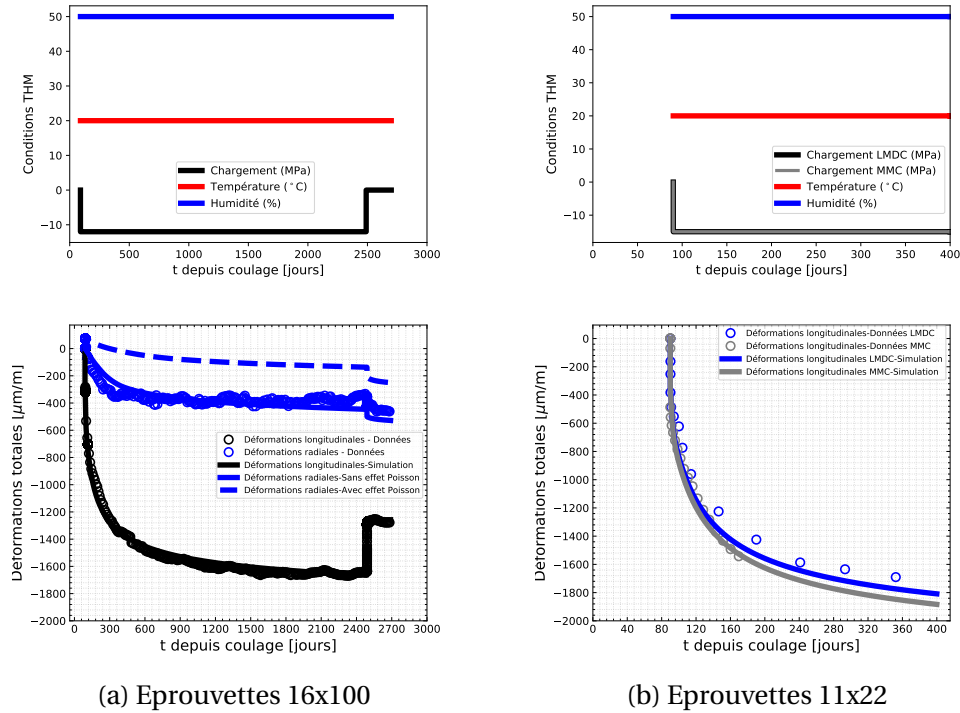
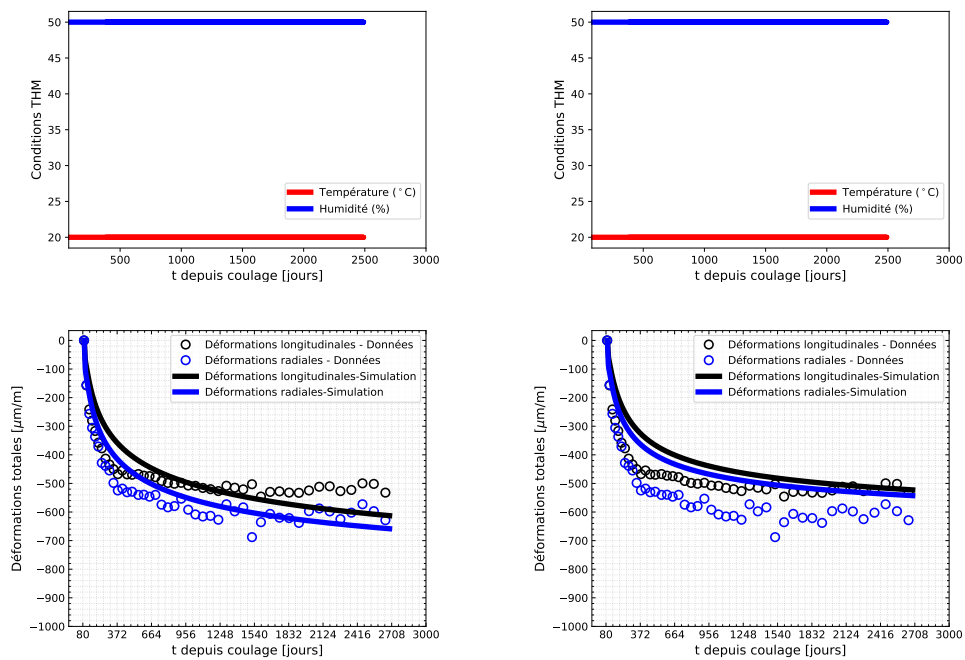


FIGURE 4.30. – Modélisation du fluage séchant à 20°C/50%HR

Les graphes 4.31 présentent les résultats de modélisation du retrait séchant de cylindres 16×100 avec transmission complète des efforts capillaires (a) et avec une baisse progressive de la transmission des efforts capillaires au fur et à mesure que les microfissures se développent du fait du retrait empêché de la pâte de ciment par les granulats (b). On remarque une meilleure reproduction de la cinétique de début d'essai avec la configuration (a) mais une surestimation en fin d'essais. Le constat inverse est fait avec la configuration (b). Il est à noter que la configuration (b) est obtenue par modification directe du coefficient de Biot avec les coefficients de micro-endommagement en traction orthoradiaux. Une meilleure modélisation de ce phénomène est possible via des calculs associant une déformation plastique à cet endommagement micro-mécanique (Lacombe, 2022). Cela pourrait permettre d'améliorer la simulation de cet essai.

4.6. Application aux essais sur béton VerCoRs



(a) Sans baisse de la transmission d'efforts capillaires

(b) Baisse progressive de la transmission d'efforts capillaires

FIGURE 4.31. – Modélisation du retrait séchant à 20°C/50%HR

La synthèse des valeurs des paramètres recalés du modèle est précisée dans le tableau 4.8.

Essais	Paramètre	Valeur	Unité
Fluage	τ_{ref}^K	20	jours
	ψ^K	4	-
	τ_{ref}^M	46	jours
	ε_{ref}^M	$2,1 \cdot 10^{-4}$	-
Contrainte hydrique	b	0,95	-
	$M^{c,ref}$	14,1	MPa
	m^{vg}	0.39	-
Déformations transitoires	P_k^n	0.11	MPa
	τ_n^{ref}	2	jours
Activation thermique	E_W^a	25000	kJ/mol
	E_P^a	22000	kJ/mol
Fissuration	σ_{fld}	60	MPa
	n_o	0.1	-

TABLEAU 4.8. – Paramètres de calage du modèle

4.6.3.3. Modélisation du fluage et du retrait en température

La figure 4.32 présente les résultats de modélisation du retrait séchant à 70°C/50% d'humidité relative en comparaison avec les mesures. Il est important de noter que ce calcul est prédictif; les paramètres liés aux déformations en dessiccation et d'activation thermique ayant déjà été recalés sur les données de fluage non séchant en température, ainsi que les données de fluage et de retrait de dessiccation à 20°C. L'amplitude de la dilatation thermique en début d'essai est légèrement sous-estimée dans le modèle du fait de la différence entre les valeurs du CDT homogénéisé et celui expérimental. Cette différence induit un léger décalage qui demeure durant toute l'évolution du retrait simulé par rapport à la mesure expérimentale. La cinétique de retrait en régime thermique stabilisé est donc très bien reproduite par le modèle. On notera notamment la bonne reproduction de la faible amplitude de retrait dans ce régime malgré la forte cinétique de séchage simulée. Cela montre la pertinence de considérer une modélisation poromécanique du retrait (Sellier et al., 2016; Aili et al., 2018). En postulant une proportionnalité directe entre le retrait et la variation d'humidité relative ((Bažant et al., 1997a; Bažant and Jirasek, 2018b)) ou de la teneur en eau (Bottoni, 2018), la diminution de la pression capillaire induite par l'augmentation de la température à isovaleur de saturation n'aurait pas été prise en compte; ce qui aurait pour conséquence une surestimation de la déformation de retrait en température.

4.6. Application aux essais sur béton VerCoRs

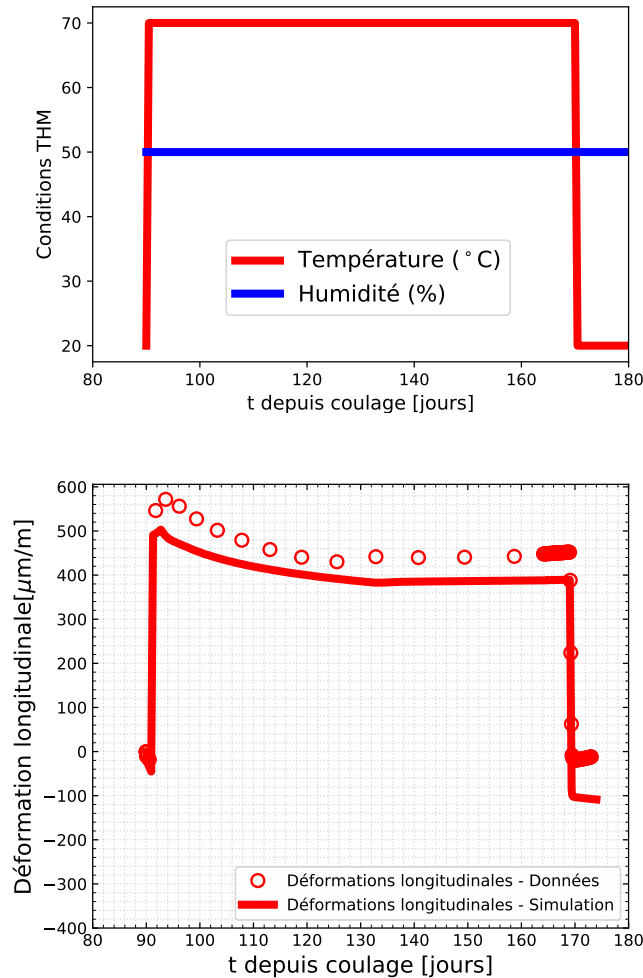


FIGURE 4.32. – Modélisation du retrait séchant du béton VerCoRs à 70°C/50% HR

La figure 4.33 (a) présente les résultats de modélisation du fluage séchant à 70°C et 50 % d'humidité relative. Comme dans le paragraphe précédent, il s'agit d'une prédiction et non d'un calage. La dessiccation couplée au chauffage induit une forte cinétique de fluage qui est bien reproduite par le modèle. La figure 4.33 (b) présente la prédiction faite du fluage séchant à 90°C et 50% d'humidité relative. L'amplitude du fluage en début d'essai, encore plus marquée à 90°C est légèrement sous-estimée. A t=120 jours, les données expérimentales mettent en évidence une stabilisation du fluage contrairement au modèle pour lequel une faible cinétique est constatée avant le déchargement. Cela est dû d'une part au calcul de séchage qui se poursuit à cette date et d'autre part à un défaut de régulation du chargement appliqué par les accumulateurs ; lequel défaut a engendré une baisse de la contrainte appliquée, qui a

4.6. Application aux essais sur béton VerCoRs

été négligée lors de notre simulation, et donc un ralentissement du fluage.

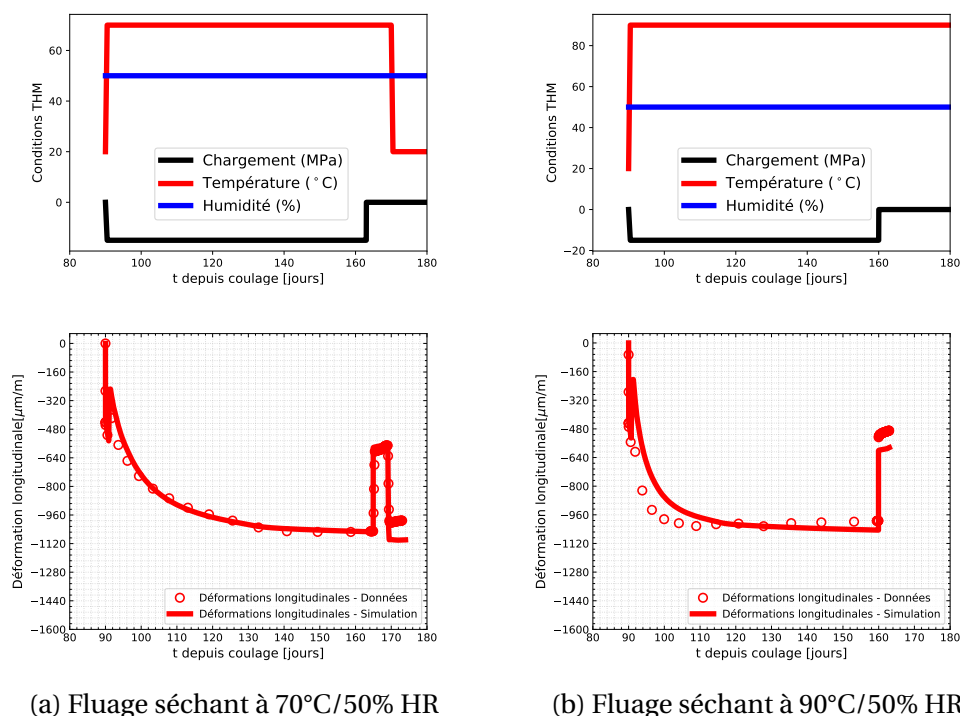


FIGURE 4.33. – Modélisation du fluage séchant en température

4.6.3.4. Prédiction du fluage d'éprouvettes en scénario accidentel

Le modèle a finalement été testé dans une configuration représentative d'une situation accidentelle avec notamment deux phases qui diffèrent de par le chargement thermo-hydrrique appliqué, le chargement mécanique étant fixé à 15 MPa.

- D'abord une phase de vieillissement à 20°C/50% d'humidité relative correspondant aux conditions d'exploitation.
- Ensuite une phase de montée rapide en température et en humidité relative, respectivement à 90°C et 90%.

La figure 4.34 montre une bonne aptitude du modèle à simuler un tel scénario notamment la seconde phase où l'état de consolidation du béton à l'issue de la phase 1 est tel que la diminution de l'amplitude de la déformation transitoire (matérialisée par une dilatation thermique plus forte durant la phase de chauffage) est la même que constatée expérimentalement. A 90°C, 90% d'humidité relative, le fluage non séchant est sous-estimé à partir de $t = 185$ jours. Cela pourrait provenir de pertes de masse parasites engendrant du fluage de dessiccation. Cette hypothèse est confirmée

4.7. Application sur une partie courante de la maquette VeRCoRs

par l'endommagement mesuré en fin d'essai via la chute du module de Young qui est de l'ordre de 9% contre 20% attendu en condition non séchante.

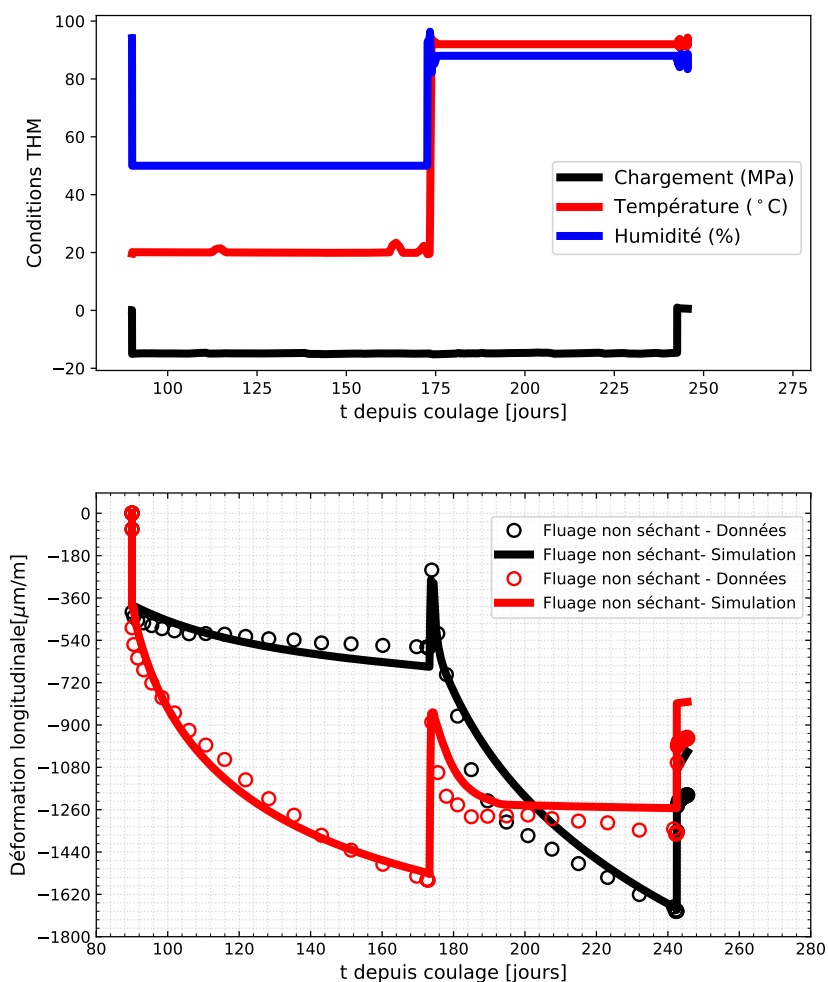


FIGURE 4.34. – Prédiction du fluage du béton VeRCoRs lors d'un scénario accidentel

4.7. Application sur une partie courante de la maquette VeRCoRs

Après le recalage du modèle sur les données de laboratoire et la prédiction du fluage d'éprouvettes soumises à des configurations de chargement thermo-hydro-mécaniques proches de celles au coeur des murs d'enceinte pendant une situation accidentelle, le modèle sera testé dans ce paragraphe sur une zone courante de la maquette VeRCoRs. Pour rappel, cette dernière a été construite à l'échelle 1/3 des bâtiments réacteurs du

4.7. Application sur une partie courante de la maquette VeRCoRs

parc; cette échelle permettant de considérer un vieillissement 9 fois plus rapide par rapport aux enceintes réelles (du fait de la forme de l'équation de diffusion considérée pour modéliser le séchage, l'un des principaux mécanismes à l'origine des déformations différées et donc de la perte de précontrainte). La figure 4.35 est une vue de la maquette VeRCoRs implantée sur le Site des Renardières. Sa construction a duré de juillet 2014 à avril 2015. La hauteur du gousset au dôme est de 22,78 mètres et les rayons interne et externe sont respectivement de 7,3 m et 7,7 m.



FIGURE 4.35. – Maquette VeRCoRs

Pour amorcer les mécanismes de vieillissement et simuler la phase d'exploitation, un système de chauffage interne est mis en place et permet d'imposer des températures en intrados allant jusqu'à 40°C. Chaque année, la maquette est mise en pression à une valeur nominale de 5,2 bars pour simuler les épreuves décennales réalisées sur les tranches du parc. L'ensemble des étapes marquantes de la construction et les épreuves réalisées sur la maquette VeRCoRs est synthétisé dans le tableau 4.9.

4.7. Application sur une partie courante de la maquette VeRCoRs

Évènement	Signification	Date
Début construction	Coulage du radier	24/07/2014
Fin construction	Fin de coulage du dôme	28/04/2015
Début mesures déformations	Date référence	28/04/2015
Début précontrainte	Mise en tension des premiers câbles	06/05/2015
Fin précontrainte	Mise en tension des derniers câbles	12/08/2015
Preop	Test de pressurisation avant exploitation	04/11/2015
VC1	Test de pressurisation de contrôle	26/01/2016
Début du chauffage	Début de la phase d'exploitation	01/03/2016
VD1	Epreuve à 10 ans	14/03/2017
VD1 bis	Répétition de l'épreuve à 10 ans	21/03/2017
VD2	Equivalent épreuve à 20 ans	29/03/2018
VD3	Equivalent épreuve à 30 ans	19/03/2019
VD4	Equivalent épreuve à 40 ans	annulée
VD5	Equivalent épreuve à 50 ans	20/03/2021
VD6	Equivalent épreuve à 60 ans	16/03/2022

TABLEAU 4.9. – Synthèse des étapes marquantes sur la maquette VeRCoRs

Dans la suite de cette section, nous expliciterons dans un premier temps la géométrie de la partie courante en lien avec celle de VeRCoRs, puis les conditions aux limites thermo-hydro-mécaniques du modèle seront présentées. La capacité de prédiction du modèle sera enfin testée en phase d'exploitation ($T \leq 40^\circ\text{C}$), puis une analyse paramétrique sera menée en simulant l'amplitude des déformations transitoires en scénario accidentel.

4.7.1. Description de la partie courante VeRCoRs

La figure 4.36 détaille les différentes parties constituant l'enceinte interne de la maquette VeRCoRs. La partie courante est la désignation adoptée pour la zone cylindrique de la paroi interne comprise entre le gousset et le dôme qui est suffisamment éloignée des zones singulières pour ne pas en être influencée. Ces dernières, représentées dans la figure 4.36 comprennent deux nervures pour l'ancrage des câbles de précontrainte tangentielle, quatre ouvertures dont le TAM (Tampon d'Accès Matériel), une trappe d'accès, et deux sas pour le passage des circuits hydrauliques.

4.7. Application sur une partie courante de la maquette VeRCoRs

A mi-hauteur de cette partie courante, il a été défini un secteur angulaire appelée "PaCAR" largement instrumenté et suffisamment éloigné des zones singulières (Figure 4.37). Cette zone, dont le comportement est censé être représentatif de la structure VeRCoRs, comprend 2 câbles de précontrainte verticale, 3 câbles de précontrainte tangentielle et des capteurs de déformation (cordes vibrantes) placés de part et d'autre du milieu du mur. Comme indiqué dans le tableau 4.9, la date de référence pour le démarrage des mesures des déformations dans les directions verticales, tangentielles et radiales correspond à la fin de la construction de la maquette (c'est-à-dire le 28/04/2015).

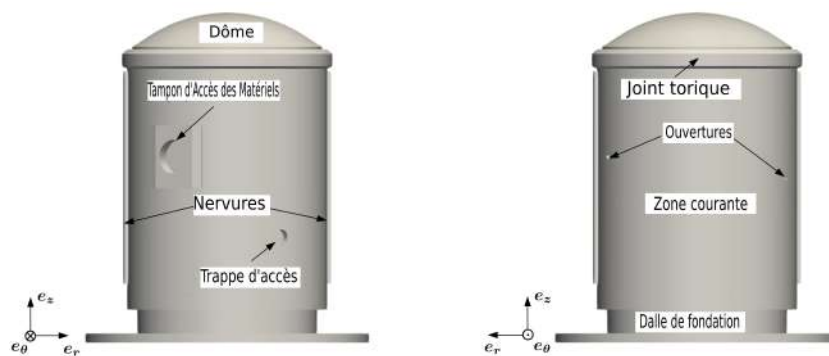


FIGURE 4.36. – Vue extérieure de l'enceinte interne de la maquette VeRCoRs (adapté de (Rossat, 2022))

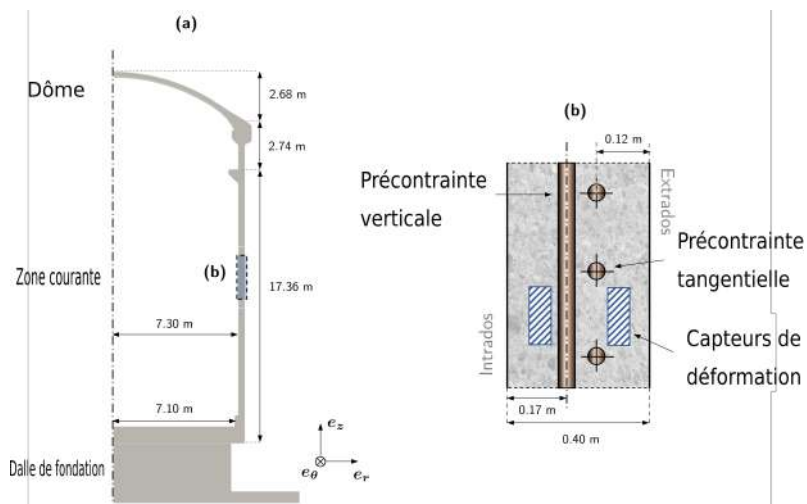


FIGURE 4.37. – (a) Coupe 2D de l'enceinte interne (b) Zoom de la coupe de la partie courante à mi-hauteur PaCAR (adapté de (Rossat, 2022))

4.7.2. Maillage de la partie courante

La figure 4.38 présente les différents maillages qui seront utilisés dans les calculs éléments finis. La figure 4.38 (a) rappelle en 3D la géométrie de la partie courante considérée. Cette zone est suffisamment représentative de la structure tout en limitant les temps et coûts de calcul (Bouhjiti et al., 2018). Cette géométrie correspond à une portion angulaire de l'enceinte interne. Elle a par conséquent une épaisseur de 40 cm et fait 42 cm de hauteur. Le maillage thermo-hydrrique défini sur la figure 4.38 (b) est constitué d'éléments finis linéaires (HEXA8), conduisant à un total de 1911 noeuds. Ce maillage est raffiné aux bords (intrados et extrados) afin d'estimer correctement les gradients thermo-hydrriques. Le maillage mécanique défini sur les figures 4.38 (c) et (d) est constitué d'éléments finis quadratiques (HEXA20), soit un total de 3097 noeuds en ce qui concerne le béton, et conduisant à 49 noeuds en ce qui concerne les câbles de précontrainte d'éléments finis linéaires (SEG2). Il est à noter que les armatures passives n'ont pas été considérées.

