



HAL
open science

Étude de la variabilité expérimentale et modélisation discrète du comportement des matériaux cimentaires : effet combiné du séchage et d'un chargement mécanique

Nicolas Chan

► **To cite this version:**

Nicolas Chan. Étude de la variabilité expérimentale et modélisation discrète du comportement des matériaux cimentaires : effet combiné du séchage et d'un chargement mécanique. Génie civil. Université Paris-Saclay, 2021. Français. NNT : 2021UPAST083 . tel-03366043

HAL Id: tel-03366043

<https://theses.hal.science/tel-03366043>

Submitted on 5 Oct 2021

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.

Étude de la variabilité expérimentale et modélisation discrète du comportement des matériaux cimentaires : effet combiné du séchage et d'un chargement mécanique

Thèse de doctorat de l'Université Paris-Saclay

École doctorale n° 579

Sciences Mécaniques et Énergétiques, Matériaux et
Géosciences (SMEMAG)

Spécialité de doctorat : Solides, structures et matériaux
ENS Paris-Saclay, CNRS, LMT - Laboratoire de Mécanique et Technologie,
91190, Gif-sur-Yvette, France.

Référent : École normale supérieure Paris-Saclay

Thèse présentée et soutenue à Gif-sur-Yvette, le 8 juillet 2021, par

Nicolas CHAN

Composition du jury :

Laurie LACARRIÈRE Professeure des Universités, INSA Toulouse	Rapportrice
David GRÉGOIRE Professeur des Universités, Université de Pau et des Pays de l'Adour	Rapporteur
Franck SCHOEFS Professeur des Universités, Université de Nantes	Président
Ludovic JASON Ingénieur-Chercheur HDR, CEA	Examineur
Jacqueline SALIBA Maîtresse de Conférences, Université de Bordeaux	Examinatrice
Frédéric RAGUENEAU Professeur des Universités, École normale supérieure Paris-Saclay	Directeur
Cécile OLIVER-LEBLOND Maîtresse de conférences, École normale supérieure Paris-Saclay	Encadrante
Farid BENBOUDJEMA Professeur des Universités, École normale supérieure Paris-Saclay	Encadrant
Arnaud DELAPLACE Ingénieur-Chercheur HDR, LafargeHolcim	Invité
Naman RECHO Professeur émérite, Université Clermont-Auvergne Institut B. Pascal	Invité

Remerciements

Après avoir fissuré quelques éprouvettes et programmé dans un modèle numérique ces trois dernières années, je remercie les membres du jury pour l'intérêt porté et les suggestions apportées à ces travaux de thèse. Je remercie Laurie Lacarrière et David Grégoire pour avoir accepté de rapporter mes travaux. Je remercie Franck Schoefs de m'avoir fait l'honneur de présider mon jury de thèse. Puis, je remercie Ludovic Jason et Jacqueline Saliba pour avoir accepté d'examiner mon travail. Et merci à Arnaud Delaplace et Naman Recho d'avoir accepté l'invitation.

Je remercie mon directeur de thèse Frédéric Ragueneau et mes encadrants Cécile Oliver-Leblond et Farid Benboudjema pour m'avoir donné l'opportunité de réaliser ce travail de thèse au LMT. Vous avez fait preuve de patience. Je vous remercie pour m'avoir soutenu tout au long de ces trois années et pour m'avoir permis de réaliser une campagne expérimentale. Merci à vous pour m'avoir donné l'opportunité de participer ou d'assister à des conférences internationales ou à des formations doctorales, dès le troisième jour de thèse ! Par ailleurs, je remercie Olivier Hubert pour avoir porté mon projet de thèse à l'audition de l'école doctorale.

Ensuite, les travaux expérimentaux n'auraient pas pu être réalisés sans l'aide de nos ingénieurs et stagiaires du centre d'essais. Je remercie Xavier Pinelli, Olivier Rateau, Rémi Legroux, Marc Bonnet pour m'avoir formé, conseillé et épaulé lors des différents essais entrepris au quotidien et avec qui j'ai apprécié de travailler. Je remercie les matinaux du LMT, François Hild, Jean-Pierre Cordebois et Christophe Cluzel pour vos conseils et les discussions. Du côté des simulations numériques, je remercie la cellule calcul que j'ai beaucoup embêté pour les makefiles, le cluster ou les crashes. Merci à Pierre-Jean Lucotte, Philippe Sanchez et Jean-Christophe Cazenave, pour la gestion de nos outils de calculs.

Concernant le modèle DEAP, je remercie Luciano Carvalho Paludo pour nous avoir recodé le modèle, sans ou avec très peu de « *Segmentation fault* »... et optimisé le temps de calcul. Merci à Aya Rima pour les discussions très DEAP, ou à propos de chocolat ! Je remercie également « l'équipe de dessiccation » : Justin Kinda, Pascale Saba et Takwa Sayari, pour votre aide, les partages d'expérience ou pour réaliser des essais. Merci également à Marie Malbois et François Soleilhet pour vos conseils, en début de thèse.