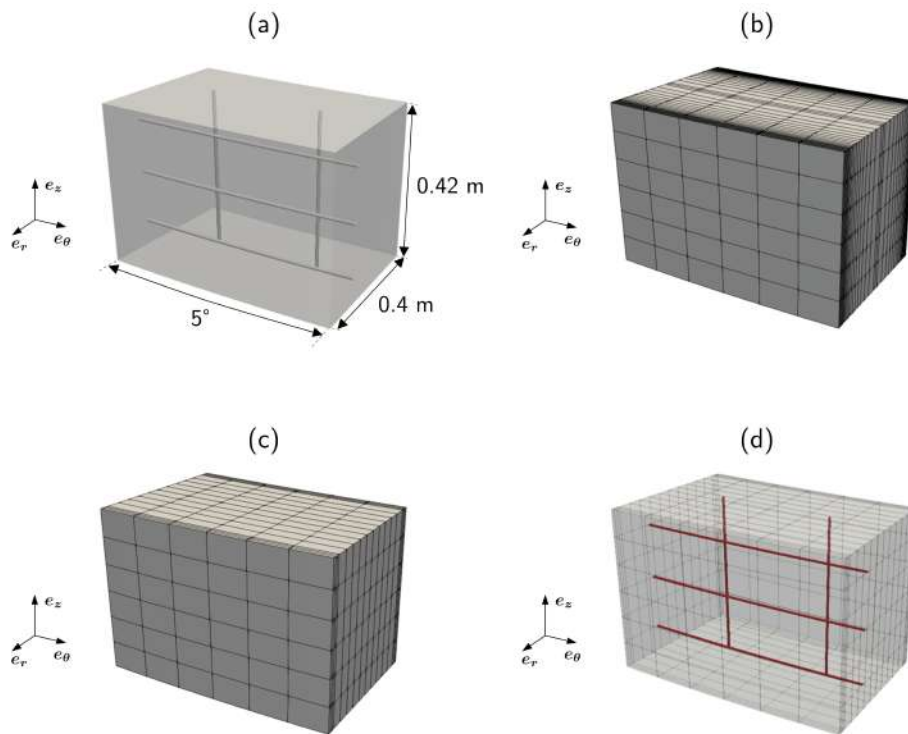


FIGURE 4.38. – Maillages PaCAR : (a) Détails géométriques (b) Maillage utilisé pour le calcul thermo-hydrrique (c) Maillage utilisé pour le calcul mécanique du béton (d) Maillage mécanique des câbles de précontrainte (Rossat, 2022)

4.7.3. Conditions aux limites et chargements

4.7.3.1. Conditions aux limites et chargements thermiques

La figure 4.39 montre l'évolution de la température dans l'enceinte, dans l'espace entre enceintes et sur les parois internes et externes de VeRCoRs à partir du début de la construction de la maquette. Jusqu'à la fin du coulage du dôme, l'évolution de la température dépend des variations saisonnières, ce qui explique la diminution à des valeurs jusqu'à 0°C. A la fin de la construction, et afin de simuler la phase d'exploitation, la température est portée à 35°C en intrados. Cela engendre, par phénomènes de conduction et de convection thermique, une élévation de la température dans l'espace entre enceintes à des valeurs moyennes de 25°C. Lors des épreuves annuelles, le chauffage est arrêté pendant un mois entraînant par suite la baisse de la température en intrados et en extrados jusqu'à des valeurs de l'ordre de 15°C.

Les conditions aux limites thermiques adoptées sur PaCAR sont de type Dirichlet (Equation 4.64).

$$T(x_b, t) = T_{amb}(t) \quad (4.64)$$

où x_b est la position de la limite considérée en intrados ou en extrados et $T_{amb}(t)$ est la température ambiante mesurée à l'instant t .

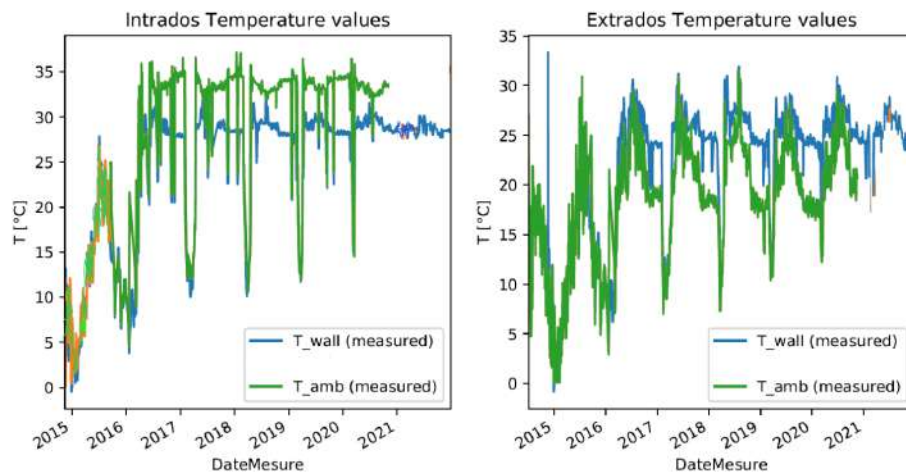


FIGURE 4.39. – Températures mesurées dans l'enceinte interne et sur la paroi interne en intrados et en extrados

4.7.3.2. Conditions aux limites et chargements hydriques

L'évolution de l'humidité relative en intrados et extrados de l'enceinte interne de VeRCoRs est précisée dans la figure 4.40. Du début des mesures jusqu'à la fin du coulage de la maquette (28/04/2015), l'humidité relative mesurée correspond à celle saisonnière. Les deux premières épreuves réalisées (Preop et VC1) ont entraîné une réimbibition en intrados et en extrados (humidité relative portée à 100%). L'activation du chauffage conduit à une baisse de l'humidité relative qui passe ainsi à des valeurs moyennes de 30% en intrados. En extrados, l'humidité relative varie autour d'une valeur moyenne de 50%.

Les conditions aux limites hydriques adoptées sur PaCAR sont de type Dirichlet en saturation (Equation 4.65).

$$S_r(x_b, t) = S_r(h_\infty(t), T_\infty(t)) \quad (4.65)$$

où $S_r(h_\infty(t), T_\infty(t))$ est déduite de l'isotherme de désorption de type Van Genuchten, $h_\infty(t)$ et $T_\infty(t)$ sont respectivement l'humidité relative et la température à un instant t .

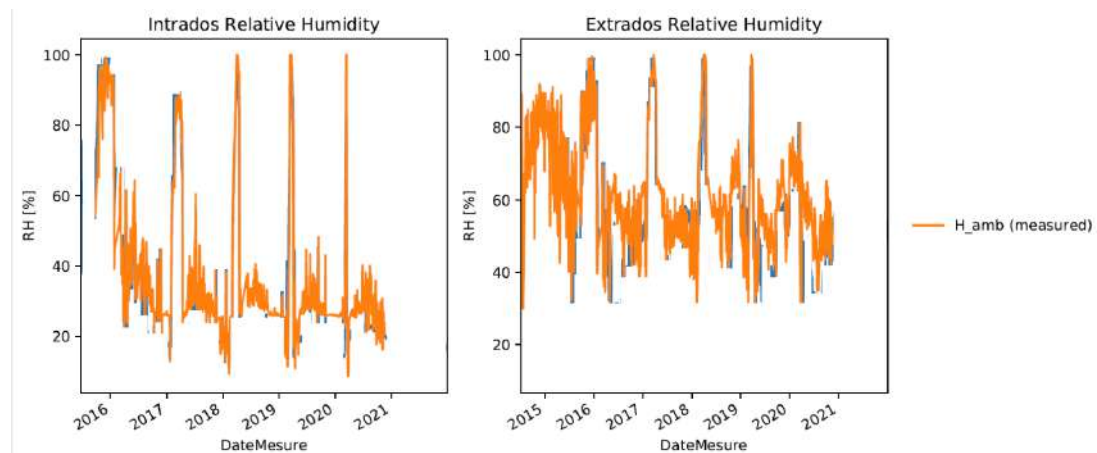


FIGURE 4.40. – Humidités relatives mesurées dans l'enceinte interne et sur la paroi interne en intrados et en extrados

4.7.3.3. Conditions aux limites et chargement mécanique

Trois types de chargement mécanique sont à considérer pour le calcul PaCAR. Le premier est la précontrainte de l'ordre de 12 MPa dans la direction tangentielle et 8,5 MPa dans la direction verticale. Les câbles de précontrainte et le béton maillé sont considérés comme ayant une connection cinématique parfait. Les pertes de précontrainte instantanées par friction ne sont pas prises en compte dans la modélisation.

4.7. Application sur une partie courante de la maquette VeRCoRs

Aussi, la relaxation des câbles est négligée dans ce calcul. Le second type de chargement mécanique est lié au poids propre du volume de béton au dessus de la partie courante et dans le volume de la zone PaCAR. Cette charge est représentée par une contrainte verticale appliquée sur la partie supérieure de PaCAR. Enfin, le troisième type de chargement mécanique provient de la pression interne appliquée durant les épreuves annuelles avec une intensité d'environ 4,2 bars en pression relative (voir Figure 4.41). En épreuve, la pression est appliquée sur l'intrados et l'effet de cylindre fermé est appliquée sous forme de soulèvement de la surface supérieure de la zone PaCAR venant réduire momentanément l'effet du poids de la super-structure sur la zone PaCAR. Ce chargement induit des déformations élastiques en conditions opérationnelles. La composante verticale du champ de déplacement est bloquée en sous face du modèle PaCAR, et le déplacement sur la face supérieure est contraint à rester uniforme. Par ailleurs, les déplacements normaux au niveau des faces latérales sont bloqués; ce qui revient à considérer PaCAR comme une partie représentative d'un cylindre fermé infiniment long. Cette hypothèse est considérée acceptable pour toute zone suffisamment éloignée des singularités d'après (Bouhjiti et al., 2018).

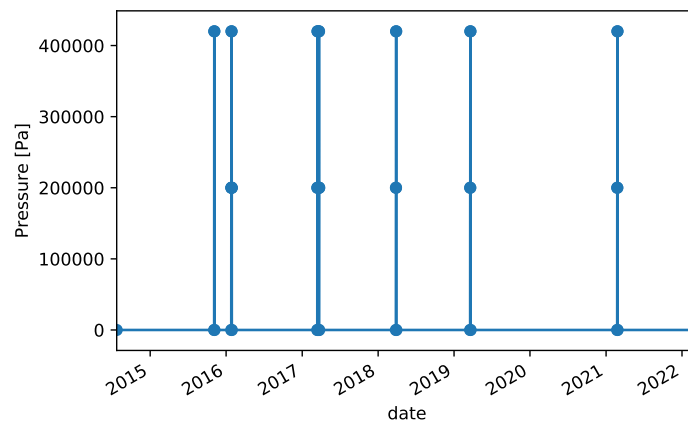


FIGURE 4.41. – Pression appliquée en épreuve face intrados

4.7.4. Calculs en conditions opérationnelles

Dans cette section, nous allons tester l'aptitude du modèle à reproduire l'amplitude des déformations totales mesurées durant la phase dite d'exploitation sur la maquette VeRCoRs.

4.7. Application sur une partie courante de la maquette VeRCoRs

4.7.4.1. Calcul thermique

La figure 4.42 présente les résultats du calcul thermique réalisé sur PaCAR. Rappelons que le calcul est effectué avec un modèle classique de thermique linéaire à 3 paramètres définis dans le tableau 4.10.

Symbole	Désignation	Valeur	Unité
λ	Conduction thermique	2,8	$\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$
ρ	Masse volumique du béton	2350	kg.m^{-3}
C_p	Capacité thermique	880	$\text{kJ.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$

TABLEAU 4.10. – Paramètres d’entrée du modèle thermique

Comme le montre la figure 4.42, cette modélisation, bien que très simplifiée, permet de reproduire les courbes d’évolution de la température en intrados, extrados et au centre du mur.

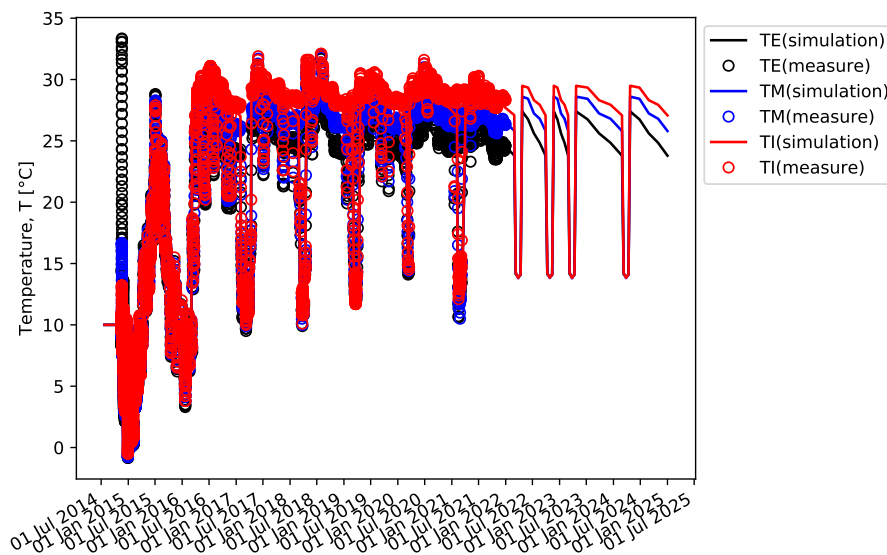


FIGURE 4.42. – Profils de température calculés en intrados et extrados, et confrontation aux données expérimentales

4.7.4.2. Calcul hydrique

Le champ thermique est utilisé comme donnée d'entrée pour le calcul hydrique. Le modèle utilisé est le modèle Richards-Fick avec prise en compte de la dépendance de l'isotherme de désorption à la température et de la variation des propriétés des phases solide et liquide du béton avec la température. Les détails de ce modèle sont explicités dans la section 4.6.3.1. Précisons que le calcul est fait avec le jeu de paramètres issu du recalage sur les éprouvettes VeRCoRs de laboratoire. La figure 4.43 montre l'évolution de la saturation au milieu du mur comparée aux données expérimentales. Ces dernières présentent une très large dispersion au fur et à mesure que le processus de séchage se poursuit. A compter de la date de mise en précontrainte, on note une cinétique de séchage plus rapide pour le modèle que pour les mesures. Les épreuves de pressurisation (Preop et VC1) engendrent une reprise d'eau bien visible sur le modèle et moins marquée sur les données expérimentales. Précisons que les capteurs mesurent une permittivité diélectrique qui est ensuite convertie en saturation moyennant des courbes étalons (Guihard, 2018). Des investigations supplémentaires concernant les méthodes permettant de passer des valeurs de permittivité aux valeurs de saturation permettraient peut être d'améliorer la détermination expérimentale de la saturation. La pente à long terme est mieux reproduite si on considère le fuseau inférieur des valeurs expérimentales. Le séchage reste toutefois légèrement plus fort sur le modèle que sur les données mesurées.

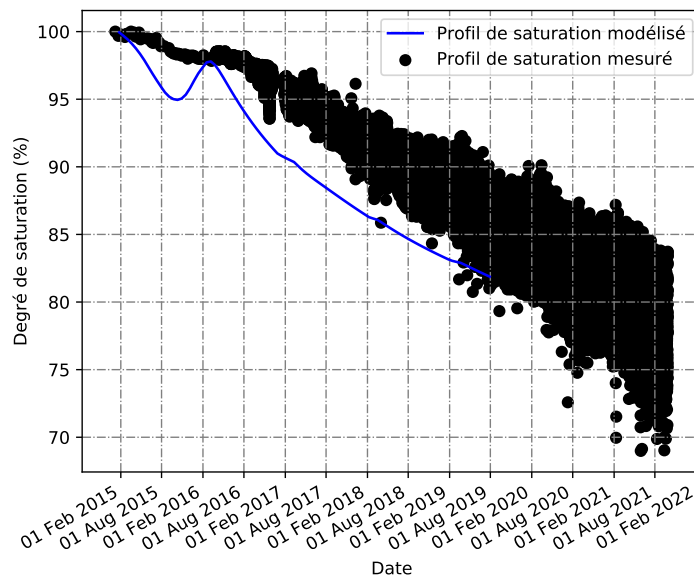


FIGURE 4.43. – Evolution des valeurs mesurées et calculées de la saturation au centre du mur

4.7. Application sur une partie courante de la maquette VeRCoRs

La figure 4.44 indique les profils de saturation dans l'épaisseur de PaCAR avant les épreuves de pressurisation annuelles. De la fin de la construction de VeRCoRs jusqu'au début du chauffage ("end watering" à "first heating"), la saturation est supérieure à 90% dans toute l'épaisseur du mur. L'amorçage du chauffage cumulé à la fin des aspersions (réalisées pour restreindre les fissurations induites par les gradients hydriques au jeune âge) entraîne un séchage important en intrados et extrados. Le séchage est plus progressif en coeur de la structure avec une valeur de 70% au centre du mur en VD6 (équivalent 60 ans).

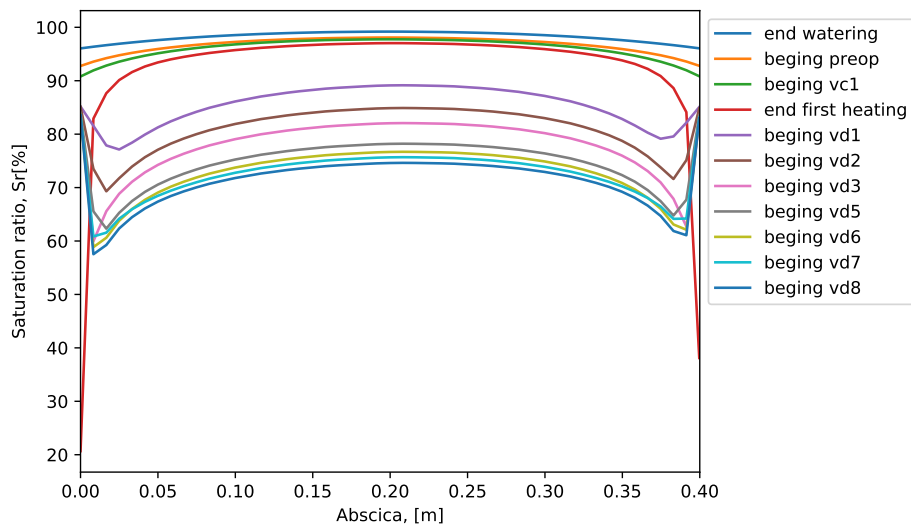


FIGURE 4.44. – Profils de saturation dans l'épaisseur du mur à plusieurs âges

4.7.4.3. Calcul mécanique

Les champs thermique et hydrique servent de données d'entrée pour le calcul mécanique. La figure 4.45 montre les résultats de simulation des déformations du béton en comparaison aux données expérimentales. Il est important de préciser que les données expérimentales présentées sont des données traitées par les expérimentateurs pour déduire les déformations de dilatation thermique associées aux moyens de mesure (en l'occurrence la dilatation propre des cordes vibrantes), mais aussi celle du béton; ce qui explique l'absence de dilatation sur les courbes présentées. Une conséquence de cette correction est l'élimination fortuite des effets de la température sur les variations de pressions capillaires. En effet, la déformation résultante lors d'une modification de température comprend la dilatation (ou contraction) du béton, et un gonflement/retrait instantané induit par la modification de l'équilibre hydrique et donc de la variation instantanée du retrait due à la diminution de la pression capillaire.

4.7. Application sur une partie courante de la maquette VeRCoRs

Afin de pouvoir effectuer la comparaison entre simulation et données expérimentales corrigées, nous avons dû mettre en suspens cette dépendance dans notre modèle. Le jeu des paramètres utilisés pour cette simulation est le même que celui recalé sur les essais 1D de laboratoire, à l'exception d'une modification de la valeur du coefficient de Poisson associé à la déformation de Maxwell que nous avons prise égale à 0,15 au lieu des 0,20 défini dans les calculs 1D. Cela se justifie par le fait que les essais 1D, effectués en bonne partie sans mesure de la déformation orthoradiale, ne permettent pas d'estimer correctement les effets Poisson associés aux déformations différées. Les résultats de simulation aux points d'implantation des capteurs sont présentés. Comme le montre la figure 4.37, ceux-ci sont placés de part et d'autre du centre du mur, l'un orienté côté extrados et l'autre côté intrados. Les déformations dans les directions tangentielles (précontrainte initiale appliquée de 12 MPa) représentées en rouge et bleu sont bien reproduites par le modèle. Concernant les déformations dans les directions verticales, on note une différence plus importante entre la donnée expérimentale provenant du capteur placé côté intrados et celui placé côté extrados. (Rossat, 2022) attribue cette différence à une répartition non uniforme sur la section de la contrainte verticale. Cette non-uniformité engendrerait une contrainte verticale plus importante côté intrados et donc un fluage plus important serait mesuré par ce capteur. Cette hypothèse n'a pas été exploitée dans ce calcul, ce qui a pour effet la sous-estimation de la déformation verticale mesurée par le capteur situé côté intrados. La courbe verte représente la mesure de déformation dans la direction radiale. Aucun chargement mécanique n'étant appliqué dans cette direction, cette mesure renseigne sur la déformation libre du béton soumis aux seules variations hydriques. Cette courbe est bien reproduite par le modèle jusqu'à la VD2 (deuxième épreuve de pressurisation). Au delà, alors que la cinétique de déformation reste relativement forte numériquement, elle se stabilise expérimentalement. La stabilisation expérimentale semble paradoxale car les capteurs TDR montre que le séchage se poursuit durant cette période. Deux hypothèses peuvent être avancées dans ce cas :

- La consolidation du béton dans la direction radiale serait sous-estimée par la modélisation, ce qui aurait pour conséquence une diminution trop lente du potentiel de déformation différée dans cette direction, et donc une surestimation du retrait. Remédier à ce défaut, s'il est avéré, consisterait à introduire une part sphérique dans le calcul des consolidations (qui pour l'instant sont calculées de façon orthotropes).
- La correction thermique effectuée sur les données expérimentales pourrait être surestimée dans la direction libre. En effet, comme indiqué plus avant, l'élimination des effets de variation de la pression capillaire sous l'effet des variations de température peut avoir un effet plus marqué sur les déformations libres que sur

4.7. Application sur une partie courante de la maquette VeRCoRs

les directions chargées, car dans la direction libre seule la contrainte hydrique liée aux variations de pressions capillaires est active. Un traitement différent des données expérimentales brutes, où seule la déformation propre des cordes serait retranchée, pourrait apporter des éléments de réponse sur ce point.

Malgré cette incertitude sur l'interprétation de la déformation dans la direction libre, le comportement en conditions opérationnelles dans les directions chargées est plutôt bien reproduit par le modèle, et cela, sans recalage supplémentaire. Les pertes de précontraintes associées au raccourcissement différé du béton dans les directions de précontrainte sont par conséquent correctement prédites, ce qui était l'un de nos objectifs principaux.

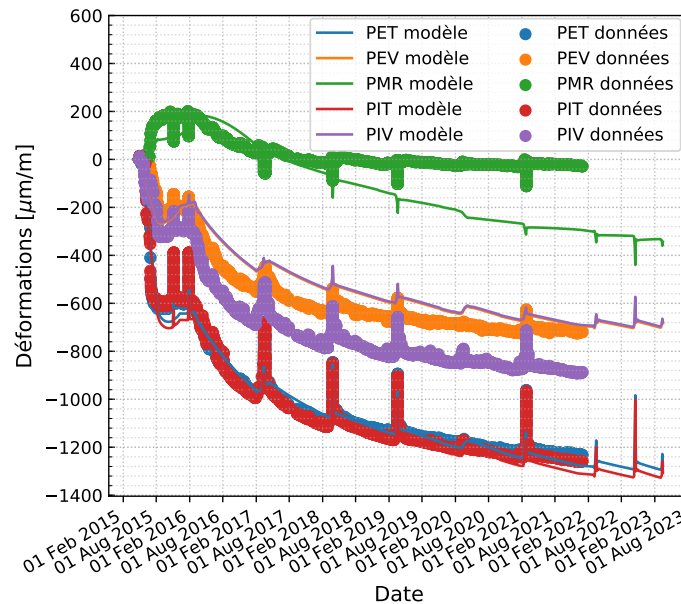


FIGURE 4.45. – Déformations mécaniques calculées aux positions monitorées dans PaCAR et confrontation aux données expérimentales. Dans la légende des différentes évolutions de déformations, E est défini pour "Extrados", I pour "Intrados", M pour "Milieu", T pour "Tangentielle", V pour "Verticale", R pour "Radiale".

4.7.5. Calculs en conditions accidentelles

Dans cette section, nous allons utiliser le modèle en mode prédictif pour simuler l'amplitude des déformations du béton VeRCoRs dans une configuration de situation accidentelle. Afin d'évaluer l'effet de la consolidation progressive du matériau sur l'amplitude de ces déformations, le calcul mécanique se fera suivant trois âges différents de la maquette au moment du chargement accidentel. Nous simulerons ainsi le

4.7. Application sur une partie courante de la maquette VeRCoRs

comportement mécanique de la zone courante en considérant un scénario accidentel coïncidant avec la VD4 (que nous allons dénommer scénario 1), la VD6 (scénario 2) et la VD8 (scénario 3).

4.7.5.1. Conditions limites thermiques

Les conditions limites en intrados et extrados en scénario accidentel sont déduites des calculs de thermohydraulique diphasique réalisés par (Mimouni, 2021). La figure 4.46 présente l'évolution de la température dans l'épaisseur du mur interne de la maquette. Dans ce graphe, 0 cm correspond à l'intrados et 40 cm à l'extrados. On note ainsi une augmentation assez rapide de la température jusqu'à 140°C en intrados et jusqu'à 90°C en extrados.

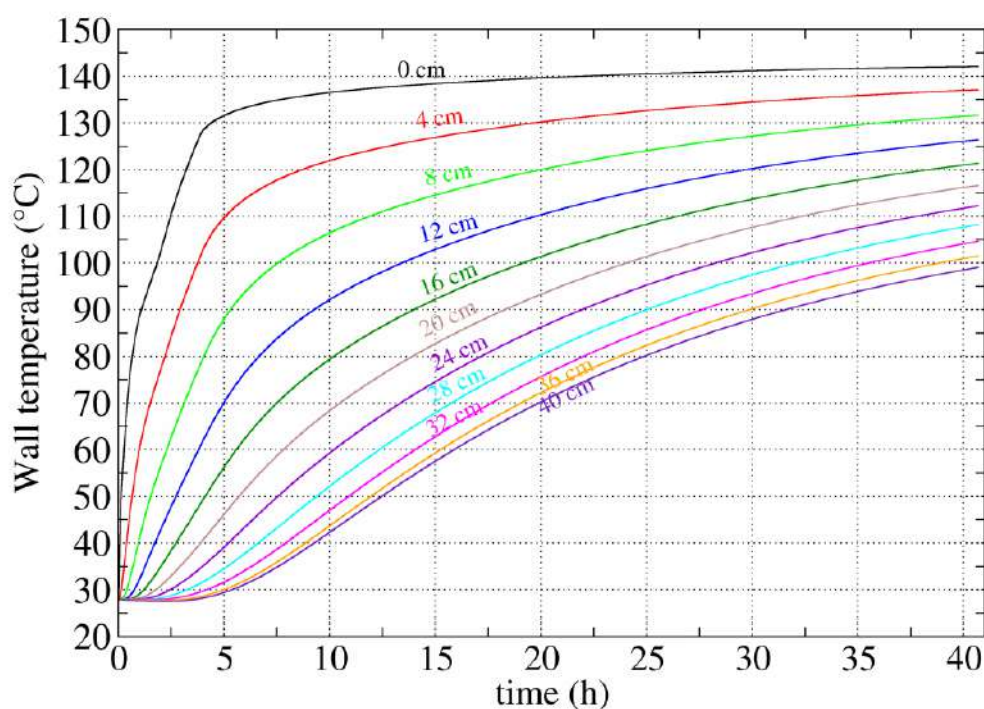
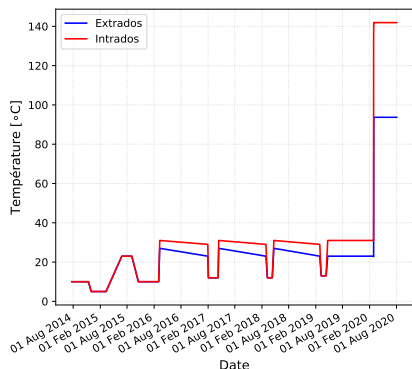


FIGURE 4.46. – Profils de température dans l'épaisseur du mur de la paroi interne dans un scénario accidentel sur VeRCoRs (Mimouni, 2021)

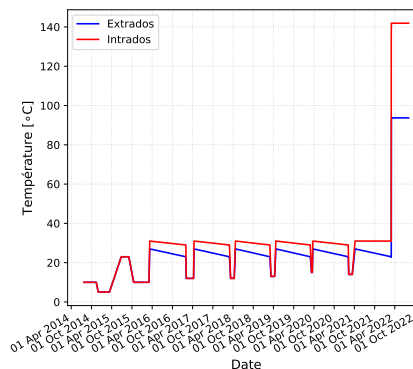
Sur la base de ce calcul, l'évolution de la température dans l'enceinte interne et dans l'espace entre enceintes est définie dans la figure 4.47. Les conditions limites

4.7. Application sur une partie courante de la maquette VeRCoRs

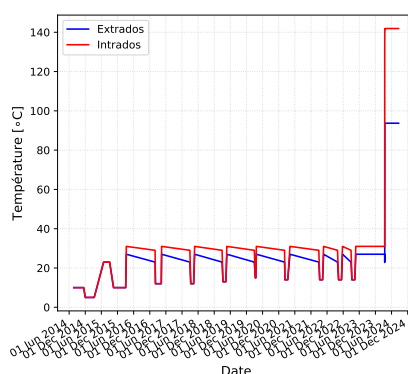
thermiques en phase opérationnelle sont les mêmes que celles définies dans la section 4.7.4.1.



(a) Scénario 1



(b) Scénario 2



(c) Scénario 3

FIGURE 4.47. – Conditions limites thermiques adoptées pour les trois scénarios de situations accidentelles

4.7.5.2. Conditions limites hydriques et résultats de calcul

Les conditions limites hydriques en intrados et extrados sont présentées dans la figure 4.48. Le dégagement du mélange air-vapeur à haute température engendrerait une augmentation de l'humidité relative jusqu'à 100% et conduirait à une condensation sur les parois internes du mur ; ce qui justifie la condition limite adoptée en intrados. Cette eau de condensation serait en équilibre avec les 5,2 bars de pression dans l'enceinte interne, mais cet aspect est négligé dans notre simulation du comportement hydrique de la maquette. La détermination de l'évolution de l'humidité relative en extrados est un peu plus complexe. En postulant l'hypothèse d'une migration importante de l'eau de l'intrados vers l'extrados à travers les fissures du béton et les zones singulières, nous avons considéré le maintien de l'humidité relative à 50% dans l'espace entre enceintes. Cette hypothèse reste néanmoins à confirmer. En

4.7. Application sur une partie courante de la maquette VeRCoRs

effet, sans aucun apport d'eau au travers du béton ou par tout autre moyen dans l'espace inter-enceinte, la température aurait pour effet de réduire significativement l'humidité relative dans le volume. Au vu de l'isotherme de désorption au-delà de 80°C, cette valeur de 50% conduit à une valeur presque similaire à des humidités relatives inférieures.

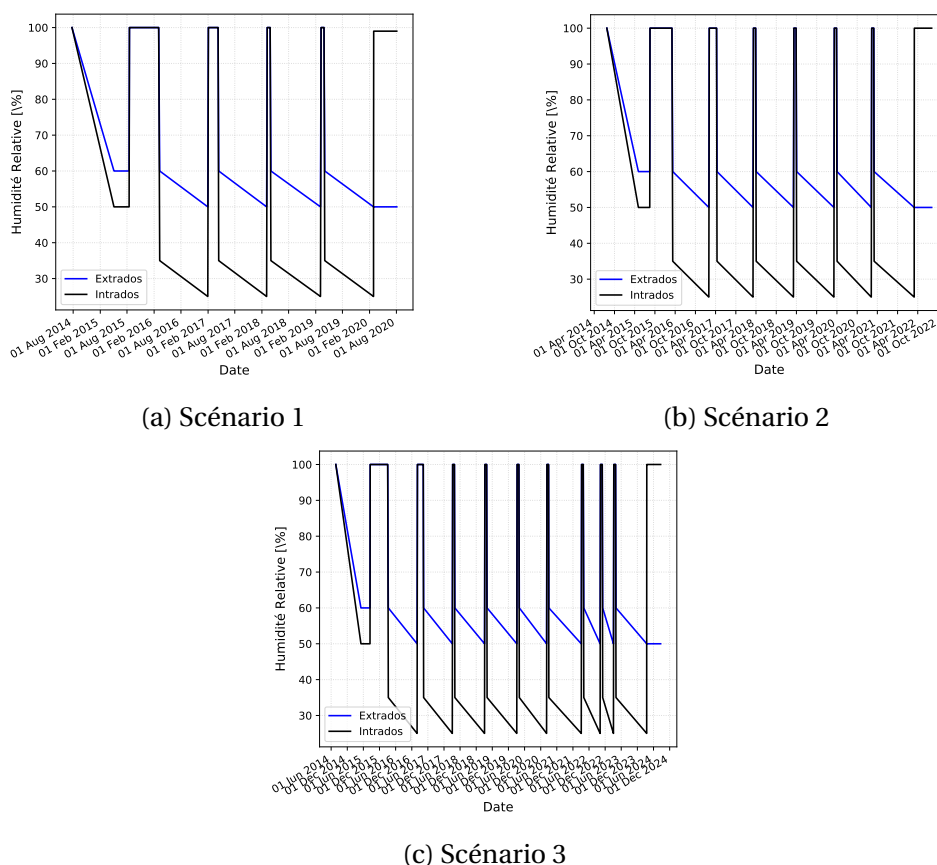


FIGURE 4.48. – Conditions limites hydriques adoptées pour les trois scénarios d'AG

Les profils de saturation donnés par le calcul hydrique sont présentés pour les trois scénarios dans la figure 4.49. 0 (m) correspond à l'intrados tandis que 0.4 (m) correspond à l'extrados. La saturation moyenne au milieu du mur avant la situation accidentelle est ainsi de 85%, 74% et 69% respectivement pour les scénarios 1, 2 et 3. Si les conditions d'humidité et de température dans l'enceinte sont maintenues pendant 2 semaines, on obtient un profil avec un fort gradient hydrique; la saturation en intrados engendrant une imbibition complète du béton sur une épaisseur d'environ 5 cm pour les trois scénarios.

4.7. Application sur une partie courante de la maquette VeRCoRs

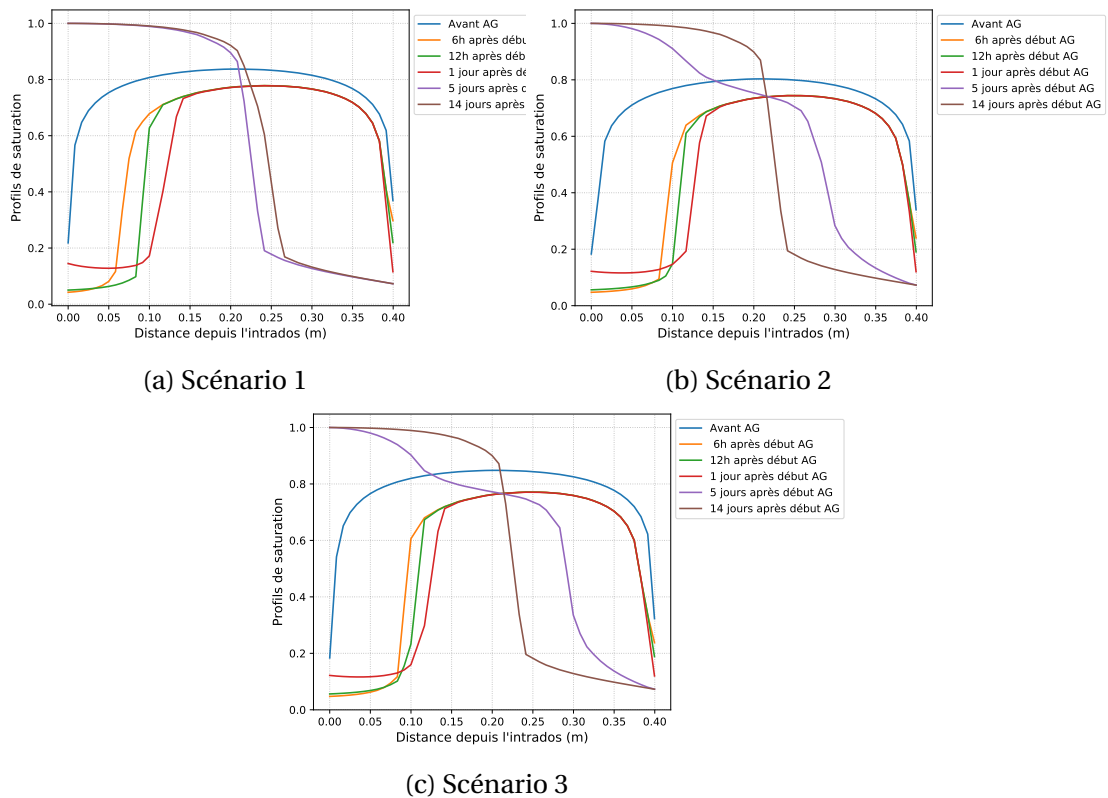


FIGURE 4.49. – Profils de saturation dans l'épaisseur du mur interne dans les trois scénarios accidentels

4.7.5.3. Résultats du calcul mécanique et analyse

Avec les résultats du calcul thermo-hydrigue, nous avons prédit le comportement mécanique de la zone courante PaCAR. La figure 4.50 présente les déformations totales prédites dans les trois scénarios. Dans la présente modélisation, la dilatation thermique ainsi que les effets de la variation de la température sur la pression capillaire sont prises en compte; d'où la translation en amplitudes de déformation observée sur ces courbes comparativement à la simulation en phase de vieillissement. Dans les trois scénarios, on observe une dilatation du béton lors de la phase de chauffage suivie d'une contraction du béton. Cette contraction est d'autant plus faible pour le scénario 3 du fait de la consolidation progressive du matériau entraînant un ralentissement des cinétiques des déformations transitoires. La déformation totale mesurée à la fin de la simulation en phase accidentelle inclut de la dilatation thermique (Figure 4.51) à hauteur de $800 \mu\text{m}/\text{m}$ environ et $-700 \mu\text{m}/\text{m}$ de déformation transitoire incluant de la déformation induite par les fissures de décollement (Figure 4.52). Les résultats de simulation montrent une chute du module de Young induite par l'endommagement par décollement de l'ordre de 22% et 15% en moyenne respectivement dans la

4.7. Application sur une partie courante de la maquette VeRCoRs

direction verticale et tangentielle.

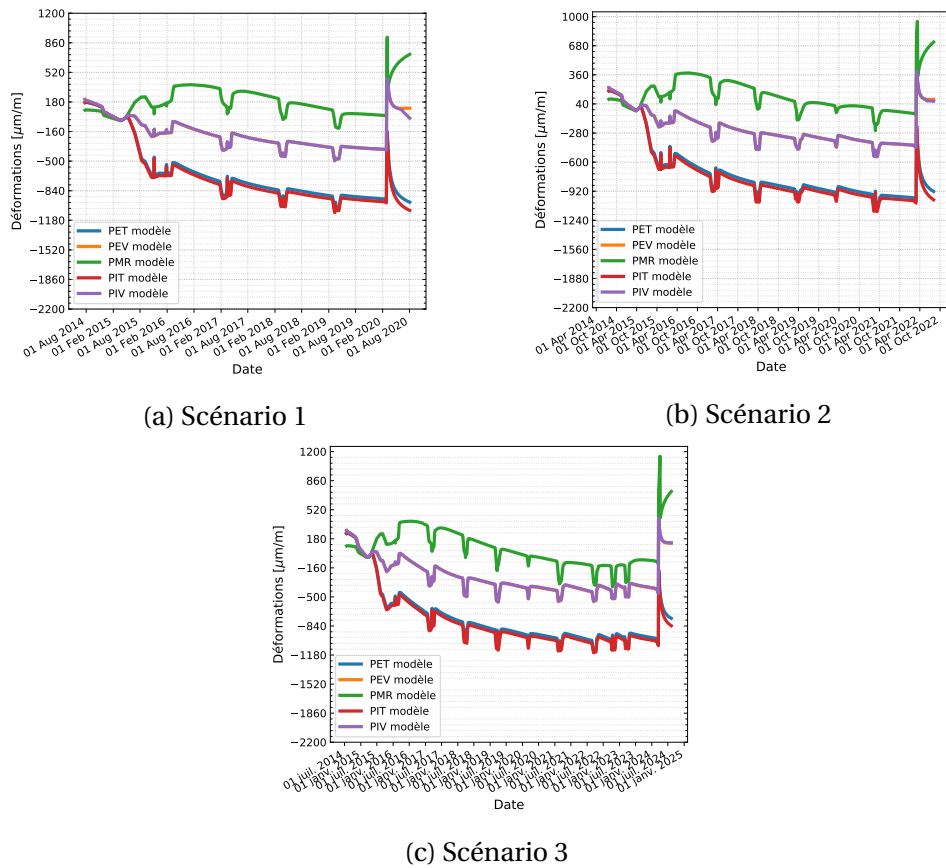


FIGURE 4.50. – Déformations totales (hors dilatation thermique du béton) du coulage jusqu'à la situation accidentelle pour les trois scénarios

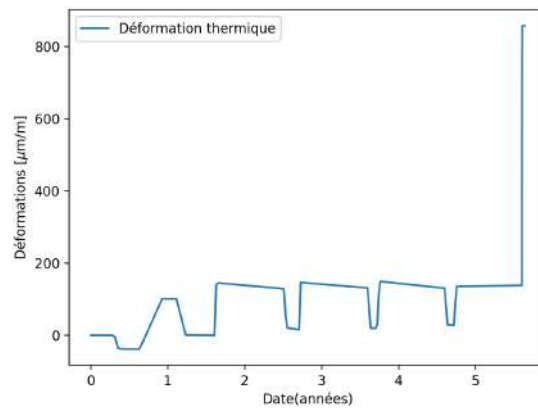


FIGURE 4.51. – Dilatation thermique du béton dans le scénario 1

4.7. Application sur une partie courante de la maquette VeRCoRs

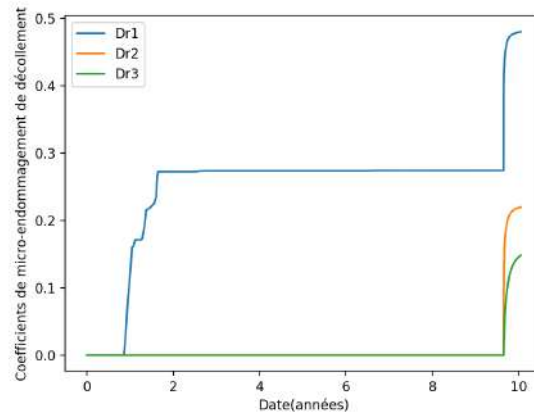
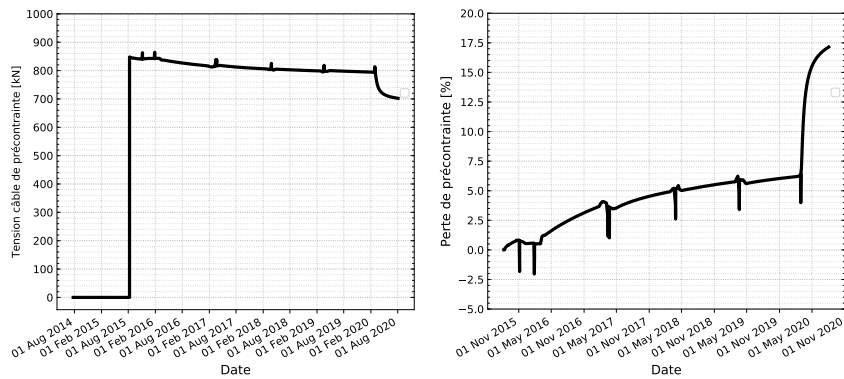


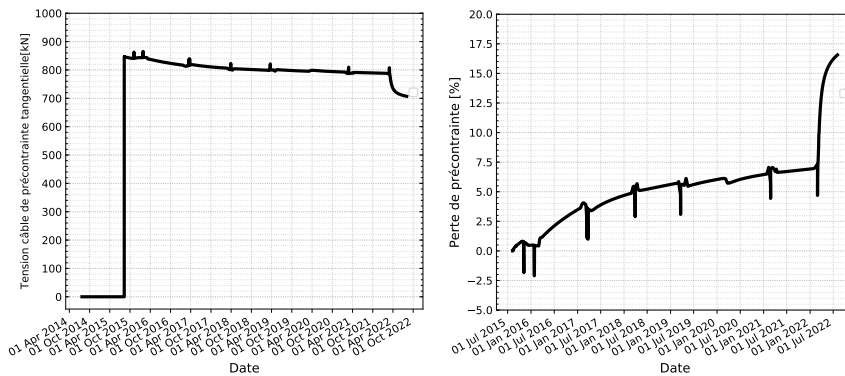
FIGURE 4.52. – Coefficient d'endommagement par décollement dans les directions 1 (non chargée), 2 (chargée à 8 MPa) et 3 (chargée à 12MPa)

La figure 4.53 montre la perte de précontrainte simulée pour les trois scénarios. En phase opérationnelle, on simule une perte de précontrainte de l'ordre de 6.7, 7 et 8% respectivement pour les scénarios 1, 2, 3. En scénario accidentel, l'accélération des cinétiques de fluage engendre une perte de précontrainte estimée à 17.5% en absolu à 40 ans, 16.1 % à 60 ans et 15.16 % à 80 ans. Ces résultats vont de pair avec la diminution de la cinétique de fluage observée au fur et à mesure que le matériau se consolide sous l'effet des chargements antérieurs. Pour cette simulation, nous n'avons pas tenu compte de la relaxation des câbles sous l'effet de la température. Ces effets, modélisés par (Chhun, 2017) pourraient entraîner une perte de précontrainte de l'ordre de 10 % qui viendraient s'ajouter à la perte de précontrainte sous fluage. La perte totale de précontrainte pourrait alors être de l'ordre de 30%.

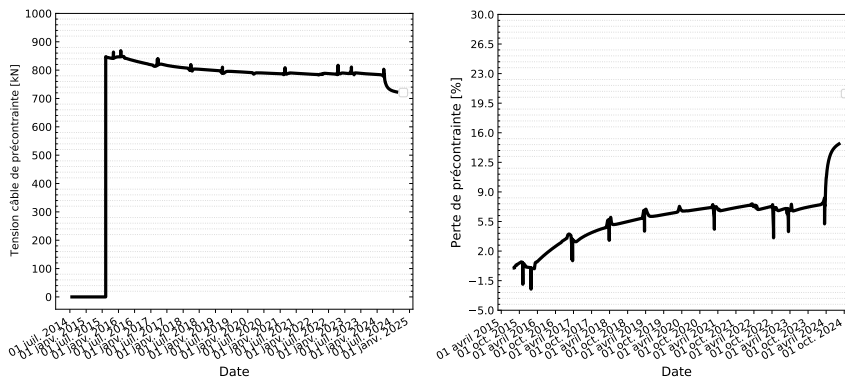
4.7. Application sur une partie courante de la maquette VerCoRs



(a) Scénario 1 : tension du câble (à gauche), perte relative de précontrainte (à droite)



(b) Scénario 2 : tension du câble (à gauche), perte relative de précontrainte (à droite)



(c) Scénario 3 : tension du câble (à gauche), perte relative de précontrainte (à droite)

FIGURE 4.53. – Évolution de la précontrainte du coulage jusqu'à la fin de la situation accidentelle pour les trois scénarios (tensions des câbles et perte relative de précontrainte présentées)

La figure 4.54 montre les profils de contrainte radiale dans l'épaisseur du mur. Cette direction n'étant pas chargée, on simule des contraintes relativement faibles (de -1.5

4.7. Application sur une partie courante de la maquette VeRCoRs

MPa en fibre comprimée à 1.5 MPa en fibre tendue.