Merci aux doctorants du LMT, Flavien Thierry, Francesco Riccardi, Erisa Myrtja, Yasmine Kaci, Tanya Gutsalenko, Pierre-jean Tisserand, Sébastien Rodriguez, Livio Di Gennaro, Clotilde Chambreuil et tous les doctorants du LMT pour tous les moments de convivialité. Je remercie les permanents du LMT, nos gestionnaires et les membres du secteur et du département GC, Alexandra Bourdot, Tulio Honorio De Faria, Fabrice Gatuingt, Xavier Jourdain, Clément Desodt, Cédric Giry, Pascale Boutard, pour vos conseils et suggestions durant nos différents échanges.

En plus de ces travaux de thèse, j'ai également apprécié de travailler avec Samir Amrouche, Xavier Pinelli, et Martin Poncelet pour réaliser l'asservissement par corrélation d'images.

Et pour finir, je remercie Marie-Thérèse Auclair, Naman Recho, Adrien Socie, ma famille et mon entourage qui me soutiennent depuis toutes ces années.

Il m'a fallu tout ce travail, pour se convaincre que les phénomènes comme les déformations de retrait, de fluage ou la pression capillaire existent. Et surtout, pour se rendre véritablement compte que le couplage numérique-expérimental est plus que primordial.

Merci !

Table des matières

Remerciements	5
Table des matières	i
Table des figures	v
Liste des tableaux	xv
Introduction	1
1 Fissuration mécanique et hydrique des matériaux quasi-fragiles	7
1 Matériaux quasi-fragiles	9
1.1 Rupture quasi-fragile des matériaux cimentaires	9
1.2 Loi de comportement	9
1.3 L'effet unilatéral	10
2 Mécanismes de transfert hydrique dans les matériaux cimentaires	11
2.1 Le retrait endogène au jeune âge	13
2.2 Les mécanismes de séchage	14
2.3 Isothermes de sorption	16
3 La fissuration des matériaux cimentaires par retrait de dessiccation	17
3.1 Le retrait de dessiccation	17
3.2 Mécanismes du retrait de dessiccation	18
3.3 Incompatibilité de phases	21
3.4 Influence de la formulation des matériaux à base cimentaire	22
3.5 Impact du retrait de dessiccation sur les propriétés mécaniques	24
3.6 Fluage	27
4 Conclusion	29
2 Variabilité des matériaux quasi-fragiles à base cimentaire	31
1 Variabilité expérimentale des matériaux cimentaires	33
1.1 État de l'art de la variabilité expérimentale des matériaux cimentaires	33
1.2 Métrologie	54
1.3 Sources de variabilités expérimentales dans ces travaux	57

2	Quantification expérimentale de la variabilité.	60
2.1	La fabrication du matériau	62
2.2	Conservation au jeune âge	65
2.3	Séchage et retrait de dessiccation	68
2.4	Essais de flexion trois points	84
2.5	Essais complémentaires	104
3	Analyse statistique des résultats expérimentaux	123
3.1	Test de normalité	123
3.2	Analyse de la corrélation entre les différentes grandeurs physiques	130
3.3	Estimation du nombre d'essais	135
4	Conclusion	138
3	Modélisations particulaire-lattices des transferts hydriques et de la fissuration dans les matériaux cimentaires	139
1	Fissuration de retrait des matériaux quasi-fragiles avec une approche particulaire-lattice	141
1.1	Modélisation de la fissuration des matériaux cimentaires	141
1.2	Représentation du matériau avec les modèles discrets	147
2	Modélisation des transferts hydriques	160
2.1	Conservation de la masse	161
2.2	Perméabilité relative	163
2.3	Diffusion de la vapeur d'eau	164
2.4	Expression non linéaire de la diffusivité équivalente	164
2.5	Approche continue	165
2.6	Discrétisation spatiale par éléments finis	166
2.7	Discrétisation temporelle	167
2.8	Méthode de résolution	168
3	Le modèle particulaire-lattice : DEAP	170
3.1	Génération du maillage	170
3.2	Cohésion du matériau	171
3.3	Critère de rupture	172
3.4	Interaction des particules	173
3.5	Méthode de résolution	174
3.6	Cas test : Résolution lattice	177
4	Modélisation du retrait de dessiccation et de la flexion trois points avec une approche particulaire-lattice.	178
4.1	Discrétisation spatiale et temporelle	178
4.2	Comportement mécanique du matériau : Identification des paramètres	179
4.3	Impact du retrait de dessiccation sur le comportement mécanique du matériau	182
5	Conclusion	194