La figure 4.55 présente les profils de contrainte verticale dans l'épaisseur du mur de la zone courante. Dans les trois scénarios, on observe un comportement similaire de PaCAR qui peut se traduire comme suit :

- Avant le chargement accidentel, les profils de séchage sont tels que l'intrados et l'extrados de la zone courante sont en traction tandis que le coeur du mur, plus humide, est en compression ;
- L'augmentation de la température en condition accidentelle, plus forte et rapide en intrados qu'en extrados engendre une forte compression en intrados (de l'ordre de -15 MPa et une traction du même ordre de grandeur en extrados.
- A ce moment thermique, vient s'ajouter plus tard du fait de la cinétique retardée de l'hydrique par rapport à la thermique, un moment hydrique induit par le mouillage en intrados et l'avancée du front d'imbibition dans le béton comme mis en évidence dans la figure 4.49. Ce moment thermo-hydrique va progressivement inverser les pôles de contrainte dans le béton et au bout de deux semaines, toute l'épaisseur de PaCAR se trouve comprimée comme illustrée sur les trois graphes.

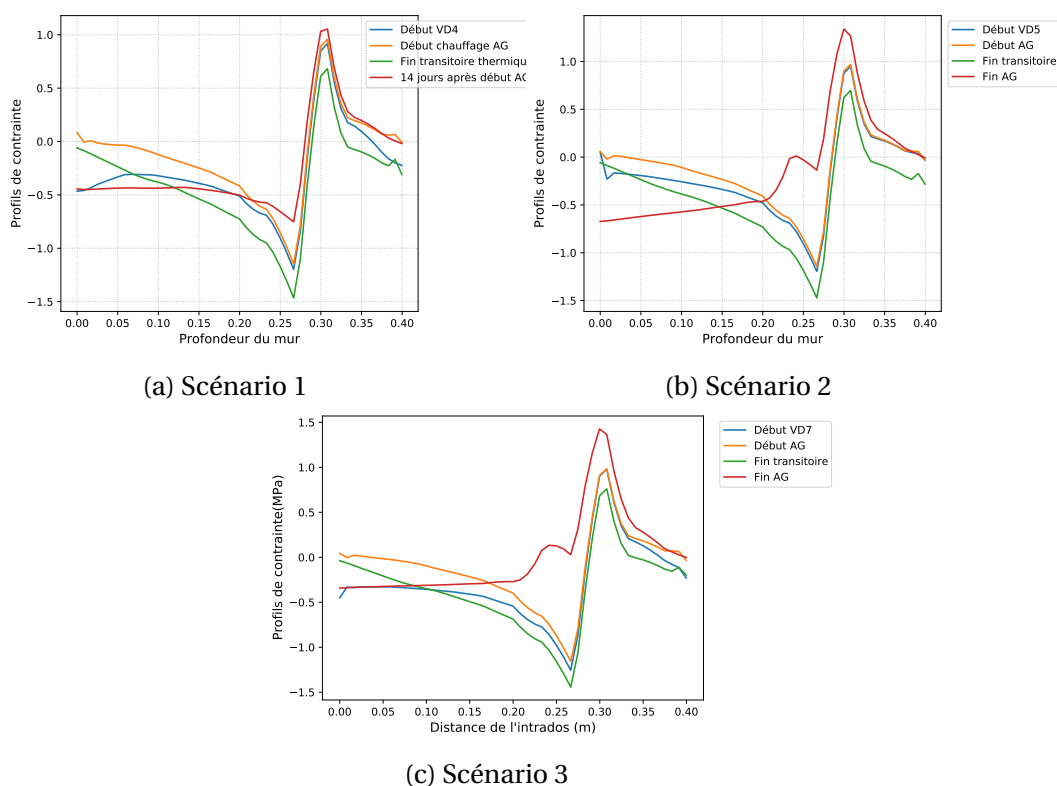


FIGURE 4.54. – Profils de contraintes radiales dans l'épaisseur du mur

4.7. Application sur une partie courante de la maquette VeRCoRs

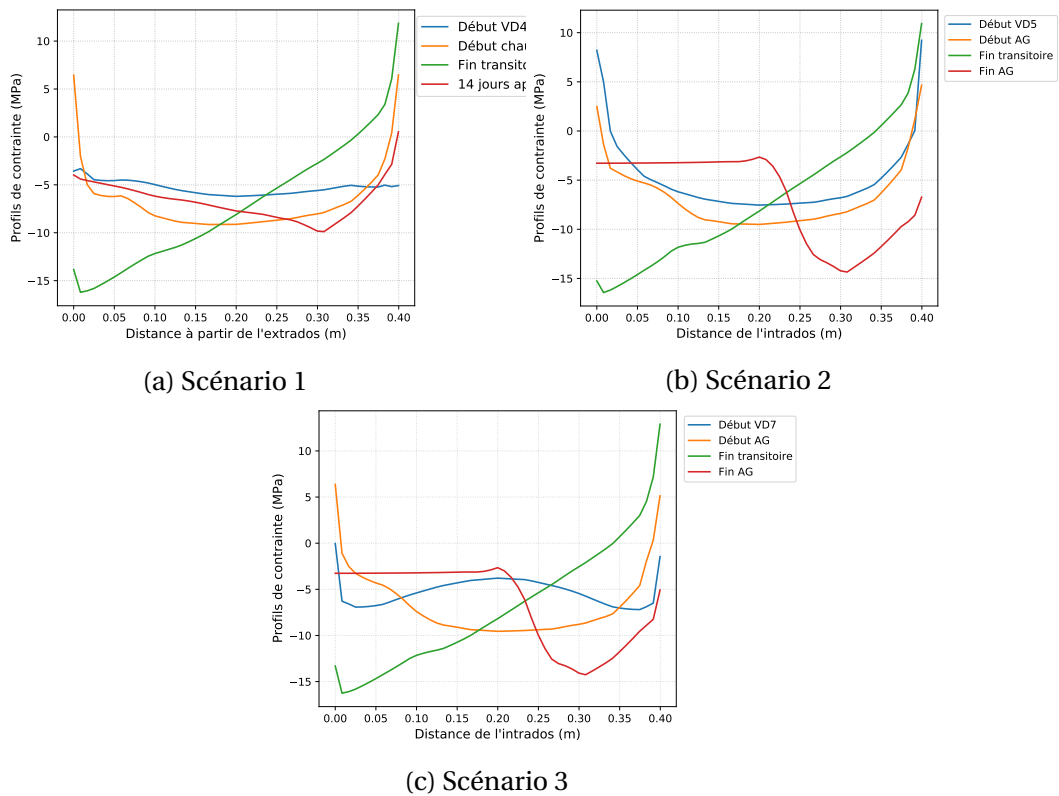


FIGURE 4.55. – Profils de contraintes verticales dans l'épaisseur du mur

Le même constat est fait sur la figure 4.56 qui présente les résultats de simulation donnant le profil de contrainte tangentielle dans le mur. Dans cette direction, l'intrados est dans un état très comprimé (-25 MPa) alors que l'extrados est légèrement tendu (2.5 MPa) après chauffage. Au bout de 2 semaines en situation accidentelle, l'intrados et l'extrados de PaCAR sont comprimés respectivement à -8 et -12 MPa dans le scénario 1.

4.8. Conclusions

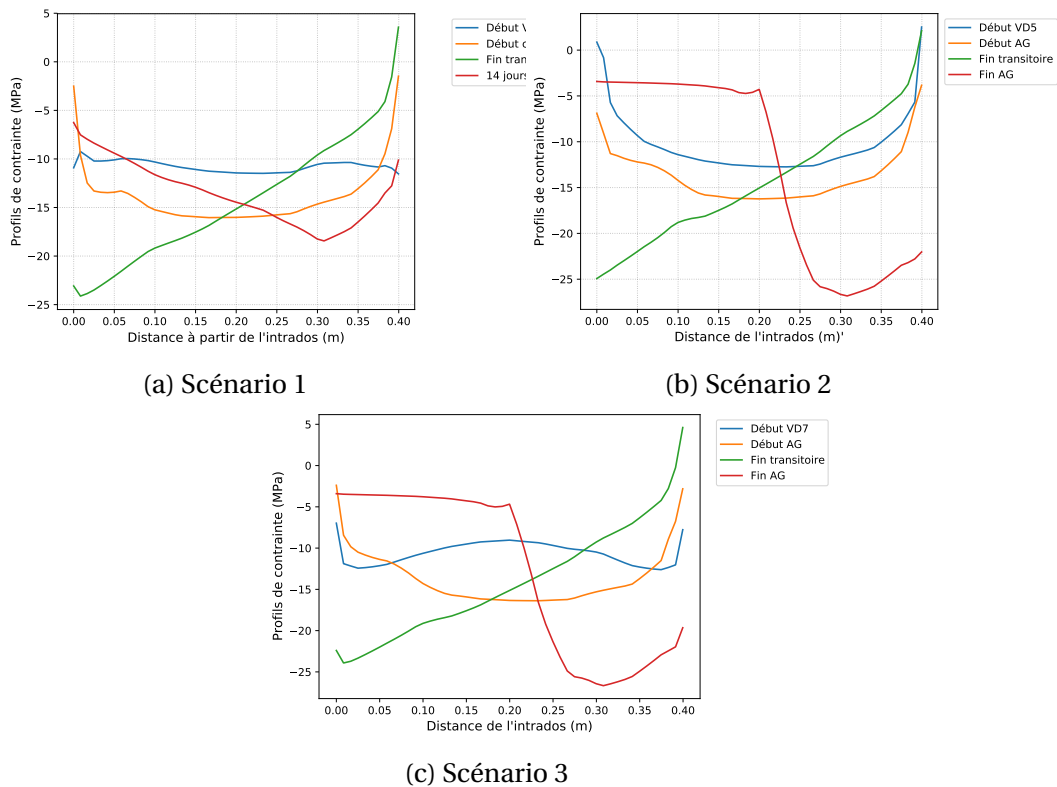


FIGURE 4.56. – Profils de contraintes tangentielles dans l'épaisseur du mur

4.8. Conclusions

Ce chapitre, orienté sur la modélisation du comportement du béton depuis le jeune âge jusqu'à une situation accidentelle a permis de mettre en évidence les points suivants :

- Le modèle de fluage en conditions THM transitoire ou établie que nous avons utilisé et amélioré dans cette thèse nous a permis d'étudier trois scénarios d'AG à trois dates différentes. L'enseignement principal est que la notion de variable interne de consolidation est à même de prendre en compte de façon réaliste l'histoire THM du béton sans recourir à une superposition de différents modèles de fluage et de retrait comme ce fut le cas avec les modèles antérieurs. L'unification des mécanismes d'endommagement basée sur l'utilisation des critères micro-mécaniques aux trois points d'intérêt à la surface des granulats a également grandement contribué à améliorer la description des causes THM de la micro-fissuration. La conjugaison de ces mécanismes (consolidation unique et critères micro-mécanique d'origine physique) a permis d'aborder le comportement THM du béton sous un angle plus physique, de caler l'ensemble des

4.8. Conclusions

résultats expérimentaux, et de prédire le comportement en AG.

- Les approches d'homogénéisation micromécanique s'avèrent pratiques pour l'estimation des évolutions dans le temps de grandeurs macroscopiques comme le coefficient de dilatation thermique du béton. A partir d'une modélisation triphasique (solide, pores saturés et pores vides) du béton, il a été possible de retrouver les variations du coefficient de dilatation thermique du béton en fonction de la température et de l'état de saturation des pores. En plus de permettre une évaluation très précise des déformations instantanées du béton en température, cette homogénéisation du coefficient de dilatation thermique contribue à simplifier les processus de recalage simultané des essais à plusieurs températures.
- Nous avons proposé un critère de micro-endommagement couplé thermo-hydro-mécanique s'inspirant des travaux de (Sellier et al., 2018; Manzoni, 2019) et permettant de prendre en compte l'effet de la microfissuration d'origine hydrique induite par le retrait de la pâte cimentaire empêché par les granulats, celle d'origine thermique engendrée par la dilatation différentielle pâte-granat et celle d'origine mécanique initiée par le déviateur de contrainte. Les couplages entre ces différents phénomènes ont également été intégrés dans ce critère. Les contraintes à l'échelle microscopiques radiales et orthoradiales induites par ces mécanismes sont calculées en trois points d'intérêt comme indiqué dans (Sellier et al., 2018; Sellier, 2022) en utilisant les équations de (Eshelby, 1957; Love, 1944b; Dormieux and Kondo, 2015). Si l'intensité des contraintes en ces points devient supérieure à la résistance en traction locale de la pâte de ciment (en particulier celle de l'ITZ), des fissures radiales ou de décollement peuvent apparaître et ainsi conduire à une amplification de la contrainte macroscopique.
- Ce critère, intégré dans le modèle de fluage poromécanique de (Sellier et al., 2016) et couplé à la modélisation des déformations transitoires thermique et de dessiccation proposée par (Manzoni, 2019; Manzoni et al., 2020) permet de reproduire les diminutions de module d'élasticité observées durant les essais de fluage en température réalisés dans le cadre de cette thèse, que ce soit en condition séchante ou non séchante.
- Une contribution à la modélisation du fluage au jeune âge a été apportée. Elle consiste à pondérer les temps caractéristiques des fluages de Kelvin et de Maxwell du béton par le taux d'hydratation à l'âge considéré. Cette modification, combinée à la mise à jour des variables internes de fluage avec le taux d'hydratation proposé par (Buffo-Lacarrière and Sellier, 2011) permet de reproduire correctement les essais de fluage au jeune âge du béton VerCoRs. Cette approche doit

4.8. Conclusions

néanmoins être validée sur d'autres bétons et reste pour l'instant restreinte au cas spécifique du comportement au jeune âge du béton VeRCoRs.

- La confrontation du modèle aux données expérimentales nous a également conduit à émettre l'hypothèse d'un tenseur de vitesse de déformation transitoire proportionnel au tenseur des contraintes. Cette déformation étant principalement associée à des mouvements d'eau à deux échelles de pores, elle n'est active que pendant la durée de rééquilibrage entre les pressions nanoscopique et capillaire (hypothèse de [\(Manzoni et al., 2020\)](#)).
- Avec ces améliorations, il a été possible de modéliser avec un seul jeu de paramètres l'ensemble des mesures de fluage et de retrait disponibles pour le béton VeRCoRs. Cela englobe les essais sur béton durci au jeune âge, sur béton mature à température ambiante et pour plusieurs configurations de chargement hydrique, et enfin les essais à température et humidité relative maximales de 90°C et 90%.
- Avec le jeu de données issu de ce recalage, nous avons simulé l'amplitude des déformations sur une partie courante de l'enceinte VeRCoRs. Ce test a permis de juger de la capacité du modèle à effectuer des calculs prédictifs à l'échelle structurelle, et à discuter des causes possibles des écarts constatés avec les mesures in-situ.
- Il est bien entendu possible, désormais, de multiplier les études paramétriques influençant le comportement en AG. On pourrait notamment étudier de façon plus détaillée l'influence de certaines conditions aux limites THM, par exemple l'influence d'une incertitude sur la teneur en eau vis à vis de la déformation transitoire. En effet, avec ce modèle, la variation d'une condition aux limites hydriques a de multiples conséquences : modification de la dilatation différentielle granulats-pâte, modification du gradient de pressions entre les échelles de pores, modification des temps caractéristiques de fluage, modification du micro-endommagement induit par les mécanismes précédents, des modules, du coefficient de Biot, et par conséquent du retrait. Tout cela sans aucune modification des paramètres du modèle.

5. Conclusions et perspectives

Sommaire

5.1. Conclusion générale	235
5.2. Perspectives	237

5.1. Conclusion générale

L'objectif de cette thèse était d'apporter des éléments de réponse sur le comportement de la maquette VeRCoRs dans une configuration de chargement thermo-hydro-mécanique dans une situation accidentelle. Cette maquette a été construite à l'échelle 1/3 afin de simuler avec un facteur d'accélération de l'ordre de 9 le vieillissement du béton. Elle est représentative des bâtiments réacteurs à double paroi des tranches 1300 et 1450 du parc nucléaire français. VeRCoRs permet de progresser dans la compréhension des mécanismes de vieillissement du béton en conditions d'exploitation et en conditions accidentelles. Dans un scénario accidentel, les conditions d'ambiance deviennent rapidement sévères suite à la fuite d'un mélange composé d'air et de vapeur d'eau à température maximale de 150°C. Les effets de ce chargement thermique combinés à l'augmentation de la pression interne jusqu'à 5,2 bars absolus, et à l'augmentation de l'humidité relative induite par la condensation en paroi interne modifient le comportement mécanique du béton. Ces modifications n'ont pas encore été évaluées sur VeRCoRs, notre objectif de thèse visait à les prédire. Le travail mené dans le cadre de cette thèse s'appuie, dans cette optique, sur la mise en oeuvre d'essais de laboratoire représentatifs et sur une approche poromécanique de modélisation des déformations du béton.

Afin d'orienter la stratégie expérimentale et numérique, un premier chapitre a été consacré à la revue des mécanismes physiques à l'origine des déformations instantanées et différées du béton. Cette synthèse bibliographique met en lumière la difficile décorrélation entre les différents phénomènes qui régissent l'intensité et la cinétique de déformations du béton soumis à des sollicitations couplées thermo-hydro-mécaniques. En se focalisant sur le comportement du béton en température, le constat qui se dégage est la très faible quantité de données expérimentales existantes dans la littérature pour des scénarios de chargement combinant des variations de température et d'humidité. Cette observation a conduit à la mise en oeuvre de la campagne expérimentale, objet du second chapitre.

Les essais menés dans le cadre de cette thèse portaient sur la mesure des déformations d'éprouvettes cylindriques $11 \times 22 \text{ cm}^2$ soumis à du fluage en compression uniaxiale et des poutres en béton précontraint âgées de 4 ans soumises à du fluage en flexion 4 points. En plus du chargement mécanique, les éprouvettes sont soumises à des variations de température et d'humidité relative allant respectivement jusqu'à 90°C et 90 %. Pour la caractérisation hydrique du béton en température, la mesure de l'isotherme de désorption à 90°C du béton VeRCoRs a aussi été réalisée. Tous les échantillons utilisés dans le cadre de cette campagne expérimentale ont été coulés en suivant des prescriptions uniques afin d'obtenir les mêmes caractéristiques aux états frais et durci

5.1. Conclusion générale

que le béton de la maquette VeRCoRs. L'isotherme mesuré à 90°C par comparaison à ceux obtenus sur le même béton à des températures inférieures, corrobore l'hypothèse d'une désorption d'origine thermique qui entraîne une baisse conséquente de la saturation sur toute la gamme d'humidité relative. Les mesures de déformation dans le cas d'une montée en température effectuée ultérieurement au chargement mécanique, montrent l'apparition d'une déformation thermique transitoire de l'ordre de 2 fois la déformation élastique à 90°C en condition non séchante. Le retour élastique mesuré à la décharge montre une diminution du module de Young, révélant qu'en parallèle de la déformation thermique transitoire, le matériau a subi un micro-endommagement thermique. L'hypothèse avancée est que ce micro-endommagement thermique provient de la dilatation différentielle entre la pâte de ciment et les granulats; la pâte ayant un coefficient de dilatation thermique nettement plus élevée que celui des granulats. Après une phase dite de vieillissement durant laquelle le béton est séché à 20°C/50% d'humidité relative et maintenu sous charge à 30% de la résistance en compression, l'amplitude de la déformation thermique transitoire est très réduite confirmant que la consolidation préalable du matériau atténue cette déformation. Les essais réalisés sur les poutres en béton précontraint ont également montré que la déformation thermique transitoire était très limitée lorsque le béton a été préalablement consolidé, en l'occurrence, dans ce cas, par la précontrainte appliquée durant les 4 ans précédents la thèse.

La modélisation de l'évolution des déformations dans une configuration de chargement suivi d'une élévation de température (représentative des conditions prévalant dans VeRCoRs en situation accidentelle) diffère suivant les modélisateurs; plusieurs hypothèses étant avancées pour expliquer la déformation thermique transitoire. Les travaux de modélisation les plus récents sur le sujet, en l'occurrence ceux de (Manzoni et al., 2020) constituent une avancée fondamentale sur le sujet, car s'appuyant sur une base physique permettant d'expliquer bon nombre d'observations expérimentales. Cependant, le modèle ayant été validé sur des essais à des températures maximales de 50°C, il ne reflète peut être pas la totalité des modifications du potentiel de fluage induites par le micro-endommagement thermique. En nous basant sur le critère de micro-endommagement hydrique défini dans (Manzoni, 2019; Sellier, 2022), nous avons proposé un critère de micro-endommagement plus général, permettant de réaliser un couplage thermo-hydro-mécanique à même de prendre simultanément en compte le fluage de dessiccation microstructural induit par le retrait empêché de la pâte autour des granulats, le micro-endommagement thermique induit par la dilatation différentielle pâte-granulats et le micro-endommagement induit par le chargement extérieur. Ce critère, couplé à la modélisation de la déformation thermique transitoire proposée par (Manzoni et al., 2020) a permis de recalculer, avec un unique

5.2. Perspectives

jeu de paramètres, la quasi totalité des données expérimentales acquises jusque-là sur le béton VeRCoRs (moyennant l'élimination de certains essais explicitement incohérents). Le modèle a ensuite été utilisé de façon prédictive sur des éprouvettes sujettes à un scénario représentatif de certaines phases de la situation accidentelle. Enfin, une simulation à l'échelle structurelle sur une partie courante de la maquette VeRCoRs a été réalisée avec le modèle calibré sur les essais de laboratoire. Le modèle explique les déformations mesurées durant la phase d'exploitation, et conduit à une réflexion relative à la mesure des déformations in-situ. En effet, les corrections thermiques apportées lors de l'exploitation des mesures enregistrées durant l'élévation de température contiennent, en particulier durant les premières années d'exploitation, une part non négligeable de déformation transitoire, parfois assimilée à tort par les expérimentateurs à une dilatation thermique. Les prédictions faites pour la phase accidentelle montrent toutefois une forte réduction de la déformation transitoire au fur et à mesure que la maquette vieillit, conduisant quasiment à la disparition de celles-ci pour un chargement accidentel tardif (équivalent à 80 ans pour une enceinte réelle). Cette moindre sensibilité de la déformation transitoire avec le temps est la conséquence d'une plus grande consolidation du béton aux âges les plus avancés.

5.2. Perspectives

La réponse à certaines questions en soulevant d'autres, ce travail de recherche ouvre la voie à bon nombre de perspectives aussi bien sur le plan expérimental que sur celui de la modélisation.

Concernant le volet expérimental :

- Les essais menés dans le cadre de cette thèse ont été effectués à des température et humidité maximales de 90°C et 90% respectivement ; ces valeurs limites étant imposées par les caractéristiques des dispositifs expérimentaux. Ces conditions sont représentatives de ce qui se passe au coeur du mur d'enceinte, mais pas dans la zone intrados où la température dans le béton peut atteindre 150°C. Des essais complémentaires à plus de 100°C sont donc nécessaires afin d'affiner les analyses, notamment vis-à-vis des effets liés à la déshydratation possible des C-S-H qui pourrait modifier significativement le fluage du béton.
- Parallèlement aux essais mécaniques, la mesure des isothermes de désorption pour des températures supérieures à 100°C permettrait aussi de valider les prédictions faites avec le modèle de Van Genuchten et de Leverett (Davie et al., 2018a).
- Dans cette thèse, l'amplitude de la déformation thermique transitoire inclut une

5.2. Perspectives

part de fluage propre thermo-activé apparaissant durant la rampe de chauffage. Si la durée limitée de la phase transitoire (11 heures 30 minutes) laisse supposer que la composante de fluage propre reste faible, il serait tout de même souhaitable de réaliser des essais pour valider cette hypothèse. Dans ce but, deux essais pourraient être menés en parallèle. D'un côté, le chargement mécanique serait appliqué avant chauffage et de l'autre, le chauffage serait fait avant le chargement. La première configuration favorisant l'apparition de la DTT contrairement à la seconde, la différence entre les amplitudes de fluage mesurées dans les deux essais donnerait une information plus précise sur celle de la DTT. Par ailleurs, comme souligné à plusieurs reprises dans cette thèse, la bonne estimation de la déformation transitoire se fait par recalage des deux configurations d'essais; l'essai avec chauffage avant chargement permettant de recaler l'action thermique de type Arrhenius, et l'autre situation la déformation thermique transitoire.

- Pour une meilleure représentativité des conditions de chargement sur les enceintes, des essais de fluage biaxiaux en température pourraient aussi être envisagés, avec des mesures de déformation dans le plan de chargement, mais aussi une mesure de la déformation libre perpendiculaire au plan de chargement. Cette configuration d'essais réaliste de la situation de chargement des enceintes de confinement, est importante pour étudier les effets du chargement sur la fermeture des fissures, les conséquences sur l'effet Poisson apparent et sur l'amplification des déformations de fluage induites par les incompatibilités de comportement entre les granulats et la pâte de ciment sous les effets thermo-hydriques.
- Enfin, ces essais en température peuvent être généralisés aux différents bétons, notamment ceux à bases de granulats réactifs, afin d'évaluer les effets du couplage entre le fluage en température et le développement de pathologies du béton telles que la RAG ou la RSI.

Sur le volet numérique :

- Une première amélioration du modèle pourrait consister en une méthode d'évaluation plus précise des contraintes micro à l'interface pâte-granulats. Dans la présente version, l'intensité des contraintes radiales et orthoradiales est évaluée suivant la méthode des trois points d'intérêt. On pourrait afin d'être plus représentatif, construire des cônes d'intérêt qui délimiteraient une zone discrétisée où la contrainte moyenne serait évaluée. Il faudrait toutefois faire attention aux coûts des calculs que cela pourrait induire.
- Le modèle implémenté postule un couplage faible entre fluage et micro-endommagement : le micro-endommagement modifiant le potentiel de fluage, sans que le fluage

5.2. Perspectives

n'ait d'effet sur celui-ci. Un couplage fort fluage-micro-endommagement pourrait être introduit afin d'être plus réaliste. Les travaux de ([Lacombe, 2022](#)) apportent des éléments de réponse dans ce sens.

- Le modèle doit être confronté à des essais en conditions de situations accidentelles représentatives du mur d'enceinte : transitoire des gradients thermiques et hydriques dans le mur avec contrôle adéquat du niveau de contrainte pour tenir compte de la relaxation accéléré des câbles de précontrainte en température ([Chhun et al., 2018](#)).
- Une confrontation à des résultats expérimentaux existants tels que ceux de la maquette MAEVA, pourrait également contribuer à tester la capacité prédictive du modèle dans des scénarios différents et pour d'autres bétons.

Bibliographie

- Acker, P., Barral, A., 1983. Etude critique des essais classiques de fluage et de relaxation des bétons durcis. Cahiers du groupe français de rhéologie 4, 243–251. [14](#), [56](#), [57](#)
- Acker, P., Ulm, F.-J., 2001. Creep and shrinkage of concrete : physical origins and practical measurements. Nuclear engineering and design 203 (2-3), 143–158. [48](#)
- Adia, J.-L., 2017. Modélisation multi échelle des phénomènes de retrait et de fluage dans les matériaux cimentaires : approches numériques couplant les éléments finis et la méthode de lattice-boltzmann. Ph.D. thesis, Paris Est. [27](#)
- Adia, J.-L., Charpin, L., 2019. "Projet CiWAP3 - PEX 2261 - Programme d'essais en 2019 pour caractériser le séchage en température (25°C, 40°C et 70°C), le séchage, le retrait et le fluage à différentes humidités relatives (11.1%, 50.15% et 81.2% à 20°C) du béton VerCoRs". Tech. rep., 6125-2104-2018-04428-FR , EDF R&D. [27](#), [178](#), [179](#)
- Adia, J.-L. D., Koala, H., Kinda, J., Sanahuja, J., Charpin, L., 2020. Concrete drying modelling in a variable temperature environment. In : RILEM Spring Convention and Conference. Springer, pp. 47–58. [74](#), [75](#), [121](#), [198](#)
- Ai, H., Young, J. F., Scherer, G. W., 2001. Thermal expansion kinetics : method to measure permeability of cementitious materials : Ii, application to hardened cement pastes. Journal of the American Ceramic Society 84 (2), 385–91. [154](#)
- Aili, A., Vandamme, M., Torrenti, J. M., Masson, B., jun 2018. Is long-term autogenous shrinkage a creep phenomenon induced by capillary effects due to self-desiccation? Cement and Concrete Research 108, 186–200. [206](#)
- Al-Rousan, T., Masad, E., Tutumluer, E., Pan, T., 2007. Evaluation of image analysis techniques for quantifying aggregate shape characteristics. Construction and Building Materials 21 (5), 978–990. [35](#)
- Albert, N., et al., 2013. Comportement des bétons ordinaire et à hautes performances soumis à haute température : application à des éprouvettes de grandes dimensions. Ph.D. thesis, Cergy-Pontoise. [44](#)

Bibliographie

- Alexander, M., Mindess, S., 2005. *Aggregates in concrete*. CRC Press. 33
- Ali, I., 1964. *Creep in Concrete with and without Exchange of Moisture with the Environment*. University of Illinois at Urbana-Champaign. 80
- Allen, A. J., Thomas, J. J., Jennings, H. M., 2007. Composition and density of nanoscale calcium–silicate–hydrate in cement. *Nature materials* 6 (4), 311–316. 36
- Anderberg, Y., Thelandersson, S., 1976. *Stress and deformation characteristics of concrete at high temperatures : experimental investigation and material behaviour model*. Lund institute of technology Lund, Sweden. 84
- Anglade, E., 2022. *Evaluation des performances des matériaux en terre crue par homogénéisation analytique non linéaire*. Ph.D. thesis.
URL <http://thesesups.ups-tlse.fr/5408/> 17, 166, 171
- Asali, M., 2016. *Modélisation et prévision du comportement thermo-hydro-mécanique d'une paroi en béton : application au cas des enceintes de confinement des bâtiments réacteurs nucléaires*. Ph.D. thesis, Lille 1. 27
- Baroghel-Bouny, V., 1994. *Caractérisation microstructurale et hydrique de pâtes de ciment et des bétons ordinaires et à très hautes performances*. Ph.D. thesis, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées. 45
- Baroghel-Bouny, V., Mainguy, M., Lassabatere, T., Coussy, O., 1999. Characterization and identification of equilibrium and transfer moisture properties for ordinary and high-performance cementitious materials. *Cement and concrete research* 29 (8), 1225–1238. 76
- Baron, J., Desdevises, A., Buil, M., Detriche, C., Vernet, C., Duval, R., Carles-Gibergues, A., Pigeon, M., Hornain, H., Capmas, A., et al., 1992. *La durabilité des bétons*. 13, 55
- Bary, B., 2006. A polydispersed particle system representation of the porosity for non-saturated cementitious materials. *Cement and concrete research* 36 (11), 2061–2073. 121
- Bary, B., De Morais, M. V., Poyet, S., Durand, S., 2012. Simulations of the thermo-hydro-mechanical behaviour of an annular reinforced concrete structure heated up to 200 c. *Engineering structures* 36, 302–315. 44, 71
- Baykasoğlu, A., Güllü, H., Çanakçı, H., Özbakır, L., 2008. Prediction of compressive and tensile strength of limestone via genetic programming. *Expert Systems with Applications* 35 (1-2), 111–123. 33

Bibliographie

- Bažant, Z., 1970. Delayed thermal dilatations of cement paste and concrete due to mass transport. *Nuclear Engineering and Design* 14 (2), 308–318. [13](#), [48](#), [49](#), [50](#), [139](#)
- Bažant, Z., Chern, J., 1996. Concrete at high temperature : material behavior and mathematical modeling. [36](#)
- Bažant, Z., Hauggaard, A., Beweja, S., 1997a. Microprestress-solidification theory for concrete creep. i : Aging and drying effects. *Journal of ENgineering Mechanics* 123 (11), 1188-1194. [55](#)
- Bažant, Z., Hauggaard, A. B., Baweja, S., Ulm, F., 1997a. Microprestress-solidification theory for concrete creep. i : aging and drying effects. *Journal of engineering mechanics* 123, 1188–1194. [53](#), [55](#), [65](#), [165](#), [182](#), [197](#), [206](#)
- Bažant, Z., Jirasek, M., 2018a. *Creep and Hygrothermal Effects in Concrete Structures*. Springer. [78](#), [83](#)
- Bažant, Z., Jirasek, M., 2018b. Creep and hygrothermal effects in concrete structures. Chapter 10 : Microprestress-Solidification Theory and Creep at Variable Humidity and Temperature. *Solid Mechanics and Its Applications* (Springer), volume 225. [206](#)
- Bažant, Z., Prasannan, S., 1989a. Solidification theory for concrete creep.i : Formulation. *Journal of engineering mechanics* 115(8), 23755. [78](#)
- Bažant, Z., Prasannan, S., 1989b. Solidification theory for concrete creep.ii : Verification and application. *Journal of engineering mechanics* 115(8), 23756. [78](#)
- Bažant, Z. P., Chern, J., 1985. Concrete creep at variable humidity : constitutive law and mechanism. *Materials and structures* 18 (1), 1–20. [61](#)
- Bažant, Z. P., Hauggaard, A. B., Baweja, S., Ulm, F.-J., 1997b. Microprestress-solidification theory for concrete creep. i : Aging and drying effects. *Journal of engineering mechanics* 123 (11), 1188–1194. [61](#), [80](#), [166](#)
- Bažant, Z. P., Moschovidis, Z., 1973. Surface-diffusion theory for drying creep effect in portland cement paste and concrete. *Journal of the American Ceramic Society* 56 (5), 235–241. [54](#)
- Bažant, Z. P., Thonguthai, W., 1979. Pore pressure in heated concrete walls : theoretical prediction. *Magazine of Concrete Research* 31 (107), 67–76. [121](#)
- Bažant, Z. P., Yunping, X., 1994. Drying creep of concrete : constitutive model and new experiments separating its mechanisms. *Materials and structures* 27 (1), 3–14. [76](#)

Bibliographie

- Beltzung, F., Wittmann, F. H., 2005. Role of disjoining pressure in cement based materials. *Cement and Concrete Research* 35 (12), 2364–2370. [165](#)
- Benboudjema, F., 2002. Modélisation des déformations différées du béton sous sollicitations biaxiales. application aux enceintes de confinement de bâtiments réacteurs des centrales nucléaires. Ph.D. thesis, Université de Marne la Vallée. [78](#), [79](#)
- Benboudjema, F., Meftah, F., Heinfling, G., Le Maou, F., Torrenti, J.-M., 2005. Effets différés : fluage et retrait. *Denis Breysse*. [14](#), [60](#), [76](#), [78](#), [79](#)
- Bernachy-Barbe, F., Bary, B., 2019. Effect of aggregate shapes on local fields in 3d mesoscale simulations of the concrete creep behavior. *Finite Elements in Analysis and Design* 156, 13–23. [158](#)
- Bernal, J., Jeffery, J., Taylor, H., 1952. Crystallographic research on the hydration of portland cement. a first report on investigations in progress. *Magazine of Concrete research* 4 (11), 49–54. [36](#)
- Bonaccorsi, E., Merlino, S., Kampf, A. R., 2005. The crystal structure of tobermorite 14 Å (plombierite), a c–s–h phase. *Journal of the American Ceramic Society* 88 (3), 505–512. [36](#)
- Bottoni, M., 2018. "Relation de comportement BETON_BURGER pour le fluage du béton". Tech. rep., R7.01.35, Code_Aster, EDF R&D. [206](#)
- Bouhjiti, D.-M., Boucher, M., Briffaut, M., Dufour, F., Baroth, J., Masson, B., 2018. Accounting for realistic thermo-hydro-mechanical boundary conditions whilst modeling the ageing of concrete in nuclear containment buildings : Model validation and sensitivity analysis. *Engineering Structures* 166, 314–338. [213](#), [216](#)
- Bragard, J., Lebon, G., 1994. Capillary ascension in porous media : a scaling law. *Transport in porous media* 16, 253–261. [39](#)
- Briffaut, M., Benboudjema, F., Torrenti, J. M., Nahas, G., 2011. Numerical analysis of the thermal active restrained shrinkage ring test to study the early age behavior of massive concrete structures. *Engineering Structures* 33 (4), 1390–1401. [48](#)
- Brooks, J., 2001. A theory for drying creep of concrete. *Magazine of Concrete Research* 53 (1), 51–61. [62](#)
- Brooks, J., Neville, A., 1977. A comparison of creep, elasticity and strength of concrete in tension and in compression. *Magazine of Concrete research* 29 (100), 131–141. [80](#)

Bibliographie

- Brunauer, S., Mikhail, R. S., Bodor, E., 1967. Some remarks about capillary condensation and pore structure analysis. *Journal of Colloid and Interface Science* 25 (3), 353–358. [36](#), [37](#)
- Buffo-Lacarrière, L., 2007. Prévission et évaluation de la fissuration précoce des ouvrages en béton. Ph.D. thesis, INSA Toulouse. [48](#)
- Buffo-Lacarrière, L., Sellier, A., 2011. Chemo-mechanical modeling requirements for the assessment of concrete structure service life. *Journal of Engineering Mechanics- Proceedings of the ASCE* 137 (9), 625. [194](#), [232](#)
- Cagnon, H., 2015. Influence des variations thermo-hydro-mécaniques sur le comportement différé du béton. Ph.D. thesis, Université Toulouse 3 Paul Sabatier. [46](#), [53](#), [84](#), [92](#), [118](#), [156](#), [163](#), [167](#), [170](#)
- Cagnon, H., Vidal, T., Sellier, A., Bourbon, X., Camps, G., 2019. Transient thermal deformation of high performance concrete in the range 20° c–40° c. *Cement and Concrete Research* 116, 19–26. [14](#), [63](#), [64](#), [65](#), [84](#), [92](#), [128](#), [141](#), [145](#)
- Cagnon, H., Vidal, T., Sellier, A., Soula, C., Bourbon, X., Camps, G., 2016. Effects of water and temperature variations on deformation of limestone aggregates, cement paste, mortar and high performance concrete (hpc). *Cement and Concrete Composites* 71, 131–143. [36](#), [48](#), [49](#), [65](#), [92](#), [151](#), [154](#)
- Cao, G., Liu, Y., Long, S., Deng, D., Jiang, S., Su, H., Tan, T., 2022. Influence of aggregate shape on the flow properties of fresh concrete. *Powder Technology*, 118186. [35](#)
- Caratini, G., 2012. Approche multi-échelle des propriétés mécaniques et de transport des matériaux cimentaires soumis à des élévations de température. Ph.D. thesis, Paris Est. [46](#)
- Charpin, L., 2018. Campagne d'identification 2018 des lois de comportement différé du béton VerCoRs. Note interne EDF R&D . [179](#)
- Charpin, L., Haelewyn, J., El Idrissi, A. C., Niepceron, J., Masson, B., Toulemonde, C., Boulant, G., Mathieu, J.-P., Hamon, F., Michel-Ponnelle, S., et al., 2022. Predicting leakage of the vercors mock-up and concrete containment buildings-a digital twin approach. *Acta Polytechnica CTU Proceedings* 33, 78–84. [13](#), [25](#), [26](#)
- Charpin, L., Haelewyn, J., Mathieu, J.-P., 2019. Identification of drying creep and shrinkage constitutive laws for concrete at 20°C and 40°C, application to vercors mock-up. SMSS, Rovinj, Croatia. [27](#)

Bibliographie

- Charpin, L., Le Pape, Y., Coustabeau, É., Toppani, É., Heinfling, G., Le Bellego, C., Masson, B., Montalvo, J., Courtois, A., Sanahuja, J., et al., 2018. A 12 year EDF study of concrete creep under uniaxial and biaxial loading. *Cement and Concrete Research* 103, 140–159. [25, 178](#)
- Charpin, L., Niepceron, J., Corbin, M., Masson, B., Mathieu, J.-P., Haelewyn, J., Hamon, F., Åhs, M., Aparicio, S., Asali, M., Capra, B., Azenha, M., Bouhjiti, D. E.-M., Caloni, K., Chu, M., Herrman, N., Huang, X., Jiménez, S., Mazars, J., Mosayan, M., Nahas, G., Stepan, J., Thenint, T., Torrenti, J.-M., 2021. Ageing and air leakage assessment of a nuclear reactor containment mock-up : Vercors 2nd benchmark. *Nuclear Engineering and Design* 377, 111136.
URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0029549321000881> [27](#)
- Chen, F., Sanahuja, J., Bary, B., Le Pape, Y., 2022. Effects of internal swelling on residual elasticity of a quasi-brittle material through a composite sphere model. *International Journal of Mechanical Sciences*, 107390. [171](#)
- Chen, W., Liu, J., Brue, F., Skoczylas, F., Davy, C. A., Bourbon, X., Talandier, J., 2012. Water retention and gas relative permeability of two industrial concretes. *Cement and Concrete Research* 42 (7), 1001–1013. [42](#)
- Chhun, P., 2017. Modélisation du comportement thermo-hydro-chemo-mécanique des enceintes de confinement nucléaire en béton armé-précontraint. Ph.D. thesis, Université Toulouse 3 Paul Sabatier. [8, 14, 27, 31, 58, 71, 72, 73, 78, 227](#)
- Chhun, P., Sellier, A., Lacarriere, L., Chataigner, S., Gaillet, L., 2018. Incremental modeling of relaxation of prestressing wires under variable loading and temperature. *Construction and Building Materials* 163, 337—342. [239](#)
- Christensen, R., Lo, K., 1979. Solutions for effective shear properties in three phase sphere and cylinder models. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 27 (4), 315–330. [173](#)
- Christensen, R. M., 2012. *Mechanics of composite materials*. Courier Corporation. [152](#)
- Cnudde, V., Cwirzen, A., Masschaele, B., Jacobs, P., 2009. Porosity and microstructure characterization of building stones and concretes. *Engineering geology* 103 (3-4), 76–83. [35](#)
- Collins, J., Derucher, K., Korfiatis, G., 1986. Permeability of concrete mixtures-part i : Litterature review. *Civil Engineering for practicing and design engineers*, vol 5. [52](#)

Bibliographie

- Constantinides, G., Ulm, F.-J., 2004. The effect of two types of csh on the elasticity of cement-based materials : Results from nanoindentation and micromechanical modeling. *Cement and concrete research* 34 (1), 67–80. [36](#)
- Coussy, O., Eymard, R., Lassabatère, T., 1998. Constitutive modeling of unsaturated drying deformable materials. *Journal of Engineering Mechanics* 124 (6), 658–667. [71](#), [138](#)
- Criaud, A., Vernet, C., Defosse, C., 1992. Evaluation of the effectiveness of mineral admixtures : A quick mortar bar test at 150 c. In : Proc., 9th Int. Conf. on Alkali-Aggregate Reaction in Concrete. pp. 192–200. [47](#)
- Daian, J.-F., 1988. Condensation and isothermal water transfer in cement mortar part i—pore size distribution, equilibrium water condensation and imbibition. *Transport in porous media* 3 (6), 563–589. [42](#), [120](#)
- Daimon, M., ABO-EL-ENEIN, S. A., ROSARA, G., GOTO, S., KONDO, R., 1977. Pore structure of calcium silicate hydrate in hydrated tricalcium silicate. *Journal of the American Ceramic Society* 60 (3-4), 110–114. [13](#), [37](#), [40](#)
- Davie, C., Pearce, C., Kukla, K., Bicanic, N., 2018a. Modelling of transport processes in concrete exposed to elevated temperatures-an alternative formulation for sorption isotherms. *Cement and Concrete Research*. [237](#)
- Davie, C., Pearce, C., Kukla, K., Bićanić, N., 2018b. Modelling of transport processes in concrete exposed to elevated temperatures - An alternative formulation for sorption isotherms. *Cement and Concrete Research* 106, 144–154. [199](#)
- De Larrard, F., 2000. Structures granulaires et formulation des bétons. Laboratoire central des ponts et chaussées Paris, France. [34](#)
- de Sa, C., Benboudjema, F., Thiery, M., Sicard, J., 2008. Analysis of microcracking induced by differential drying shrinkage. *Cement and Concrete Composites* 30 (10), 947–956. [76](#)
- De Schutter, G., 1999. Degree of hydration based kelvin model for the basic creep of early age concrete. *Materials and Structures* 32 (4), 260 – 265. [193](#)
- Dewey, J. M., 1947. The Elastic Constants of Materials Loaded with Non Rigid Fillers. *Journal of Applied Physics* 18 (6), 578–581. [171](#)
- Diederichs, U., Jumppanen, U.-M., Penttala, V., 1989. Behaviour of high strength concrete at high temperatures. Helsinki Espoo, 269–278. [49](#), [64](#), [152](#)

Bibliographie

- Do, D. P., 2008. Application des approches d'homogénéisation à l'étude des propriétés thermo-hydro-mécaniques des roches. application aux argilites. Ph.D. thesis, Vandoeuvre-les-Nancy, INPL. [152](#)
- Dormieux, L., Kondo, D., 2015. Exact solutions for an elastic damageable hollow sphere subjected to isotropic mechanical loadings. *International Journal of Mechanical Sciences* 90, 25–32. [171](#), [232](#)
- Drouet, E., Poyet, S., Torrenti, J.-M., 2015. Temperature influence on water transport in hardened cement pastes. *Cement and Concrete Research* 76, 37–54. [201](#)
- DUPONT, P., TOURENQ, C., 1997. La nouvelle norme sur les granulats, xp p15-540. *Revue générale des routes et des aérodromes* (756). [34](#)
- El Tabbal, G., Dangla, P., Vandamme, M., Bottoni, M., Granet, S., 2020. Modelling the drying shrinkage of porous materials by considering both capillary and adsorption effects. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 142, 104016. [138](#)
- Eshelby, J., 1957. The determination of the elastic field of an ellipsoidal inclusion, and related problems. *Proceedings of the Royal Society of London, Series A, Mathematical and Physical Sciences* 241 (1226), 376–396. [152](#), [171](#), [232](#)
- EUROCODE 2, N. E. .-, 2006. Calcul des structures en béton. Association Française de Normalisation. [71](#), [72](#), [75](#)
- European, S., 2013. Hygrothermal Performance of Building Materials and Products : Determination of Hygroscopic Sorption Properties. ISO. [114](#)
- Fahmi., Polivka., Bresler, 1972. Effects of sustained and cyclic elevated temperature on creep of concrete. *Cement and Concrete Research*, 591 – 606. [65](#)
- Feldman, R., Swenson, E., 1975. Volume change on first drying of hydrated portland cement with and without admixtures. *Cement and Concrete Research* 5, 25–35. [37](#), [39](#)
- Feldman, R. F., Sereda, P. J., 1968. A model for hydrated portland cement paste as deduced from sorption-length change and mechanical properties. *Matériaux et Construction* 1 (6), 509–520. [36](#), [37](#)
- Feraille-Fresnet, A., 2000. Le rôle de l'eau dans le comportement à haute température des bétons. Ph.D. thesis, Marne-la-vallée, ENPC. [41](#), [44](#)
- Fomkin, A., 2005. Adsorption of gases, vapors and liquids by microporous adsorbents. *Adsorption* 11 (3), 425–436. [121](#)