Conclusion	195
Perspectives	197
Annexe DIC-C : <i>Digital image correlation controller</i>	199
1 La corrélation d'images	200
2 Pilotage par corrélation d'images	200
2.1 Asservissement des systèmes linéaires	201
2.2 Architecture de la chaîne d'acquisition	202
2.3 DIC-C et PID	203
2.4 Incertitude de mesure et aléas	206
3 Essais sur un matériau quasi-fragile	207
Annexe : Faïençage	209
4 Faïençage surfacique	210
5 Traitement d'images	210
5.1 Seuillage de l'image	210
5.2 Analyse des faïences des éprouvettes expérimentales	210
6 Faïençage expérimental	212
7 Faïençage <i>DEAP</i>	215
Annexe : Observation au microscope électronique à balayage <i>MEB</i>	217
Annexe : Fiches techniques du matériaux	221
Bibliographie	223

Table des figures

1	Faciès de fissuration macroscopique d'une éprouvette en béton sous retrait de dessiccation [Soleilhet, 2018]. Le réseau de fissures en surface forme un faïençage, caractéristique d'un retrait hydrique. Ce qui est également observable sur des toiles de peinture ou dans les déserts de sel.	3
1.1	Comportement mécanique d'un matériau à base cimentaire sous une sollicitation uniaxiale en traction (FIGURE.1.1a) et en compression (FIGURE.1.1b).	10
1.2	Fissure de traction observée au microscope électronique à balayage suite à un retrait de dessiccation, à 15% d'humidité relative [Bisschop et Van Mier, 2002b].	10
1.3	Mise en évidence expérimentale de l'effet unilatéral du matériau cimentaire sous chargement alterné de traction-compression [Mazars <i>et al.</i> , 1990]	11
1.4	Sources de fissures hydriques, thermiques ou mécaniques au cours du temps et en fonction des conditions environnementales extérieures. . .	12
1.5	Évolution de la résistance en compression en fonction du temps [Gu <i>et al.</i> , 2006]	13
1.6	Représentation des phases hydriques du matériau cimentaire [Benboudjema, 2002].	14
1.7	Diffusion moléculaire dans les pores capillaires [Xi <i>et al.</i> , 1994]	15
1.8	Diffusion de l'eau dans les nanopores [Soleilhet, 2018]	15
1.9	Isotherme de sorption [Baroghel-Bouny, 2007]. La désorption du matériau cimentaire semble être indépendante de la formulation (FIGURE.1.9a). Puis, la désorption et l'adsorption induisent un cycle d'hystérésis, pouvant être expliqué par l'effet dit « Ink-bottle » [Espinoso et Franke, 2006].	16
1.10	Gradient de contraintes hydriques, selon l'humidité de la zone locale [De Sa, 2007]. Les transferts hydriques induisent un gradient hydrique pouvant conduire à la fissuration.	18
1.11	Impact de la fissuration surfacique par retrait de dessiccation	18

1.12	Mécanismes de retrait prépondérant selon l'humidité relative [Soroka, 1979]. La prédominance d'un effet est expérimentalement difficile à démontrer.	19
1.13	Illustration du phénomène de dépression capillaire : la dépression de la phase gazeuse attire l'eau liquide au niveau du squelette solide [Soleilhet, 2018]	20
1.14	Incompatibilité pâte de ciment- granulats : Fissuration hydrique après 48h de retrait de dessiccation [Lagier <i>et al.</i> , 2011]	22
1.15	Suivi du retrait de dessiccation en fonction de l'humidité relative, $e/c=0.5$, P : Pâte de ciment, M : mortier. M501 et M502 correspondent respectivement aux ratios sable/liant égales à 1 et 2 [Bissonnette <i>et al.</i> , 1999].	23
1.16	Influence de la fraction volumique des granulats sur le retrait de dessiccation Eguchi et Teranishi [2005].	23
1.17	Influence de la minéralogie des granulats sur le retrait de dessiccation [Maruyama <i>et al.</i> , 2016]. LS : granulats calcaires, SS : granulats de grès	24
1.18	Séchage relatif avec 35% de billes de verre de différentes tailles [Bischof et Van Mier, 2002a].	24
1.19	Comparaison d'un essai triaxial sur un mortier avec un ratio e/c de 0.5 et de 0.8 [Yurtdas <i>et al.</i> , 2006].	26
1.20	Effet Pickett [Hilaire, 2014].	28
2.1	Courbes force-déplacement des essais en flexion trois points entaillées à 15% de la hauteur de l'éprouvette [Wendner <i>et al.</i> , 2015].	35
2.2	Six essais en compression quasi-statiques sur des éprouvettes cylindriques de mortier 60 x 120mm, analysées dans le cadre de l'étude de la fatigue dans les éoliennes offshore [Myrtja, 2020], avec trois types de granulats. Ces courbes présentent les valeurs extrêmes.	36
2.3	Contrainte nominale en fonction de la déformation pour des essais de compression avec : (a) des cylindres 75x150 mm à 31 jours, (b) des cylindres 75x150 mm à 400 jours, (c) des cubes 40x40 mm à 470 jours, (d) des cubes 150x150 mm à 470 jours [Wendner <i>et al.</i> , 2015].	37
2.4	Distribution de la résistance au maximum en compression, après une cure en condition endogène [Aït-Mokhtar <i>et al.</i> , 2013].	39
2.5	Distribution de la résistance au maximum en traction, après une cure d'une année en condition endogène [Aït-Mokhtar <i>et al.</i> , 2013].	40
2.6	Analyse de la variabilité des matériaux cimentaires, avec des essais de compression [Vu <i>et al.</i> , 2017], selon les formulations du TABLEAU.2.5.	42
2.7	Montage des essais de compression dans les travaux de Vu <i>et al.</i> [2017]. Un capteur LVDT est fixé sur les supports de l'éprouvette.	42
2.8	Essais de traction directe sur des éprouvettes de pâte de ciment. Quatre fixations en acier, collées aux spécimens transmettent les efforts de traction [Lhonneur <i>et al.</i> , 2019].	43