Bibliographie

- Gawin, D., Majorana, C., Schrefler, B., 1999. Numerical analysis of hygro-thermal behaviour and damage of concrete at high temperature. *Mechanics of Cohesive-frictional Materials : An International Journal on Experiments, Modelling and Computation of Materials and Structures* 4 (1), 37–74. [75](#)
- Gawin, D., Pesavento, F., Schrefler, B., 2002. Modelling of hygro-thermal behaviour and damage of concrete at temperature above the critical point of water. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 26 (6), 537–562. [71](#)
- Gawin, D., Pesavento, F., Schrefler, B. A., 2011. What physical phenomena can be neglected when modelling concrete at high temperature? a comparative study. part 1 : Physical phenomena and mathematical model. *International journal of solids and structures* 48 (13), 1927–1944. [69](#)
- Gens, A., Olivella, S., 2001. Thm phenomena in saturated and unsaturated porous media : Fundamentals and formulation. *Revue française de génie civil* 5 (6), 693–717. [14](#), [67](#), [68](#)
- Ghabezloo, S., 2011. Micromechanics analysis of thermal expansion and thermal pressurization of a hardened cement paste. *Cement and Concrete Research*, p 530–532. [154](#)
- GIEC, 2021. Climate change 2021 : The physical science basis. Working Group I contribution to the Sixth Assessment Report. [23](#)
- GIEC, 2022a. Climate change 2022 : Impacts, adaptation and vulnerability. Working Group II contribution to the Sixth Assessment Report. [23](#)
- GIEC, 2022b. Climate change 2022 : Mitigation of climate change. Working Group I contribution to the Sixth Assessment Report. [23](#)
- Giorla, A. B., Dunant, C. F., 2018. Microstructural effects in the simulation of creep of concrete. *Cement and Concrete Research* 105, 44–53. [54](#)
- Glücklich, J., Ishai, O., 1962. Creep mechanism in cement mortar. In : *Journal Proceedings*. Vol. 59. pp. 923–948. [54](#)
- Granger, L., 1995. Comportement différé du béton dans les enceintes de centrales nucléaires : analyse et modélisation. Ph.D. thesis, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées. [76](#), [78](#)
- Grasley, Z. C., Lange, D. A., 2007. Thermal dilation and internal relative humidity of hardened cement paste. *Materials and Structures* 40 (3), 311–317. [154](#), [170](#)

Bibliographie

- Greenspan, L., 26-28 novembre 1976. Humidity fixed points of binary saturated aqueous solutions. Institute for Basis Standards, National Bureau of Standards, USA. [114](#)
- Guihard, V., 2018. Homogénéisation de grandeurs électromagnétiques dans les milieux cimentaires pour le calcul de teneur en eau. Ph.D. thesis, Université Paul Sabatier-Toulouse III. [218](#)
- Guijarro, F., 2019. Rapport de synthèse intermédiaire sur les essais de retrait et de fluage 1D du béton de la maquette VERCORS. Tech. rep., D309516003073, EDF DI TEGG. [179](#)
- Guyon, É., Troadec, J.-P., 1994. Du sac de billes au tas de sable. Odile Jacob. [34](#)
- Haelewyn, J., Semete, P., Mathieu, J.-P., Escoffier, F., Michel-Ponnelle, S., Hamon, F., Buchoud, E., 2017. A numerical clone for vercors mock-up. In : CFM 2017-23ème Congrès Français de Mécanique. AFM, Maison de la Mécanique, 39/41 rue Louis Blanc-92400 Courbevoie. [25](#)
- Helmuth, R., 1961. Dimensional changes of hardened portland cement pastes caused by temperature changes. In : Highway Research Board Proceedings. Vol. 40. [49](#)
- Hervé, E., Zaoui, A., 1990. Modelling the effective behavior of nonlinear matrix-inclusion composites. European journal of mechanics. A. Solids 9 (6), 505–515. [173](#)
- Herve, E., Zaoui, A., 1993. N-layered inclusion-based micromechanical modelling. International journal of engineering science 31 (1), 1–10. [171](#), [174](#)
- Heuze, F., 1983. High-temperature mechanical, physical and thermal properties of granitic rocks - a review. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanic Abstracts 20, 3–10. [36](#)
- Hilaire, A., Benboudjema, F., Darquennes, A., Berthaud, Y., Nahas, G., 2014. Modeling basic creep in concrete at early-age under compressive and tensile loading. Nuclear Engineering and Design 269, 222–230. [79](#)
- Huang, S., 2018. Comportement vieillissant du béton en fluage : application au béton vercors. Ph.D. thesis, Université Paris-Est. [27](#), [103](#), [105](#), [108](#), [109](#), [110](#), [112](#), [176](#), [184](#)
- Hundt, J., Kantelberg, H., 1978. Sorptionsuntersuchungen an Zementstein, Zementmörtel und Beton. Ernst & Sohn. [42](#), [120](#)

Bibliographie

- Jennings, H. M., 2000. A model for the microstructure of calcium silicate hydrate in cement paste. *Cement and concrete research* 30 (1), 101–116. [36](#), [37](#)
- Jennings, H. M., 2004. Colloid model of c- s- h and implications to the problem of creep and shrinkage. *Materials and structures* 37 (1), 59–70. [37](#)
- Jennings, H. M., 2008. Refinements to colloid model of csh in cement : Cm-ii. *Cement and Concrete Research* 38 (3), 275–289. [36](#), [37](#)
- Jennings, H. M., Thomas, J. J., Gevrenov, J. S., Constantinides, G., Ulm, F.-J., 2007. A multi-technique investigation of the nanoporosity of cement paste. *Cement and Concrete Research* 37 (3), 329–336. [37](#)
- Jones, C. A., Grasley, Z. C., 2011. Short-term creep of cement paste during nanoindentation. *Cement and Concrete Composites* 33 (1), 12–18. [37](#)
- Kallel, H., 2016. Influence de la température et de l'hygrométrie sur le comportement instantané du béton. Ph.D. thesis, Université de Pau et des Pays de l'Adour. [14](#), [58](#), [59](#), [103](#), [105](#), [108](#), [109](#), [167](#)
- Kallel, H., Carré, H., La Borderie, C., Masson, B., Tran, N., 2017. Effect of temperature and moisture on the instantaneous behaviour of concrete. *Cement and Concrete Composites* 80, 326–332. [42](#), [48](#)
- Kanema, M., De Morais, M., Noumowe, A., Gallias, J., Cabrillac, R., 2007. Experimental and numerical studies of thermo-hydrous transfers in concrete exposed to high temperature. *Heat and Mass Transfer* 44 (2), 149–164. [13](#), [45](#)
- Keller, J. U., Staudt, R., 2005. Gas adsorption equilibria : experimental methods and adsorptive isotherms. Springer Science & Business Media. [121](#)
- Khoury, G., Majorana, C., Pesavento, F., Schrefler, B., 2002. Modelling of concrete heated. *Magazine of Concrete Research*, 77 – 101. [39](#)
- Kinda, J., 2021. Impact of drying rate on delayed strain behavior of cement-based materials-experimental and numerical study. Ph.D. thesis, Université Paris-Saclay. [27](#), [80](#), [103](#), [105](#), [182](#)
- Klinkenberg, L., 1941. The permeability of porous media to liquids and gases. *Am. Pet. Inst. Drilling and Production Practices*, vol. [52](#)
- Krumbein, W. C., 1941. Measurement and geological significance of shape and roundness of sedimentary particles. *Journal of Sedimentary Research* 11 (2), 64–72. [35](#)

Bibliographie

- Lacombe, C., 2022. Comportement à long terme d'un ouvrage hydraulique atteint de réaction alcali granulats. Ph.D. thesis, Université Paul Sabatier Toulouse 3. [17](#), [33](#), [166](#), [171](#), [203](#), [239](#)
- Ladaoui, W., 2010. Etude expérimentale du comportement thermo-hydro-mécanique à long terme des BHP destinés aux ouvrages de stockage des déchets radioactifs. Ph.D. thesis, Université de Toulouse, Université Toulouse III-Paul Sabatier. [62](#), [63](#), [92](#), [116](#), [118](#)
- Ladaoui, W., Vidal, T., Sellier, A., Bourbon, X., 2011. Effect of a temperature change from 20 to 50 c on the basic creep of hpc and hpfrc. *Materials and structures* 44 (9), 1629–1639. [62](#), [63](#), [92](#)
- Ladaoui, W., Vidal, T., Sellier, A., Bourbon, X., 2013. Analysis of interactions between damage and basic creep of hpc and hpfrc heated between 20 and 80 c. *Materials and structures* 46 (1), 13–23. [49](#), [92](#)
- Latourte, F., Toulemonde, C., Rit, J.-F., Sanahuja, J., Rupin, N., Ferrari, J., Perron, H., Bosso, E., Guery, A., Proix, J.-M., Wattrisse, B., May 2013. The materials ageing platform : towards a toolbox to perform a wide range of research studies on the behavior of industrial materials. In : *PhotoMechanics 2013*. Montpellier, France, p. Clé USB.
URL <https://hal.science/hal-00836332> [29](#)
- Lavergne, F., 2015. Contributions à l'étude des déformations différées des matériaux composites viscoélastiques. Ph.D. thesis, Paris Est. [27](#)
- Le, T., Boussa, H., Meftah, F., 2010. Effect of aggregates morphology on the thm behaviour of concrete at high temperatures. In : *7th International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures-FraMCoS-7*. Vol. 214. [32](#)
- Le Chatelier, H., 1900. Sur les changements de volume qui accompagnent le durcissement des ciments. *Bulletin Societe de l'encouragement pour l'industrie nationale*. [47](#)
- Leverett, M., 1941. Capillary behaviour in porous solids. *Transactions of the American Institute of Mining and Metallurgical Engineers* 142, 152–169. [199](#)
- Liang, Y., Chen, W., Burlion, N., Shao, J., 2021. Experimental study of concrete creep under thermal-mechanical-hydric conditions. *Materials and Structures* 54 (1), 1–13. [14](#), [63](#)

Bibliographie

- Loo, Y., 1995. Propagation of microcracks in concrete under uniaxial compression. Magazine of Concrete Research 47 (170), 83–91. [56](#)
- Love, A., 1944a. A treatise on the mathematical theory of elasticity. Dover, New-York. [152](#)
- Love, A. E. H., 1944b. A treatise on the mathematical theory of elasticity, dover publications. New York 1. [174](#), [232](#)
- Mainguy, M., Coussy, O., Baroghel-Bouny, V., 2001. Role of air pressure in drying of weakly permeable materials. Journal of engineering mechanics. [13](#), [51](#), [198](#)
- Makani, A., 2011. Influence de la nature minéralogique des granulats sur le comportement mécanique différé des bétons. Ph.D. thesis, Toulouse, INSA. [14](#), [33](#), [60](#), [75](#)
- Manzoni, F., 2019. Comportement thm des structures en béton. Ph.D. thesis, Université Toulouse 3 Paul Sabatier. [14](#), [36](#), [53](#), [56](#), [62](#), [81](#), [92](#), [151](#), [162](#), [163](#), [164](#), [165](#), [232](#), [236](#)
- Manzoni, F., Vidal, T., Sellier, A., Bourbon, X., Camps, G., 2020. On the origins of transient thermal deformation of concrete. Cement and Concrete Composites 107, 103508. [14](#), [65](#), [66](#), [81](#), [82](#), [83](#), [84](#), [86](#), [92](#), [100](#), [128](#), [133](#), [145](#), [146](#), [151](#), [156](#), [157](#), [232](#), [233](#), [236](#)
- Maruyama, I., 2010. Origin of drying shrinkage of hardened cement paste : hydration pressure. Journal of Advanced Concrete Technology 8 (2), 187–200. [165](#)
- Maruyama, I., Igarashi, G., Nishioka, Y., 2015. Bimodal behavior of csh interpreted from short-term length change and water vapor sorption isotherms of hardened cement paste. Cement and Concrete Research 73, 158–168. [165](#)
- Mathieu, J., Charpin, L., Sémété, P., Toulemonde, C., Boulant, G., Haelewyn, J., Hamon, F., Michel-Ponnelle, S., Hénault, J., Taillade, F., 2018. Temperature and humidity-driven ageing of the vercors mock-up. In : Computational Modelling of Concrete Structures : Proceedings of the Conference on Computational Modelling of Concrete and Concrete Structures (EURO-C 2018). Vol. 215. [103](#)
- Mehta, P., 1986. Hardened cement paste-microstructure and its relationship to properties. In : Microstructure of hardened cement paste and its effect on behaviour. pp. 113–121. [39](#)
- Menou, A., 2004. Etude du comportement thermomécanique des bétons à haute température. : Approche multi échelles de l'endommagement thermique. Ph.D. thesis, Pau. [46](#)

Bibliographie

- Meyers, B. L., Winter, G., et al., 1969. Relationship between time-dependent deformation and microcracking of plain concrete. In : Journal Proceedings. Vol. 66. pp. 60–68. [169](#)
- Meyers, S., 1951. Thermal expansion characteristics of hardened cement paste and of concrete. In : Highway Research Board Proceedings. Vol. 30. [49](#), [152](#)
- Millard, A., Pimienta, P., 2019. Modelling of Concrete Behaviour at High Temperature : State-of-the-Art Report of the RILEM Technical Committee 227-HPB. Vol. 30. Springer. [14](#), [67](#), [68](#)
- Millington, R., 1959a. Gas diffusion in porous media. Science. [74](#)
- Millington, R., 1959b. Gas diffusion in porous media. Science 130, 100–102. [200](#)
- Mimouni, S., 2021. 6125-3014-2021-02778-FR - thermohydraulique diphasique de la maquette vercors en situation accidentelle. Tech. rep., Technical report, R&D MFEE. [18](#), [222](#)
- Mindeguia, J., Pimienta, P., Hager, I., La Borderie, C., Carré, H., 2006. Experimental study of transient thermal strain and creep of an ordinary concrete at high temperatures. In : Proceedings of the 4th international workshop Structures in Fire (SIF2006). Vol. 2. pp. 697–708. [141](#)
- Mindeguia, J.-C., Hager, I., Pimienta, P., Carré, H., La Borderie, C., 2013. Parametrical study of transient thermal strain of ordinary and high performance concrete. Cement and Concrete Research 48, 40–52. [141](#)
- Mohaine, S., 2018. Etude des propriétés thermiques et mécaniques des bétons isolants structurels incorporant des cénoosphères. Ph.D. thesis, Ecole Centrale Nantes. [58](#)
- Monlouis-Bonnaire, J., Verdier, J., Perrin, B., 2004. Prediction of the relative permeability to gas flow of cement-based materials. Cement and Concrete Research 34. [200](#)
- Mori, T., Tanaka, K., 1973. Average stress in matrix and average elastic energy of materials with misfitting inclusions. Acta Metallurgica 21 (5), 571–574.
URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0001616073900643> [152](#)
- Mualem, Y., 1976. A new model for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated porous media. Water Resour. Res. 12, 513–522. [200](#)

Bibliographie

- Muñoz, J. F., Tejedor, M. I., Anderson, M. A., Cramer, S. M., 2010. Detection of aggregate clay coatings and impacts on concrete. *ACI Materials Journal* 107 (4), 387. [35](#)
- Nechneh, W., Reynouard, J., Meftah, F., et al., 2001. On modelling of thermo-mechanical concrete for the finite element analysis of structures submitted to elevated temperatures. *Fracture mechanics of concrete structures*, 271–278. [84](#)
- Neville, A., 1996. 4th and final ed., properties of concrete. [63](#)
- Nguyen, V., Cagnon, H., J-M., T., T., V., 2018. "Comportement différé du béton pré-contraint en conditions accidentelles : Etude expérimentale et modélisation". Tech. rep., IFSTTAR and LMDC. [179](#)
- Papatzani, S., Paine, K., Calabria-Holley, J., 2015. A comprehensive review of the models on the nanostructure of calcium silicate hydrates. *Construction and Building Materials* 74, 219–234. [13](#), [36](#), [37](#), [40](#)
- Perrot, P., 2006. Propriétés thermodynamiques de l'eau. Ed. Techniques Ingénieur. [44](#)
- Philajavaara, S., 1974. A review of some of the main results of a research on the aging phenomena of concrete : effect of moisture conditions on strength, shrinkage and creep of mature concrete. *Cement and Concrete Research* 4 (5), 761–771. [54](#)
- Plassard, C., Lesniewska, E., Pochard, I., Nonat, A., 2004. Investigation of the surface structure and elastic properties of calcium silicate hydrates at the nanoscale. *Ultramicroscopy* 100 (3-4), 331–338. [36](#)
- Pons, G., 1998. Caractérisation du comportement différé des bétons : de la réalité du matériau à la note de calcul. *Bulletin des laboratoires des ponts et chaussées, Spécial XX*, 61–71. [13](#), [14](#), [54](#), [61](#)
- Powers, T. C., Brownyard, T. L., 1946. Studies of the physical properties of hardened portland cement paste. In : *Journal Proceedings*. Vol. 43. pp. 101–132. [36](#), [37](#)
- Poyet, S., 2009. Experimental investigation of the effect of temperature on the first desorption isotherm of concrete. *Cem. Concr.Res.*39. [42](#), [120](#)
- Poyet, S., 2020a. Comportement thermo-hydrique des bétons en conditions accidentelles : isotherme de désorption du béton vercors à 70°C. Rapport technique CEA, fiche TH-ACCID I3P GC EDF-CEA. [121](#)
- Poyet, S., 2020b. "Projet I3P GC : Action CEA-EDF TH-ACCID : Comportement Thermo-Hydrique des bétons en conditions accidentelles". Tech. rep., 2020-SECR-0140 , CEA LECBA. [27](#), [178](#), [179](#)

Bibliographie

- Poyet, S., 2022. "Projet I3P GC : Action CEA-EDF TH-ACCID : Comportement Thermo-Hydrique des bétons en conditions accidentelles". Tech. rep., 2022-SECR-0684 , CEA LECBA. [178](#)
- Poyet, S., Charles, S., 2009. Temperature dependence of the sorptions isotherms of cement-based materials : heat of sorption and clausius-clapeyron formula. *Cem. Concr.Res.*39. [13](#), [43](#), [121](#)
- Poyet, S., Charles, S., Honoré, N., L'hostis, V., 2011. Assessment of the unsaturated water transport properties of an old concrete : Determination of the pore-interaction factor. *Cement and Concrete Research*. [200](#)
- Prost, R., 1987. Etats de l'eau dans les matériaux finement divisés. *L'eau dans les matériaux*, 7–12. [39](#)
- Radjy, F., Sellevold, E. J., Hansen, K. K., 2003. Isoteric vapor pressure : temperature data for water sorption in hardened cement paste : enthalpy, entropy and sorption isotherms at different temperatures. [42](#), [120](#)
- Rahimi-Aghdam, S., Bažant, Z. P., Cusatis, G., 2019. Extended microprestress-solidification theory for long-term creep with diffusion size effect in concrete at variable environment. *Journal of Engineering Mechanics* 145 (2), 04018131. [80](#), [83](#)
- Ranaivomanana, H., 2010. Transferts dans les milieux poreux réactifs non saturés : application à la cicatrisation de fissure dans les matériaux cimentaires par carbonatation. Ph.D. thesis, Université de Toulouse, Université Toulouse III-Paul Sabatier. [42](#)
- Ranaivomanana, H., Verdier, J., Sellier, A., Bourbon, X., 2011. Toward a better comprehension and modeling of hysteresis cycles in the water sorption-desorption process for cement based materials. *Cement and Concrete Research*. [138](#)
- Raznjevic, K., Podhorsky, R., 1970. Tables et diagrammes thermodynamiques. Eyrolles Paris. [44](#)
- Richards, L. A., 1931. Capillary conduction of liquid through porous mediums. *Journal of Applied Physics* 1, 318. [198](#)
- Rossat, D., 2022. Quantification d'incertitudes inverse par inférence bayésienne pour des modèles multi-physiques de grands ouvrages de confinement. Ph.D. thesis, Université Grenoble Alpes. [18](#), [212](#), [213](#), [220](#)

Bibliographie

- Rossi, P., Tailhan, J.-L., Le Maou, F., 2013. Comparison of concrete creep in tension and in compression : Influence of concrete age at loading and drying conditions. *Cement and Concrete Research* 51, 78–84. [80](#)
- Ruetz, W., 1968. A hypothesis for the creep of hardened cement paste and the influence of simultaneous shrinkage. *Proceedings of the Structure of Concrete and its Behavior under Load*, 365–387. [54](#), [55](#)
- Sabeur, H., 2006. Étude du comportement du béton à hautes températures : une nouvelle approche thermo-hydro-mécanique couplée pour la modélisation du fluage thermique transitoire. Ph.D. thesis, Université de Marne-la-Vallée. [46](#)
- Sabri, S., Illston, J., 1982. Immediate and delayed thermal expansion of hardened cement paste. *Cement and Concrete Research* 12 (2), 199–208. [154](#)
- Salame, I. I., Bandosz, T. J., 2000. Adsorption of water and methanol on micro- and mesoporous wood-based activated carbons. *Langmuir* 16 (12), 5435–5440. [121](#)
- Saliba, J., 2012. Contribution of the acoustic emission technique in the understanding and the modelling of the coupling between creep and damage in concrete. Ph.D. thesis, Ecole Centrale Nantes (France). [169](#)
- Saliba, J., Grondin, F., Matallah, M., Loukili, A., Boussa, H., 2013. Relevance of a mesoscopic modeling for the coupling between creep and damage in concrete. *Mechanics of time-dependent materials* 17 (3), 481–499. [169](#)
- Schneider, U., 1988. Concrete at high temperatures - a general review. *Fire Safety Journal* 13, 55–68. [64](#)
- Scrivener, K. L., Kirkpatrick, R. J., 2008. Innovation in use and research on cementitious material. *Cement and concrete research* 38 (2), 128–136. [39](#)
- Sellevoid, E., Bjøntegaard, Ø., 2006. Coefficient of thermal expansion of cement paste and concrete : Mechanisms of moisture interaction. *Materials and Structures* 39 (9), 809–815. [49](#), [154](#)
- Sellier, A., 2020. Modelling mechanical effects of AAR and DEF. Tech. rep., Technical report, LMDC, INSA/UPS Génie Civil. [171](#)
- Sellier, A., 2022. Modelling Mechanical effects of AAR and DEF. In : Lopez Batista, A., Santos Silva, A., Fernnades, I., Oliveira Santo, L., Custadio, J., Serra, C. (Eds.), 16th ICAAR. LNEC, Lisboa, pp. 83–118.
URL <http://icaar2020-2022.lnec.pt> [17](#), [151](#), [166](#), [232](#), [236](#)

Bibliographie

- Sellier, A., Lacarrière, L., 2009. Toward a simple and unified modeling of basic creep shrinkage and drying creep for concrete. *European Journal of Environment and Civil Engineering* 10, 1161–1182. [17](#), [62](#), [79](#), [83](#), [133](#), [157](#), [159](#), [165](#)
- Sellier, A., Multon, S., Buffo-lacarrière, L., Vidal, T., Bourbon, X., Camps, G., 2016. Concrete creep modelling for structural applications : non-linearity, multi-axiality, hydration, temperature and drying effects. *Cement and Concrete Research* 79, 301 – 315.
URL <http://dx.doi.org/10.1016/j.cemconres.2015.10.001> [14](#), [17](#), [56](#), [59](#), [62](#), [71](#), [77](#), [79](#), [81](#), [83](#), [133](#), [138](#), [156](#), [159](#), [206](#), [232](#)
- Sellier, A., Vidal, T., Lacarriere, L., Cagnon, H., 2019. Modelling of prestressed concrete behaviour in the range 20-40°C. In : *Framcos'10*. pp. 1–10.
URL <https://doi.org/10.21012/FC10.235516> [27](#), [157](#)
- Sellier, A., Vidal, T., Verdier, J., Bucher, R., 2018. Un nouveau critère de fissuration pour les matériaux hétérogènes soumis à des sollicitations multi-physiques. *Academic Journal of Civil Engineering* 36 (1), 108–111.
URL <https://journal.augc.asso.fr/index.php/ajce/article/view/ajce.36.1.27> [170](#), [232](#)
- Sémété, P., Février, B., Le Pape, Y., Delorme, J., Sanahuja, J., Legrix, A., 2017. Concrete desorption isotherms and permeability determination : effects of the sample geometry. *European Journal of Environmental and Civil Engineering* 21 (1), 42–62. [27](#), [42](#), [120](#), [121](#)
- Sercombe, J., Galle, C., Ranc, G., 2001. Modélisation du comportement du béton à haute température : Transferts des fluides et de chaleur et déformations pendant les transitoires thermiques. *Note Technique SCCME* 81. [44](#)
- Shimomura, T., Maekawa, K., 1997. Analysis of the drying shrinkage behaviour of concrete using a micromechanical model based on the micropore structure of concrete. *Magazine of Concrete Research* 49 (181), 303–322. [77](#)
- Sierra, R., 1974. Contribution à l'étude de l'hydratation des silicates calciques hydrauliques. Ph.D. thesis, L.C.P.C. [38](#)
- Sierra, R., 1982. Répartition des différentes formes d'eau dans la structure des pâtes pures de c3s et de ciment portland. *Liaison LPC*, n°117, pp 77-81. [38](#), [39](#)
- Sleiman, H. C., Briffaut, M., Dal Pont, S., Tengattini, A., Huet, B., 2020. Influence of common simplifications on the drying of cement-based materials up to moderate temperatures. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 150, 119254. [74](#), [198](#)

Bibliographie

- Sémété, P., Thion, R., Delorme, J., M'Boala, A., 2018. " Projet CIWAP2 - Isotherme de désorption à 25°C du béton VerCoRs mesurée par la méthode des solutions salines saturées – Essais réalisés à EDF R&D / MMC – Rapport final". Tech. rep., 6125-2104-2018-03184-FR, EDF R&D. [178](#)
- Tang, W., Lo, Y., Nadeem, A., 2008. Mechanical and drying shrinkage properties of structural-graded polystyrene aggregate concrete. *Cement and Concrete Composites* 30 (5), 403–409. [35](#)
- Tennis, P. D., Jennings, H. M., 2000. A model for two types of calcium silicate hydrate in the microstructure of portland cement pastes. *Cement and concrete research* 30 (6), 855–863. [37](#)
- Thiery, M., Baroghel-Bouny, V., Bourneton, N., Villain, G., C., S., 2007. Modélisation du séchage des bétons. *Revue Européenne de Génie Civil*, 11 :5, 541-577. [51](#), [198](#)
- Thion, R., 2021. 6125-2104-2021-03451-fr-procédure d'essai de fabrication du laboratoire génie civil. tech. rep., r&d mmc. technical report. Tech. rep., EDF R&D. [105](#)
- Thion, R., 2022. 6125-2104-2021-03448-fr-procédure d'essai de porosité du laboratoire génie civil. tech. rep., r&d mmc. technical report. Tech. rep., EDF R&D. [110](#)
- Thomas, H. R., Sansom, M. R., 1995. Fully coupled analysis of heat, moisture, and air transfer in unsaturated soil. *Journal of Engineering Mechanics* 121 (3), 392–405. [44](#)
- Thomas, J. J., Jennings, H. M., 2006. A colloidal interpretation of chemical aging of the csh gel and its effects on the properties of cement paste. *Cement and concrete research* 36 (1), 30–38. [37](#)
- Thommes, M., Kaneko, K., Neimark, A. V., Olivier, J. P., Rodriguez-Reinoso, F., Rouquerol, J., Sing, K. S., 2015. Physisorption of gases, with special reference to the evaluation of surface area and pore size distribution (iupac technical report). *Pure and applied chemistry* 87 (9-10), 1051–1069. [39](#)
- Torelli, G., Gillie, M., Mandal, P., Draup, J., Tran, V.-X., 2020. A moisture-dependent thermomechanical constitutive model for concrete subjected to transient high temperatures. *Engineering Structures* 210, 110170. [48](#), [49](#)
- Torelli, G., Mandal, P., Gillie, M., Tran, V.-X., 2016. Concrete strains under transient thermal conditions : A state-of-the-art review. *Engineering Structures* 127, 172–188. [48](#)

Bibliographie

- Torquato, S., Haslach Jr, H., 2002. Random heterogeneous materials : microstructure and macroscopic properties. *Appl. Mech. Rev.* 55 (4), B62–B63. [152](#)
- Torrenti, J.-M., Le Roy, R., 2018. Analysis of some basic creep tests on concrete and their implications for modeling. *Structural Concrete* 19 (2), 483–488. [54](#)
- Tsimbrovska, M., 1998. D egradation des b etons   hautes performances soumis   des temp eratures  lev ees, évolution de la perm eabilit  en liaison avec la microstructure. Ph.D. thesis, Université de Grenoble 1. [153](#)
- Tsitova, A., 2022. Multiscale experimental and numerical study of creep and microcracking in cementitious materials. Ph.D. thesis, université Paris-Saclay. [169](#)
- Ulm, F., Le Maou, F., Boulay, C., 1999. Creep and shrinkage coupling : new review of some evidence. *Revue française de Génie Civil*, 73–82. [37](#), [55](#), [197](#)
- van Genuchten, M. T., 1980. A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils. *Soil Sci. Soc. Am. J.* 44, 892–898. [200](#)
- Van Genuchten, M. T., 1980. A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils. *Soil science society of America journal* 44 (5), 892–898. [57](#)
- Vidal, T., Cagnon, H., Nguyen, N., Torrenti, J.-M., Sellier, A., 2019. Risk due to creep of prestressed concrete at moderate temperature. In : *MATEC Web of Conferences*. Vol. 281. EDP Sciences, p. 01007. [27](#), [99](#), [103](#), [105](#), [108](#), [109](#), [110](#), [112](#)
- Videla, C., Carreira, D. J., Garner, N., et al., 2008. Guide for modeling and calculating shrinkage and creep in hardened concrete. *ACI report* 209. [76](#)
- Villain, G., Baroghel-Bouny, V., Kounkou, C., Hua, C., 2001. Mesure de la perm eabilit  aux gaz en fonction du taux de saturation des b etons. *Revue française de Génie Civil*, vol 5. [52](#)
- Vlahini , I., Thomas, J. J., Jennings, H. M., Andrade, J. E., 2012. Transient creep effects and the lubricating power of water in materials ranging from paper to concrete and kevlar. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 60 (7), 1350–1362. [156](#)
- Wang, J., 2016. Modeling of concrete dehydration and multiphase transfer in nuclear containment concrete wall during loss of cooling accident. Ph.D. thesis, Université Toulouse 3 Paul Sabatier. [73](#)

Bibliographie

- Wang, J., Lacarrière, L., Sellier, A., 2019. Multicomponent modelling of cement paste dehydration under different heating rates. *Materials and Structures* 52 (1), 1–10. [13](#), [41](#), [42](#), [49](#)
- Wang, P., Gao, N., Ji, K., Stewart, L., Arson, C., 2020. Dem analysis on the role of aggregates on concrete strength. *Computers and Geotechnics* 119, 103290. [13](#), [33](#), [34](#), [46](#)
- Wang, T., Peng, Q., Zhao, H., 2014. Numerical analysis of drying shrinkage in long reinforced concrete structure. *Materials Research Innovations* 18 (sup2), S2–845. [76](#)
- Wardeh, G., Perrin, B., 2006. Relative permeabilities of cement-based materials : influence of the tortuosity function. *Journal of Building Physics* 30. [200](#)
- Wittmann, E., 1976. The structure of hardened cement paste-a basis for a better understanding of the materials properties. *Proc. Hydraulic cement pastes : their structure and properties*, 96–117. [36](#)
- Wu, K.-R., Chen, B., Yao, W., Zhang, D., 2001. Effect of coarse aggregate type on mechanical properties of high-performance concrete. *Cement and concrete research* 31 (10), 1421–1425. [33](#)
- Xing, Z., Beaucour, A.-L., Hebert, R., Noumowe, A., Ledesert, B., 2011. Influence of the nature of aggregates on the behaviour of concrete subjected to elevated temperature. *Cement and concrete research* 41 (4), 392–402. [32](#)
- Ye, H., 2015. Creep mechanisms of calcium–silicate–hydrate : an overview of recent advances and challenges. *International Journal of Concrete Structures and Materials* 9 (4), 453–462. [13](#), [38](#)
- Yuan, Y., Wan, Z., 2002. Prediction of cracking within early-age concrete due to thermal, drying and creep behavior. *Cement and concrete research* 32 (7), 1053–1059. [77](#)
- Zhang, Z., Scherer, G. W., Bauer, A., 2018. Morphology of cementitious material during early hydration. *Cement and concrete research* 107, 85–100. [36](#)
- Zielinski, J., Sadowski, T., 1973. The influence of moisture content on the creep of concrete at elevated temperatures. *The Journal of Institut Konstrukcji Budowlanych, IASMiRT*. [141](#)

ANNEXES

A. Fiches techniques des constituants du béton

Fiche technique du ciment



Version du : 14/01/2019
 N° certificat CE : 0965-CPR-C0141
 N° certificat BENOR : 19/06/141

Fiche produit de	Gaurain CEM I 52,5 N CE HES BENOR
------------------	---

Caractéristiques physiques et mécaniques									
Compression en MPa				Eau pâte pure en %	Début/Fin de prise en mn à 20 °C	Chaleur en J/g à 12 et 41h	Masse volumique en g/cm ³	Surface Blaine en cm ² /g	Stabilité en mm
1j	2j	7j	28j						
24	37	50	61	27,7	180/230	244/318	3,13	4120	1

Composition élémentaire (%)		Constituants (%)		Caractéristiques des constituants	
Perte au feu	2,5	Principaux		Nature	Caractéristiques
SiO ₂	20,6	Clinker (K) de	97,0	Clinker (K)	CaO/SiO ₂ 3,1
Al ₂ O ₃	4,5	<i>Gaurain</i>		Gaurain	C3S+C2S 78
Fe ₂ O ₃	2,3	Laitier (S)			MgO (%) 2,0
TiO ₂	0,2	Cendres (V)			C3S (%) 68
MnO	0,1	Calcaire (L ou LL)			C2S (%) 10
CaO	63,2	Fumées de silice (D)			C3A (%) 9
MgO	1,9				C4AF (%) 7
SO ₃	3,0	Secondaires		Laitier (S)	Laitier vitreux (%)
K ₂ O	0,95	Calcaire	3,0		(CaO+MgO)/SiO ₂
Na ₂ O	0,10				CaO+MgO+SiO ₂ (%)
P ₂ O ₅	0,3				PF (%)
S ⁻	0,02	Sulfate de calcium			CaO réactive (%)
Cl ⁻	0,07	Gypse			SiO ₂ réactive (%)
		Anhydrite			CaCO ₃ (%)
					Adsorption bleu méthylène (g/100g)
Insoluble CEN	0,6	Additifs			TOC (%)
Na ₂ O éq.	0,73				SiO ₂ amorphe (%)
		Agent de mouture	0,033		PF (%)
		Agent réducteur			Aire massique BET (m ² /kg)
Refus 200 µm (%)	0,0	Sulfate de fer	0,23		

Mouture	
Broyeur(s)	7, 9 et 8

Stockage	
Silo(s)	cf plan de silotage

Etablissement	Vrac	Ensachage
Usine de Gaurain	Oui	Non
Dépôt de Chercq	Oui	Non

Valeurs moyennes de l'année 2018 données à titre indicatif



A. Fiches techniques des constituants du béton

Fiche technique des granulats

EDF Ceidre	Rapport d'essais EDTCE120333	Indice A	Annexe 1 page 3/9
Maquette VeRcoRs - Etude de formulation de 3 bétons - Caractérisation des granulats			

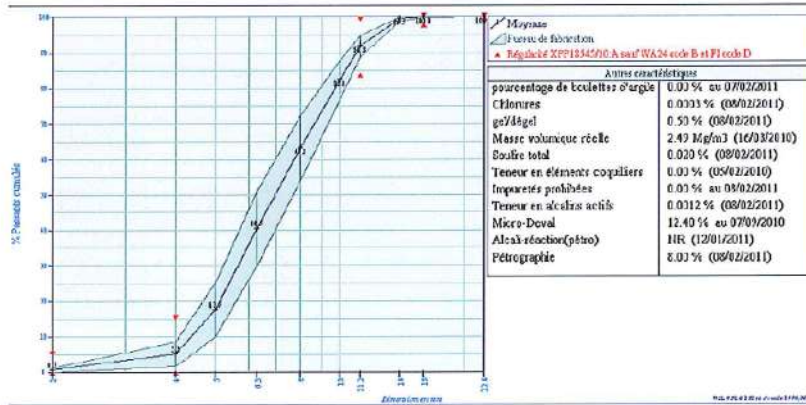
 GSM Italcementi Group	GSM Italcementi Group ICFE	Fiche Technique de Produit Engagement du 17/03/2011 au 16/02/2011 Page 1/1, Imprimé le vendredi 30/10/2014
---	---	---

4/11 roulé LGP1

Producteur : La Grande Paroisse **Utilisateur :** EXTERNE
Pétrographie : Alluvionnaire silico/calcaire
Elaboration : Roulé **Centrale d'UNIBETON :** Non précisé

Classe granulaire		Partie contractuelle										Code			
4		Valeurs spécifiées sur lesquelles le producteur s'engage										A sauf WA24 code B et FI code D			
11.2		Norme										XP P 18-545 Article 10			
		d/2		d		D'1,4		D		1,4D		2D			
		2	4	5	6,3	8	10	11,2	14	16	22,4	FI	f	WA24	LA
V.S.S.-U		6	20					100		100	100	54,0	1,08	5,50	33,00
V.S.B.		5	15					99		100	100	50,0	1,50	0,00	30,00
V.S.I.		0,0	0,0					84		99	100				
V.S.I.-U		0,0	0,0					79		97	100				

Partie informative														
Résultats de production														
	du 23/09/10 au 10/01/11										du 13/01/10 au 07/07/10			
	2	4	5	6,3	8	10	11,2	14	16	22,4	FI	f	WA24	LA
Maximum	2	11	30	66	79	90	95	100	100	100	20,6	0,84		24,00
X+1.25Ecart types	1	0	26	61	72	88	95	100	100	100	20,6	0,44		24,20
Moyenne M	1	5	10	41	63	82	92	99	100	100	27,2	0,21	2,61	23,20
X-1.25Ecart types	0,0	2	10	30	54	77	89	99	100	100	24,0	0,00		22,20
Minimum	0	1	5	19	43	70	85	90	99	100	24,0	0,04		22,40
Ecart type	0,5	2,7	0,1	0,4	7,4	4,4	2,4	0,1	0,00	1,00	0,166			0,600
Nombre de résultats	36	38	38	38	38	38	38	22	38	38	3	35	1	2



Fiche technique du superplastifiant

Construction

Notice produit
Edition Janvier 2014
Numéro 264
Version n° 2014-010
SIKAPLAST® TECHNO 80

SIKAPLAST® TECHNO 80

Plastifiant/Réducteur d'eau de nouvelle génération pour bétons prêts à l'emploi.

Conforme à la Norme NF EN 934-2



Présentation Le SIKAPLAST® TECHNO 80 est un plastifiant réducteur d'eau non chloré, de nouvelle génération pour bétons prêts à l'emploi, qui se présente sous la forme d'un liquide jaune clair.

Domaines d'application SIKAPLAST® TECHNO 80 est un plastifiant/réducteur d'eau qui a été développé spécifiquement pour l'utilisation de granulats concassés dans les bétons de consistance S3 et S4. SIKAPLAST® TECHNO 80 confère aux bétons un bon maintien rhéologique (>1h30) sans effet retard sur les résistances initiales. SIKAPLAST® TECHNO 80 permet la fabrication de :

- n bétons de consistance S3 et S4,
- n bétons composés de sable et gravillon concassés,
- n bétons utilisant des eaux chargées,
- n bétons pompés sur longues distances.

SIKAPLAST® TECHNO 80 confère, pour des bétons S3 et S4, une consistance onctueuse permettant d'utiliser des granulats concassés.

Caractères généraux Le SIKAPLAST® TECHNO 80 est un plastifiant réducteur d'eau qui confère au béton les propriétés suivantes :

- n maintien prolongé de la rhéologie (> 1h30min),
- n haute réduction d'eau,
- n stabilité et homogénéité des bétons composés de sable et gravillon concassés,
- n bonnes résistances initiales et finales,
- n bel aspect de parement au décoffrage.

CLASSIFICATION 3 R :



Caractéristiques

Aspect	Liquide jaune clair
Conditionnement	n Vrac n Conteneur perdu de 1000 litres n Fût de 220 kg
Stockage	Dans un local fermé, à l'abri de l'ensoleillement direct et du gel, entre 5 et 30 °C. Le produit peut geler, mais, une fois dégelé lentement et réhomogénéisé, il retrouve ses qualités d'origine. En cas de gel prolongé et intense, vérifier qu'il n'a pas été déstabilisé.
Conservation	1 an dans son emballage d'origine intact



A. Fiches techniques des constituants du béton

Construction

Données techniques

densité 1,055 ± 0,010

pH 4,5 ± 1,0

Teneur en ions Cl⁻ ≤ 0,1 %

Teneur en Na₂O Eq. ≤ 1,5 %

Extrait sec 24 ± 1,2 %

Conditions d'application

Consommation / Dosage Plage d'utilisation recommandée 0,3 à 2% du poids de liant selon les performances recherchées.

Mise en œuvre Le SIKAPLAST® TECHNO 80 est ajouté, soit, en même temps que l'eau de gâchage, soit en différé dans le béton préalablement mouillé avec une fraction de l'eau de gâchage.

Précautions d'emploi En cas de contact avec la peau, laver abondamment à l'eau. Consulter la fiche de données de sécurité accessible sur Internet www.sika.fr

Mentions légales

Produit réservé à un usage strictement professionnel
Nos produits bénéficient d'une assurance de responsabilité civile.
«Les informations sur la présente notice, et en particulier les recommandations relatives à l'application et à l'utilisation finale des produits SIKA, sont fournies en toute bonne foi et se fondent sur la connaissance et l'expérience que la Société SIKA a acquises à ce jour de ses produits lorsqu'ils ont été convenablement stockés, manipulés et appliqués dans des conditions normales. En pratique, les différences entre matériaux, substrats et conditions spécifiques sur site sont telles que ces informations ou toute recommandation écrite ou conseil donné n'impliquent aucune garantie de qualité marchande autre que la garantie légale contre les vices cachés. Nos agences sont à votre disposition pour toute précision complémentaire. Notre responsabilité ne saurait d'aucune manière être engagée dans l'hypothèse d'une application non conforme à nos renseignements. Les droits de propriété détenus par des tiers doivent impérativement être respectés. Toutes les commandes sont acceptées sous réserve de nos Conditions de Vente et de Livraison en vigueur. Les utilisateurs doivent impérativement consulter la version la plus récente de la fiche technique correspondant au produit concerné, qui leur sera remise sur demande.»



Sika France S.A.
84, rue Edouard Vaillant – BP 104
93351 Le Bourget Cedex

Tel. : 01 49 92 80 00
Fax : 01 49 92 80 21

Organisme de certification :
AFNOR CERTIFICATION
11, avenue Francis de Pressensé
93571 Saint-Denis La Plaine cedex
France

B. Fiches techniques des outils d'instrumentation des éprouvettes

Fiche technique de la colle pour jauges de déformation

5

Adhesives and bonding tools

■ Adhesives

To obtain good measurement results, the strain gage must be bonded firmly to the measuring object.

Thus, it is important to select an adhesive suitable for the materials of both the object being measured and the gage base, as well as for the measuring conditions.

Models	Types	Operating Temperature (°C)	Major Applicable Materials	Curing Requirements
 CC-33A	Instantaneous adhesive cured at normal temperature	-196 to 120 (Regular temperature: 20 to 80)	<ul style="list-style-type: none"> Metals (Steel, stainless steel, copper, aluminum alloys A1050, A2024, etc.) Plastics (Acrylate, PVC, nylon, etc.) Composite materials (CFRP, GFRP, PCB, etc.) Rubber 	<ul style="list-style-type: none"> Apply finger pressure (100 to 300 kPa) for 15 to 60 seconds. (Then, leave the gage for 1 hour.) *The finger pressure application time differs depending on temperature and humidity conditions. The lower the temperature and humidity, the longer the finger pressure application time required.
 CC-35	Instantaneous adhesive cured at normal temperature	-30 to 120 (Regular temperature: 20 to 80)	<ul style="list-style-type: none"> Concrete Mortar Wood 	<ul style="list-style-type: none"> Apply finger pressure (100 to 300 kPa) for 30 to 180 seconds. (After curing, leave the gage for 1 hour or more.) *The finger pressure application time differs depending on temperature and humidity conditions. The lower the temperature and humidity, the longer the finger pressure application time required.
 CC-36	Instantaneous adhesive cured at normal temperature	-30 to 100 (Regular temperature: 20 to 80)	<ul style="list-style-type: none"> Metals (Steel, stainless steel, copper, aluminum alloys A1050, A2024, A7075, magnesium alloy, etc.) Plastics (Acrylate, PVC, nylon, polypropylene, etc.) Composite materials (CFRP, GFRP, PCB, etc.) Concrete Mortar Wood Rubber 	<ul style="list-style-type: none"> Apply finger pressure (100 to 300 kPa) for 30 to 60 seconds. (After curing, leave the gage for 1 hour or more.) *The finger pressure application time differs depending on temperature and humidity conditions. The lower the temperature and humidity, the longer the finger pressure application time required.
 EP-270	Cured at normal temperature	-269 to 30	<ul style="list-style-type: none"> Metals (Steel, stainless steel, aluminum alloy, etc.) 	<ul style="list-style-type: none"> Apply pressure (50±20 kPa) for 24 hours at approx. 25°C.
 EP-340	Cured at normal temperature or by heating	-55 to 150	<ul style="list-style-type: none"> Metals (Steel, stainless steel, aluminum alloy, etc.) 	<ul style="list-style-type: none"> Apply pressure (100±50 kPa) for 24 hours at approx. 25°C or for 2 hours at 80°C.
 EP-34B	Cured at normal temperature or by heating	-55 to 200	<ul style="list-style-type: none"> Metals (Steel, stainless steel, copper, aluminum alloy, etc.) Plastics (Acrylate, PVC, etc.) Composite materials (CFRP, GFRP, PCB, etc.) 	<ul style="list-style-type: none"> Apply pressure (30 to 50 kPa) for 24 hours at approx. 25°C or for 2 hours at 80°C. Pressing is possible with tape.
 EP-370	Cured by normal temperature + heating	Normal temperature to 50	<ul style="list-style-type: none"> Metals (Steel, stainless steel, copper, aluminum alloy, etc.) Plastics (Acrylate, PVC, etc.) 	<ul style="list-style-type: none"> Keep at normal temperature for 24 hours and heat it for 5 hours at 80°C.
 PC-600	Cured by heating	-269 to 250	<ul style="list-style-type: none"> Metals (Steel, stainless steel, copper, aluminum alloy, etc.) 	<ul style="list-style-type: none"> Apply pressure (150 to 300 kPa) for 1 hour at 80°C →2 hours at 130°C →2 hours at 150°C.
 PI-32	Cured by heating	-269 to 350	<ul style="list-style-type: none"> Metals (Steel, stainless steel, copper, aluminum alloy, etc.) 	<ul style="list-style-type: none"> Apply pressure (200 to 500 kPa) for 1 hour at 100°C →2 hours at 200°C →Remove pressure and perform aging.*1 *1 If it is difficult to heat at 200°C, 2 h at 200°C may be changed to 5 h at 160°C with all other conditions followed.

Note: The stated operating temperature range is for the adhesive only, and may differ depending on combinations with gages. When using the adhesives and gages together, read the attached instruction manual carefully.

Fiche technique des jauges de déformation

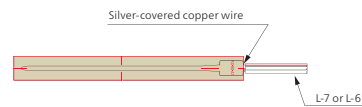
Strain Gages for Concrete

KC

● Gage Factor	Approx. 2.1	Applicable Adhesives and Operating Temperature Ranges CC-35: -30 to 120°C	■ Wire Strain Gages RoHS Featuring a longer gage length, the KC series gages are wire strain gages suitable for mean strain measurement of concrete under test. Usually, a model with the gage length over 3 times longer than the maximum diameter of the aggregate is selected for the purpose.
● Applicable Linear Expansion Coefficients (x10⁻⁶/°C)	11		
● Self-temperature-compensation Range	10 to 60°C		

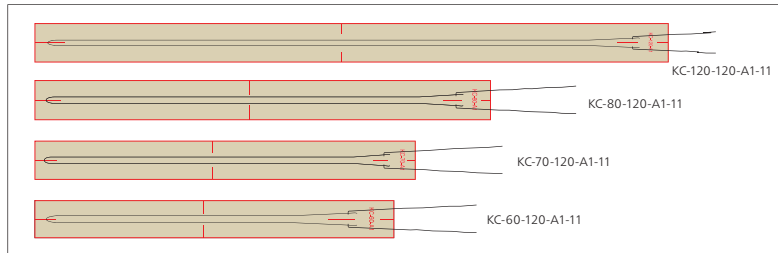
■ Types, lengths and codes of lead-wire cables pre-attached to KC series gages		
Type	Vinyl-coated flat 2-wire cable	Vinyl-coated flat 3-wire cable
Length	A1	
15 cm	L15C2R	L15C3R
30 cm	L30C2R	L30C3R
1 m	L1M2R	L1M3R
3 m	L3M2R	L3M3R
5 m	L5M2R	L5M3R
Operating temp.	-10 to 80°C	
Remarks	L-6 L-9 for ≥ 6 m	L-7 L-10 for ≥ 6 m

KC with a vinyl-coated 3-wire or 2-wire cable



* For other lead-wire cable lengths, contact us.