2.9	Résultats des essais de traction direct sur des éprouvettes de pâte de ciment [Lhonneur <i>et al.</i> , 2019].	43
2.10	Essais de flexion trois points sur des éprouvettes de pâte de ciment. [Lhonneur, 2020].	44
2.11	Essais de flexion trois points sur des éprouvettes de pâte de ciment. [Lhonneur, 2020].	44
2.12	Essais de fatigue en compression à 10Hz, en fonction de la formulation, et de l'effort appliqué [Myrtja, 2020].	45
2.13	Montage du système de compression avec des capteurs laser et des vis pointeaux pour centrer l'éprouvette [Myrtja, 2020].	46
2.14	Montage du système de compression, avec un appui rotulé, pour les essais quasi-statiques et de fatigue, sur 105 éprouvettes en béton fibré, de 40 mm de côté [Ortega <i>et al.</i> , 2018].	46
2.15	Profondeur de la carbonatation sur trois éprouvettes par batch sur le chantier A2 [Turcry <i>et al.</i> , 2012]. Les résistances en compression correspondent à la distribution FIGURE.2.4b.	48
2.16	Distribution de la carbonatation pour la formulation A1 et A2 [Aît-Mokhtar <i>et al.</i> , 2013].	49
2.17	Distribution de la résistivité pour la formulation A1 à 90 jours et 1 an [Aît-Mokhtar <i>et al.</i> , 2013]	50
2.18	Essais de porosité en trois palier de températures $60^{\circ}C$, $90^{\circ}C$, $105^{\circ}C$ [Aît-Mokhtar <i>et al.</i> , 2013]	51
2.19	Carottage des éprouvettes cylindriques dans un voile [Issaadi <i>et al.</i> , 2017]	53
2.20	Covariance des points expérimentaux pour la porosité à l'eau [Issaadi <i>et al.</i> , 2017]. Il semble difficile de calculer une matrice de covariance pour appliquer ensuite la méthode de Monte-Carlo.	53
2.21	Exactitude de la mesure : Une mesure doit être à la fois juste et précise.	55
2.22	Principales étapes de la campagne expérimentale, dans le cas d'une conservation à température et humidité contrôlées, des éprouvettes de mortier normalisé 70x70x280mm.	60
2.23	Exploitation d'une l'éprouvette 70x70x280mm. L'ensemble des essais réalisés permettent de quantifier la variabilité et de caractériser le matériau cimentaire.	61
2.24	Différents essais des campagnes expérimentales réalisées dans une salle contrôlée en température et humidité relative. Les différentes cures permettent d'éviter les couplages entre les différents types de retrait.	62
2.25	Principales étapes de la fabrication du matériau	63
2.26	Mini-cône d'Abrams. Pour une hauteur de 10cm, pas d'affaissement significatif est observé, indiquant que le matériau semble ferme.	64
2.27	Résidus de perte en masse sous conservation endogène de C1, C2 et C3. Les éprouvettes ont bien été protégées durant la cure au jeune âge.	66

2.28	Distribution de la masse volumique des éprouvettes après décoffrage pour les quatre campagnes expérimentales	67
2.29	Ensemble des spécimens 70x70x280mm	68
2.30	Conditions environnementales lors des essais de retrait de dessiccation dans une salle contrôlée en température et humidité relative (campagnes C1, C2, C4).	70
2.31	Conditions environnementales C3. Conservation en solution aqueuse à $pH = 12$, afin de limiter la lixiviation. Une baisse de pH est observée à partir de 100 jours dans un des bacs. La lixiviation importante peut potentiellement être en cause.	71
2.32	Mesure de la déformation de retrait de dessiccation dans la direction axiale de l'éprouvette.	73
2.33	Déformation en cours de séchage (FIGURE.2.33a, 2.33b, 2.33d), ou en solution basique (FIGURE.2.33c). La déformation positive indique la contraction du matériau. Il s'agit essentiellement du retrait de dessiccation.	75
2.34	Évolution de la déformation en conditions séchantes (retrait de dessiccation essentiellement) en fonction de la perte en masse. Une déformation négative représente une contraction du matériau.	76
2.35	Distribution des mesures finales de retrait de dessiccation.	77
2.36	Cartographie C1 : Positions réelles des éprouvettes soumises à un retrait de dessiccation. L'intensité bleue et la valeur indiquée sur chaque spécimen présentent l'importance de la perte en masse finale.	78
2.37	Cartographie C2 : Deux familles d'éprouvettes peuvent être représentées. Le malaxage insatisfaisant a contraint l'ajout d'eau pour un rapport $e/c = 0,6$	79
2.38	Cartographie C3 : La conservation des éprouvettes dans deux bacs en solution aqueuse ont engendrée la lixiviation des alcalins et une baisse du pH dans le bac à droite.	79
2.39	Position spatiale C4	80
2.40	Perte en masse en conditions de séchage (C1, C2, C4) et de gain de masse pour les éprouvettes conservées dans l'eau (C3).	81
2.41	Évolution de la perte de masse des éprouvettes cylindriques en fonction du temps.	82
2.42	Distributions normalisées des pertes en masse finale pour les campagnes C1 C2 et C4 des éprouvettes conservées sous retrait de dessiccation et sous solution aqueuse (campagne C3).	83
2.43	Banc d'essais de flexion 3 points en acier, supporté par un IPN qui repose sur le vérin hydraulique. L'appui rotulé permet de corriger l'éventuel défaut de parallélisme de l'éprouvette. L'ensemble est aligné par rapport à l'axe vertical de la machine avec des pions de centrage.	85
2.44	L'appui rotulé en acier permet de corriger les défauts de parallélisme de l'éprouvette	86

2.45	Mesure du déplacement vertical du spécimen 70x70x280mm, à l'aide d'un système d'étrier fixé sur la ligne moyenne de l'éprouvette.	87
2.46	Plots support pour mesurer l'ouverture de fissure	89
2.47	Montage de flexion trois-points : Deux capteurs LVDT. L'un mesure la flèche l'autre l'ouverture de fissure. Un capteur optique permet de post-traiter les essais par corrélation d'images.	90
2.48	Comportement des matériaux cimentaires. Le comportement fragile provient d'une rupture brutale, provoquant une ouverture de fissure ne pouvant être compensée par l'asservissement de la machine d'essais. Le caractère quasi-fragile permet d'analyser le comportement post-pic.	91
2.49	Courbes force-déplacements des essais pilotés par des mesures CMOD dans ces quatre campagnes expérimentales.	92
2.50	Mesures de la flèche des trois campagnes expérimentales en flexion trois-points	93
2.51	Distribution de la raideur selon la mesure du CMOD pour chaque campagne expérimentale. La sensibilité du CMOD ne permet pas d'observer clairement des différences entre chaque gâchée.	94
2.52	Distribution de la raideur selon la flèche mesurée.	95
2.53	Distribution de la force au pic en flexion des trois campagnes expérimentales.	96
2.54	Énergie dissipée par fissuration du matériau des trois campagnes expérimentales en flexion trois-points.	98
2.55	Analyse d'incertitudes sur 100 photos théoriquement identiques. Pour une intensité électrique donnée, la tension module la puissance de la ventilation (sachant que $1\text{pix.} \simeq 40\mu\text{m}$). Un ventilateur permet la circulation d'un flux d'air, balayant l'air chauffée par les LED au niveau de la région d'intérêt [Berny <i>et al.</i> , 2018].	100
2.56	Extraction de la fissure mécanique macroscopique avec la DIC. Le maillage a une taille d'éléments de 40 pixels. Ces illustrations permettent de montrer l'influence de la longueur de régularisation sur la tortuosité de la discontinuité cinématique.	101
2.57	Superposition des différents faciès de fissuration des trois campagnes expérimentales issus des essais de flexion trois points. Chaque ligne représente la trajectoire d'une fissure macroscopique.	102
2.58	Zone d'initiation de la fissure mécanique sous flexion trois-points. L'intervalle [100; 200mm] représente l'abscisse horizontale de la poutre. La dispersion provient du caractère hétérogène du matériau et/ou du retrait de dessiccation. La dispersion observée est à $\pm 20\text{mm}$ du centre de l'éprouvette pour une moyenne à 140mm correspondant au milieu de l'éprouvette.	103
2.59	Estimation du module de Young dynamique avec les mesures ultrasonores des trois campagnes expérimentales.	107

2.60	Suivi des mesures ultrasonores de la campagne C3, depuis la fabrication du matériau.	107
2.61	Influence de ν en fonction du temps de transmission longitudinale de l'onde	108
2.62	Système de compression. La presse se trouve à droite, le pilotage du vérin et la pompe au centre, à gauche le conditionneur et le système d'acquisition des données.	109
2.63	Bancs d'essais	110
2.64	Représentation de Cram de la molécule de phénolphtaléine [Kuwabara <i>et al.</i> , 1998]	112
2.65	Échantillons carbonatés à J+1 après application de la phénolnaphthaléine pour les échantillons provenant des trois campagnes expérimentales. Chaque spécimen correspond à une observation qualitative d'une éprouvette caractéristique de la gâchée.	112
2.66	Deux essais de fluage propre (côté gauche) et deux essais de fluage de dessiccation (côté droit).	114
2.67	Conditions environnementales : température et humidité relative et de chargement des essais de fluage propre et de dessiccation.	115
2.68	Quatre essais de fluage suivis pendant 120 jours sur chaque face des spécimens parallélépipédiques 70x70x280mm : 2 spécimens en conditions endogènes (FIGURE.2.68c 2.68d) et 2 spécimens en conditions de dessiccation (FIGURE.2.68a 2.68b). L'incertitude de mesure est de l'ordre de $50\mu m.m^{-1}$ provenant principalement du système de mesure.	116
2.69	Essais de fluage : Comportement moyen des éprouvettes. La charge est appliquée après une cure sous retrait endogène. L'incertitude de mesure du système est de l'ordre de $\pm 25\mu m/m$	117
2.70	Observation au microscope optique Keyence : État de surface d'un spécimen avant l'essai de porosité. En parcourant la surface de l'échantillon, les micro-fissures sont rarement visibles, même avec un grossissement maximal x1000 (qui permet de détecter les ouvertures de fissure de $1\mu m$).	120
2.71	Essais de porosité sur des tranches 70x70x20mm. Environ 300 spécimens sont testés pour les trois premières campagnes expérimentales.	121
2.72	Essais de porosité sur environ 300 spécimens provenant des différentes campagnes expérimentales.	122
2.73	Tests quantile-quantile pour 10 grandeurs physiques de la campagne expérimentale conservée en conditions de séchage et avec un rapport $e/c = 0.5$	127
2.74	Tests quantile-quantile pour 10 grandeurs physiques de la campagne expérimentale conservée en conditions de séchage et avec un rapport $e/c = 0.6$	128

2.75	Tests quantile-quantile pour 10 grandeurs physiques de la campagne expérimentale conservée dans une solution à $pH = 12$ et avec un rapport $e/c = 0.5$	129
2.76	Campagne 1 : coefficients de corrélation	132
2.77	Campagne 2 : coefficients de corrélation	133
2.78	Campagne 3 : coefficients de corrélation	134
2.79	Exemples de valeurs moyennes en fonction du nombre de spécimens et des valeurs expérimentales tirées aléatoirement.	136
3.1	Représentation de l'endommagement du matériau, sous chargement multi-axial, avec la méthode des champs de phase [Wu <i>et al.</i> , 2017].	143
3.2	Représentation continue et discontinue de la fissuration. (a) Faciès de fissuration, (b) Contrainte du matériau prédite par le modèle et lissée sur la section AA, (c) Fissuration avec interface, (d) bande de fissuration [Bažant et Oh, 1983].	144
3.3	Concept de la représentation de la discontinuité basée sur la mécanique des milieux continus [Oliver <i>et al.</i> , 2006]	145
3.4	Exemple d'essai « double-cantilever-beam ». Le champ de déformation est enrichi au niveau des éléments atteints par la fissuration [Oliver <i>et al.</i> , 2006]	145
3.5	Fracture hydrique couplée à la X-FEM [Roth <i>et al.</i> , 2020a]	146
3.6	Discrétisation spatiale régulière	148
3.7	Cinématique de la poutre élémentaire [Schlangen et Garboczi, 1997]	148
3.8	Exemple d'un essai de traction. La figure de gauche montre l'état du matériau à la résistance maximale, la figure de droite le faciès de fissuration à la rupture. Les couleurs indiquent implicitement les différentes phases d'un matériau scanné et les lignes en noires la fissuration [Šavija <i>et al.</i> , 2020].	149
3.9	Deux exemples de faciès de fissuration, l'un suivi par corrélation d'images et l'autre représenté avec un modèle lattice.	150
3.10	Deux principales méthodes de discrétisation spatiale	151
3.11	Modélisation de deux phases du béton pour le calcul de structures [Meguro et Hakuno, 1989]	151
3.12	Deux approches dans la discrétisation spatiale du matériau	153
3.13	Dualité Delaunay-Voronoi [Bolander Jr et Saito, 1998].	154
3.14	Dualité Delaunay-Voronoi [Grassl et Bolander, 2016]	155
3.15	Faciès d'endommagement selon la loi de comportement du joint [Lefort <i>et al.</i> , 2020].	155
3.16	Différentes approches dans le cadre de la représentation d'une discontinuité	159
3.17	Algorithme de résolution hydrique. Le champ de saturation calculé au niveau des centroïdes permet la prédiction de la perte en masse du spécimen.	169

3.18	Discrétisation spatiale en quatre principales étapes. Elles assurent l'indépendance du trajet de la fissuration et de la discrétisation. . . .	171
3.19	Orientation des poutres de cohésion. La lecture s'effectue sur chaque centroïde. Par conséquent, chaque poutre, constituée de deux nœuds est lue deux fois, correspondant aux deux couleurs présentées. . . .	172
3.20	Interaction entre deux particules i et j	173
3.21	Convergence des propriétés élastiques en fonction de la finesse de la discrétisation [Delaplace, 2008]	175
3.22	Cas test simple pour la validation du programme hydrique DEAP. Le code couleur permet FIGURE.3.22a de visualiser l'évolution de la saturation en effectuant une comparaison DEAP-Cast3m sur la FIGURE.3.22b. Selon les paramètres, le gradient hydrique peut empêcher la convergence du calcul numérique.	177
3.23	Discrétisation spatiale de la poutre 70x70x280mm. L'identification des paramètres s'effectue avec 8556 particules. Le rayon équivalent d'une particule est de 1.5mm. Les conditions aux limites se trouvent dans une zone considérée élastique.	179
3.24	Exemple de faciès de fissuration pour un essai en flexion trois points (x10).	180
3.25	La courbe force-déplacement moyennée sur 50 essais et comparée à la campagne expérimentale. Les paramètres sont identifiés sur les éprouvettes conservées en solution aqueuse. Peu de variabilité est observée sur la partie élastique.	181
3.26	Comparaison de la distribution expérimentale et particulière lattice, de la résistance en traction normalisée	181
3.27	Identification de l'isotherme de désorption avec un algorithme du gradient et un algorithme évolutionnaire	184
3.28	Modélisation du retrait de dessiccation sur cette éprouvette avec les paramètres mécaniques identifiés	185
3.29	Identification de la perméabilité intrinsèque et du coefficient de couplage hydro-mécanique. Une comparaison est réalisée avec une résolution aux éléments finis.	187
3.30	Fissure de retrait de dessiccation avec une approche particulière-lattice (x100).	187
3.31	Exemple de l'endommagement de dessiccation avec une approche classique éléments finis. L'endommagement diffus est maximal sur les bord de la poutre. Le modèle particulière lattice permet une représentation plus réaliste du faciès de fissuration.	188
3.32	Exemple d'un faïençage causé par un retrait de dessiccation durant plus de cinq années [Soleilhet, 2018]. La fissure locale apparaît de manière orthogonale sur les bords. Les fissures visibles à l'oeil sont surlignées en rouge.	188

3.33	Faciès de fissuration d'une éprouvette ayant subie un retrait de dessiccation puis un chargement mécanique en flexion trois points (x15).	189
3.34	Prédiction du comportement mécanique du matériau cimentaire avec le modèle particulaire-lattice DEAP, sous l'influence de la pression capillaire. L'essai de flexion trois points est réalisé après 210 jours de retrait de dessiccation.	190
3.35	Comparaison de la résistance maximale en traction avec un essai de flexion trois points et la prise en compte de la pression capillaire.	191
3.36	Comparaison entre la résistance maximale en traction avec un essai de flexion trois points et la prise en compte de la pression capillaire.	192
3.37	Superposition de cinq faciès de fissuration macroscopique issus de cinq essais numériques en flexion trois points, sans la prise en compte du retrait de dessiccation. Cet ensemble de faciès représente la prédiction numérique de la campagne C3 conservée dans une solution à $pH = 12$ (FIGURE.2.57c). Contrairement à la théorie, prévoyant une discontinuité au niveau du moment maximal, une variabilité est observée au niveau de l'initiation de la fissuration. La superposition des cinquante essais numériques indique une zone d'initiation de la fissure à $\pm 30mm$ du centre du spécimen.	193
3.38	Superposition de cinq faciès de fissuration issus des essais de flexion trois points avec la prise en compte du retrait de dessiccation avant l'application de la charge mécanique à l'abscisse $0.14m$ et sans la prise en compte de la pression capillaire $b_\epsilon = 0$. Cet ensemble de faciès représente la prédiction numérique de la campagne C1, conservée en conditions de séchage, jusqu'à l'équilibre hydrique (FIGURE.2.57a). La superposition des cinquante essais numériques indique une zone d'initiation de la fissure à $\pm 60mm$ du milieu de l'éprouvette.	193
39	Asservissement classique d'un système linéaire en boucle fermée	201
40	Asservissement par DIC	202
41	Architecture DIC, réalisé au LMT pour le pilotage	203
42	Test de l'asservissement PID avec un signal sinusoïdale	204
43	Test de l'asservissement PID avec un signal carré	205
44	Incertitudes de mesure et performances du système	206
45	Visualisation de l'échantillon avec un objectif télécentrique	207
46	Essais de flexion trois points pilotés par corrélation d'images. Le pilotage est possible sur un matériau quasi-fragile grâce aux performances de la boucle d'asservissement et de l'incertitude de mesure	208
47	Éprouvettes de retrait issue de la campagne expérimentale de Soleilhet [2018]. Les fissures de retrait sont marquées au feutre pour créer un contraste avec la surface du spécimen.	211
48	Exemple d'un faiencage surfacique du béton (http://www.thethermographiclibrary.org/index.php?title=Faiencage.jpg)	212

49	Traitement de l'image sur deux programmes différents.	212
50	Traitement de l'image : Mise en avant des fissures de retrait	213
51	Traitement d'images sur les éprouvettes de Soleilhet [2018]	213
52	Calcul du rayon équivalent des faïences détectées sur les éprouvettes de Soleilhet [2018]	214
53	Modélisation du faïençage par une approche particulaire-lattice	215
54	Fissuration du matériau x1000	218
55	Observation x250	219
56	Fiche technique du CEM I 52.5 N CE CP2 NF EQIOM [2018]	221
57	Fiche technique du sable normalisé [Société nouvelle du littoral, 2019]	222

Liste des tableaux

2.1	Essais de compression des éprouvettes dans les travaux de Cussigh <i>et al.</i> [2007] à 28 jours.	34
2.2	Trois formulations considérées dans les travaux de Aît-Mokhtar <i>et al.</i> [2013]	38
2.3	Essais de compression des éprouvettes 113x226mm dans les travaux de Aît-Mokhtar <i>et al.</i> [2013] à 28 jours.	39
2.4	Essais de compression des éprouvettes 113x226mm dans les travaux de Aît-Mokhtar <i>et al.</i> [2013], après une cure d'une année dans un environnement saturé.	39
2.5	Formulations considérées dans les travaux de Vu <i>et al.</i> [2017] pour $1m^3$ de matériau. La différence entre la formulation M et C provient de la taille maximale des granulats, respectivement égale à 16mm et 25mm.	41
2.6	Diffusion des ions chlorites dans les travaux de Aît-Mokhtar <i>et al.</i> [2013] sur des échantillons matures entre trois et douze mois, pour des raisons de logistique.	47
2.7	Isotherme de désorption dans les travaux de Aît-Mokhtar <i>et al.</i> [2013] sur trois échantillons par gâchée.	48
2.8	Profondeur de la carbonatation dans les travaux de Aît-Mokhtar <i>et al.</i> [2013] sur trois échantillons par gâchée.	49
2.9	Essais de porosité à $105^{\circ}C$ [Aît-Mokhtar <i>et al.</i> , 2013].	50
2.10	Essais de porosité selon le palier de température [Aît-Mokhtar <i>et al.</i> , 2013].	50
2.11	Essais de lixiviation accélérée dans les travaux de Aît-Mokhtar <i>et al.</i> [2013], après une cure d'une année dans un environnement à pH basique.	51
2.12	Mesure de la perméabilité dans les travaux de Aît-Mokhtar <i>et al.</i> [2013] sur trois échantillons de la gâchée A1.	52
2.13	Récapitulatif des coefficients de variation, de la campagne expérimentale de Aît-Mokhtar <i>et al.</i> [2013].	52
2.14	Formulation du mortier considérée dans les campagnes expérimentales.	63
2.15	Conditions environnementales des différentes coulées : Température et humidité relative (HR) de la salle de fabrication.	64

2.16	Bilans effectifs de la fabrication (perte d'un coffrage lors de la vibration de la campagne 1).	65
2.17	Notations pour référencer les campagnes expérimentales, après, au minimum, 28 jours de cure endogène. Conservation en condition endogène des éprouvettes 70x70x280mm et cylindriques au jeune âge. Pour des questions de planning, les temps de conservation ne sont pas identiques. Mais l'hydratation se stabilise après 30 jours [Gu <i>et al.</i> , 2006; Panesar et Shindman, 2012].	65
2.18	Caractéristiques du capteur de température et d'humidité <i>AKO 15750</i>	69
2.19	Fluctuations de la température dans la salle pour le suivi des éprouvettes 70x70x280mm	71
2.20	Fluctuations de l'humidité relative dans la salle pour le suivi des éprouvettes 70x70x280mm	71
2.21	Fluctuations du pH dans les différents bacs pour le suivi des éprouvettes 70x70x280mm	72
2.22	Caractéristiques du comparateur <i>Mitutoyo Corp 543-790B</i> pour les mesures de retrait de dessiccation	72
2.23	Déformations de retrait des éprouvettes 70x70x280mm	74
2.24	Caractéristique de la balance Mettler