KC ● Uniaxial



Models	KC-120-120-A1-11	KC-80-120-A1-11	KC-70-120-A1-11	KC-60-120-A1-11
Pattern	Uniaxial			
Base	132 x 8 mm	95 x 8 mm	80 x 8 mm	74 x 8 mm
Gage (Grid)	120 x 0.6 mm	84 x 0.6 mm	67 x 0.6 mm	60 x 0.6 mm
Resistance	120 Ω			
Pieces per Pack	10			

When ordering, specify the model number as follows.

KC-□-120-A1-11 Lead-wire Cable Code

e.g. KC-120-120-A1-11 L1M3R

*Values in □ and lead-wire cable code cannot be arbitrarily combined.

Lead-wire Cable Type and Shape	Oprg. Temp.	Length	Code
Vinyl-coated flat 3-wire cable L-7 (L-10 for 6 m or longer)	-10 to 80°C	1 m	L1M3R
		3 m	L3M3R
		5 m	L5M3R
Vinyl-coated flat 2-wire cable L-6 (L-9 for 6 m or longer)	-10 to 80°C	1 m	L1M2R
		3 m	L3M2R
		5 m	L5M2R
Silver-covered copper wires	-196 to 150°C	25 mm	

*Gage (Grid): Length x Width

Fiche technique des LVDT

WA

Capteurs de déplacement inductifs standard

Caractéristiques spécifiques

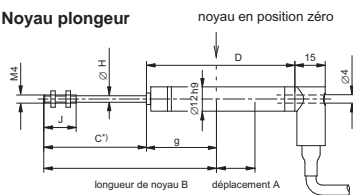
- Utilisable comme palpeur de déplacement à pointe de touche ou en version avec noyau plongeur
- Bonne résistance thermique en cas de gradients de température
- Peu encombrant
- Capteur résistant à la pression pour mesures de déplac. au sein de vérins hydrauliques
- Longue durée de vie due à la résistance à l'accélération
- Option : version haute température pour 150 °C maxi; version basse température jusqu'à -40 °C
- Signal de sortie au choix : 80 mV/V; 0,5-10 V

Caractéristiques techniques

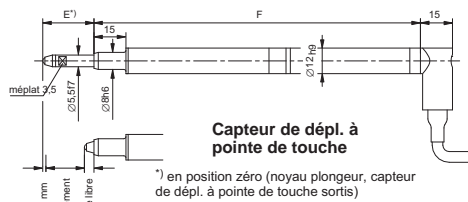


Dimensions (en mm)

Noyau plongeur



Câble PVC fixe, $\varnothing 6$, longueur de câble et extrémité de câble selon option



*) en position zéro (noyau plongeur, capteur de dépl. à pointe de touche sortis)

Cotes non tolérancées selon DIN 2768 coarse
Rallonge de pointe de touche 20mm, pose facultative

Etendue de mesure	Noyau plongeur								Capteur dépl. à pointe de touche		
	A	B	C	D	G	$\varnothing H$	J	A	E	F	
0...2 mm	2	75,5	40	69	35,5	1,2	15	2	14	130	
0...10 mm	10	66	40	69	26 ± 0,5	3,7	16	10	14	130	
0...20 mm	20	87	55	84	32 ± 0,5	3,7	16	20	24	170	
0...50 mm	50	117	85	114	32 ± 0,5	3,7	16	50	54	230	
0...100 mm	100	180	134	181,6	46 ± 10	3,7	16	100	104	372,6	
0...200 mm	200	280	234	281,6	46 ± 10	3,7	16				
0...300 mm	300	380	334	381,6	46 ± 10	3,7	16				
0...500 mm	500	580	534	581,8	46 ± 10	3,7	16				

B. Fiches techniques des outils d'instrumentation des éprouvettes

Caractéristiques techniques

Type		WA2	WA10	WA20	WA50	WA100	WA200	WA300	WA500	
Déflexion nominale	mm	0..2	0..10	0..20	0..50	0..100	0..200	0..300	0..500	
Sensibilité nominale Signal nominal de sortie pour déplacement nominal et sortie non chargée	mV/V	80								
Tolérance de sensibilité déviation de la sensibilité par rapport à la sensibilité nominale	%	± 1								
Tolérance du point zéro pour noyau en position zéro	mV/V	± 1							± 8	
Ecart de linéarité écart max. entre point initial et final (hystérésis rapportée à la sensibilité nominale comprise)	%	≤ ± 0,2 ou ≤ ± 0,1								
Plage nominale de température	°C	-20...+80								
Plage de température de service standard	°C	-25...+80								
version pour haute température	°C	-25...+150								
version basse température	°C	-40... +125								
Effet de température pour 10 K dans la plage nominale de température sur le zéro, rapporté à la sensibilité nominale	%	< ± 0,1								
Effet de température pour 10 K dans la plage nominale de température sur le signal de sortie, rapporté à la valeur effective	%	< ± 0,1								
Résistance d'entrée	Ω	100 ± 10%			350 ± 10 %					
Résistance de sortie	Ω	570 ± 10%			680 ± 10%					
Tension d'alimentation nominale	V _{eff}	2,5								
Plage admissible de la tension d'alimentation	V _{eff}	0,5...10								
Fréquence porteuse, Plage nominale	kHz	4,8 ± 1%								
Plage d'utilisation	kHz	4,8 ± 8%								
Masse du corps de capteur	g	54	56	57	68	104	147	190	276	
du noyau plongeur	g	4	6	7	9	13	20	28	42	
Résistance aux chocs, degré de sévérité selon DIN IEC 68, partie 2-27 ; IEC 68-2-27-1987										
Nombre de chocs (par direction)	-	1000								
Accélération de choc	m/s ²	650								
Durée de choc	ms	3								
Forme de choc	-	Onde demi-sinusoidale								
Tenue aux vibrations, degré de sévérité selon DIN IEC 68, partie 2-6, IEC 68-2-6-1982										
Plage de fréquence	Hz	5 à 65								
Accélération vibratoire	m/s ²	150								
Durée de sollicitation (par direction)	h	0,5								
Accélération admissible max. du noyau plongeur	m/s ²	2500								
		version à pointe de touche					version noyau plongeur libre			
Durée de vie, typ.		10 millions de cycles de charge								
Constante de ressort	N/mm	0,116					0,063			
Effet de ressort en pos. zéro (p.cOURSE 1mm) env.	N	2,4					2			
Effet de ressort en pos. finale (= déflexion nominale) env.	N	2,7	3,6	4,7	8,2	8,3				
Accélération admiss. max. de la pointe de touche	m/s ²	170		140	95	45				
Fréquence de coupure de la pointe de touche pour course 1mm env.	Hz	60		55	45	30				
Fréquence de coupure de la pointe de touche pour déflexion nominale	Hz	18		10	5	3				
Indice de protection selon EN 60 529 pour tube de capteur et canal de noyau	-	IP67 (dépend de l'élément de raccordement)								
Pression admissible max. (charge ondulée)	bars	350								
Limite de surcharge (selon VDI/VDE 2600, feuille 4)	bars	450								
Plage de destruction (selon VDI/VDE2600, feuille 4)	bars	> 500								

Fiche technique des pesons



RSCC

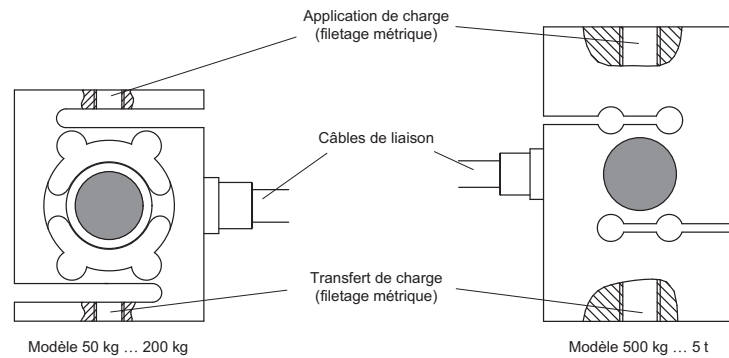
Pesons

Caractéristiques spécifiques

- Peson à système de mesure à jauges
- Charges nominales : 50 kg ... 5 t
- Fermé hermétiquement (IP68)
- Matériaux inoxydables
- Apte à la vérification jusqu'à 3.000 pièces, rapport d'essai selon OIML-R60 pour les balances de classe III
- Conforme aux exigences CEM de la norme EN 45 501
- Câblage six fils
- Version antidéflagrante (en option)

Caractéristiques techniques

Principe du peson RSCC



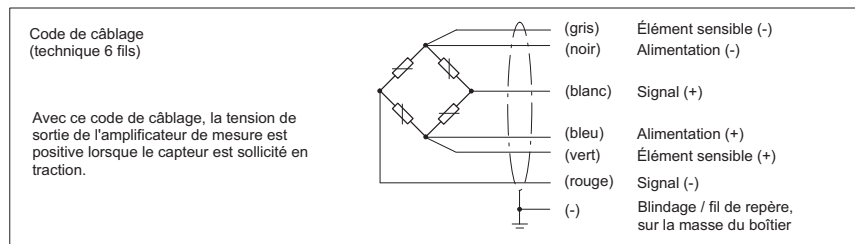
B. Fiches techniques des outils d'instrumentation des éprouvettes

Caractéristiques techniques

Type		RSCC						
Classe de précision selon OIML R 60		C3						
Nombre de graduations (n_{LC})		3000						
Charge nominale (E_{max})		50 kg	100 kg	200 kg	500 kg	1 t	2 t	5 t
Valeur min. d'un échelon (v_{min})	% de E_{max}	0,0120						
Sensibilité nominale (C_N)	mV/V	2						
Tolérance de sensibilité	%	$\pm 0,25$						
Zéro	mV/V	$0 \pm 0,1$						
Coefficient de température de la sensibilité (TK_C) ¹⁾		$\pm 0,0170$ (20°C ... 40°C) $\pm 0,0110$ (-10°C ... 20°C)						
Coefficient de température du zéro (TK_0)		$\pm 0,0166$						
Réversibilité relative (d_{hy}) ¹⁾		$\pm 0,0166$						
Ecart de linéarité (d_{lin}) ¹⁾		$\pm 0,0166$						
Fluage sous charge (d_{cr}) supérieure à 30 min.		$\pm 0,0166$						
Résistance d'entrée (R_{LC}) (nominale)		389 ± 15						
Résistance de sortie (R_0)		$350 \pm 1,5$						
Résistance d'isolement (R_{is})		> 2						
Tension d'alimentation de référence (U_{ref})		5						
Plage nominale de la tension d'alimentation (B_U)		0,5 ... 12						
Plage nominale de la température ambiante (B_T)		-10 ... +40						
Plage utile de température (B_{tu})		-30 ... +70						
Plage de température de stockage (B_{st})		-50 ... +85						
Température de référence (t_{ref})		22						
Charge limite (E_L)		150						
Charge de rupture (E_d)		200		300			200	
Charge dynamique adm. (F_{sref}) (amplitude vibratoire selon DIN 50100)		70						
Déplacement nominal à la charge nominale (s_{nom}), $\pm 0,05$ mm		0,35	0,4	0,35	0,1	0,2	0,2	0,4
Poids (P), approx.		0,7		1		1,4		2,2
Degré de protection selon EN 60 529 (IEC 529)		IP 68 (condition d'essai : 1 m de colonne d'eau / 100 h)						
Longueur de câble, technique 6 fils		7,6 m en standard						
Matériau : Élément de mesure		Acier inoxydable 1.4545 ²⁾						
Entrée de câble		Acier inoxydable / néoprène						
Gaine de câble		PVC						

¹⁾ Les valeurs d'écart de linéarité (d_{lin}), de réversibilité relative (d_{hy}) et de coefficient de température de la valeur caractéristique (TK_C) sont des valeurs recommandées. Le total de ces valeurs se situe au sein de la limite d'erreur cumulée de la recommandation internationale OIML R60

²⁾ Selon EN 10088-1



Fiche technique des quantums HBM pour l'acquisition

QUANTUM^X MX840

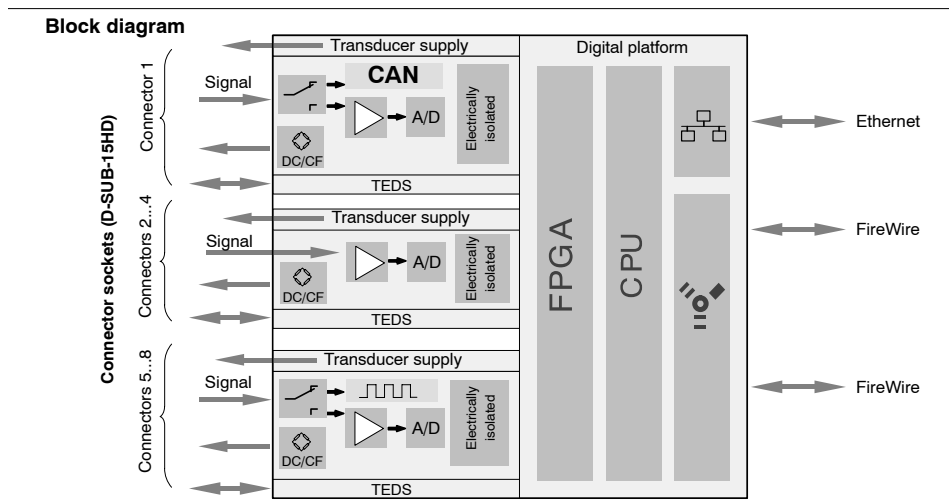
Universal amplifier

Data Sheet



Special features

- 8 individually configurable inputs (electrically isolated)
- Connection of more than 10 transducers technologies
- Data rate: up to 19,200 Hz
- 24-bit A/D converter per channel for synchronous, parallel measurements
- Active low pass filter
- TEDS support
- Supply voltage (DC): 10 V ... 30 V
- Supply voltage for active transducers (DC): 5 V ... 24 V



B2358-3.1 en



B. Fiches techniques des outils d'instrumentation des éprouvettes

Specifications

General specifications		
Inputs	Number	8, electrically isolated from each other and from the supply voltage ¹⁾
Transducer technologies		Strain gage full bridge, inductive full and half bridge, piezoresistive full bridge, Potentiometric transducers, three voltage ranges, current, resistance thermometers, thermocouples (K, N, E, T, S, ...) with cold junction in the plug (1-THERMO-MXBOARD) Frequency, pulse counting, SSI, incremental rotary encoder (connectors 5-8 only) CAN (ISO 11898; connector 1 only)
A/D converter		24 Bit Delta Sigma converter
Data rate	Hz	0.1 ... 19200, adjustable for each channel
Active low-pass filter (Bessel/Butterworth)	Hz	0.01 ... 3200 (-3 dB)
Transducer identification (TEDS, IEEE 1451.4) max. distance of the TEDS module	m	100
Transducer connection		D-SUB-15HD
Supply voltage range (DC)	V	10 ... 30, 24 V nominal (rated) voltage
Supply voltage interruption		max. 5 ms at 24 V
Power consumption without adjustable transducer excitation with adjustable transducer excitation	W W	< 10 < 13
Transducer Excitation (active transducers) Adjustable supply voltage (DC) Maximum output power	V W	5 ... 24; adjustable for each channel 0.7 each channel / a total of 2
Ethernet (data link) Protocol/addressing Connection Max. cable length to module	- - m	10Base-T / 100Base-TX TCP/IP (direct IP address or DHCP) 8P8C plug (RJ-45) with twisted pair cable (CAT-5) 100
FireWire (module synchronization, data link, optional supply voltage) Baud rate Max. current from module to module Max. cable length between the nodes Max. number of modules connected in series (daisy chain) Max. number of modules in a FireWire system (including hubs ²⁾ , backplane) Max. number of hops ³⁾	Mbaud A m - - -	IEEE 1394b (HBM modules only) 400 (approx. 50 MByte/s) 1.5 5 12 (=11 Hops) 24 14
Nominal (rated) temperature range	°C [°F]	-20 ... +60 [-4 ... +140]
Operating temperature range (no dewing allowed/module not dew-point proof)	°C [°F]	-20 ... +65 [-4 ... +149]
Storage temperature range	°C [°F]	-40 ... +75 [-40 ... +167]
Rel. humidity at 31 °C	%	80 (non condensing) lin. reduction to 50 % at 40 °C
Protection class (up to 2000 m height, degree of contamination 2)		III
Degree of protection		IP20 per EN 60529
Mechanical tests ⁴⁾ Vibration (30 min) Shock (6 ms)	m/s ² m/s ²	50 350
EMC requirements		per EN 61326
Maximum input voltage at transducer socket to ground (PIN 6) PIN 1, 2, 3, 4, 5, 7, 8, 10, 13 PIN 14	V V	5.5 (no transients) 60 (no transients)/typ. 500
Dimensions, horizontal (W x H x D)	mm	52.5 x 200 x 124 (with case protection) 44 x 174 x 124 (without case protection)
Weight, approx.	g	980

¹⁾ When the variable transducer supply is used, there is no electrical isolation from the supply voltage.

²⁾ Hub: FireWire node or distributor

³⁾ Hop: Transition from module to module/signal conditioning

⁴⁾ Mechanical stress is tested according to European Standard EN60068-2-6 for vibrations and EN60068-2-27 for shock. The equipment is subjected to an acceleration of 50 m/s² in a frequency range of 5...65 Hz in all 3 axes. Duration of this vibration test: 30min per axis. The shock test is performed with a nominal acceleration of 350 m/s² for 6 ms, half sine pulse shape, with 3 shocks in each of the 6 possible directions.

HBM

2

B2358-3.1 en

B. Fiches techniques des outils d'instrumentation des éprouvettes

Specifications (Continued)

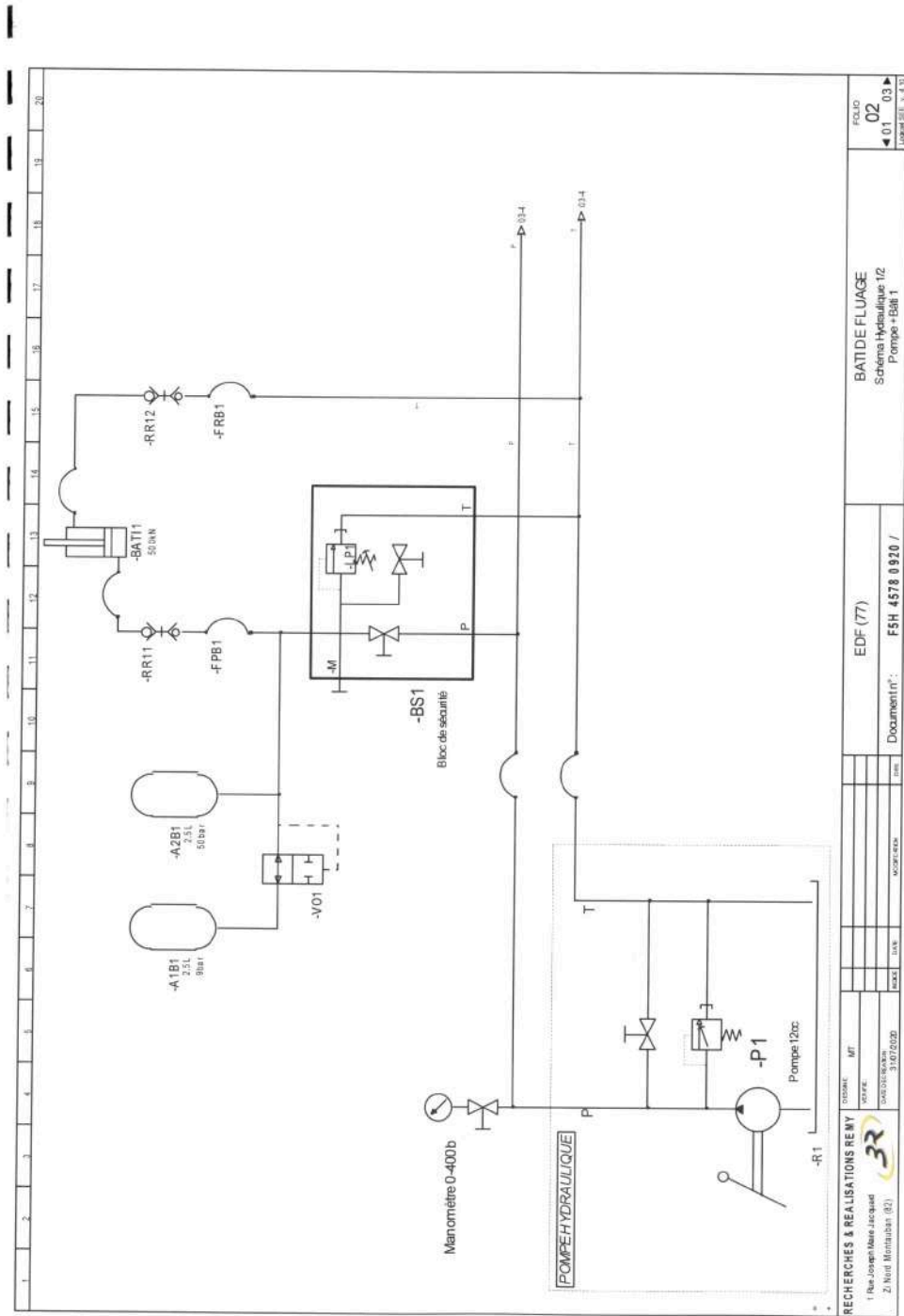
5 mV/V CF strain gage full bridge with 1 V or 2.5 V excitation (effective)		
Accuracy class		0.05
Carrier frequency (sine)	Hz	4800 + 2
Bridge excitation voltage (effective)	V	1 and 2.5 ($\pm 5\%$)
Transducers that can be connected		strain gage full bridges
Permissible cable length between MX840 and transducer	m	100
Measuring ranges at 2.5 V excitation at 1 V excitation	mV/V mV/V	± 5 ± 10
Measurement frequency range (-3 dB)	kHz	0 ... 1.6
Transducer impedance at 2.5 V excitation at 1 V excitation	Ω Ω	300 ... 1000 80 ... 1000
Noise at 25 °C and 2.5 V excitation (peak to peak) with filter 1 Hz Bessel with filter 10 Hz Bessel with filter 100 Hz Bessel with filter 1 kHz Bessel	μ V/V μ V/V μ V/V μ V/V	< 0.2 < 0.5 < 1 < 4
Linearity error	%	< 0.02 of full scale
Zero drift (2.5 V excitation)	% / 10 K	0.02 of full scale
Full-scale drift (2.5 V excitation)	% / 10 K	< 0.05 of measurement value

100 mV/V (DC) piezoresistive strain gage full bridge with 2.5 V (DC) excitation		
Accuracy class		0.05
Excitation voltage (DC)	V	2.5 ($\pm 5\%$)
Transducers that can be connected		piezoresistive strain gage full bridges
Permissible cable length between MX840 and transducer	m	100
Measuring range	mV/V	± 100
Measurement frequency range (-3 dB)	kHz	0 ... 3.2
Transducer impedance DC supply	Ω	300 ... 5000
Noise at 25 °C (peak to peak) with filter 1 Hz Bessel with filter 10 Hz Bessel with filter 100 Hz Bessel with filter 1 kHz Bessel	μ V/V μ V/V μ V/V μ V/V	< 4 < 6 < 15 < 80
Linearity error	%	< 0.02 of full scale
Zero drift	% / 10 K	< 0.02 of full scale
Full-scale drift	% / 10 K	< 0.05 of measurement value

1000 mV/V (DC) piezoresistive strain gage full bridge with 2.5 V (DC) excitation		
Accuracy class		0.05
Bridge excitation voltage (DC)	V	2.5 ($\pm 5\%$)
Transducers that can be connected		piezoresistive strain gage full bridges
Permissible cable length between MX840 and transducer	m	100
Measuring range	mV/V	± 1000
Measurement frequency range (-3 dB)	kHz	0 ... 3.2
Transducer impedance	Ω	300 ... 1000
Noise at 25 °C (peak to peak) with filter 1 Hz Bessel with filter 10 Hz Bessel with filter 100 Hz Bessel with filter 1 kHz Bessel	μ V/V μ V/V μ V/V μ V/V	< 40 < 100 < 200 < 700
Linearity error	%	< 0.02 of full scale
Zero drift	% / 10 K	< 0.02 of full scale
Full-scale drift	% / 10 K	< 0.1 of measurement value

C. Fiches techniques du dispositif de mise en fluage

Schéma hydraulique



C. Fiches techniques du dispositif de mise en fluage

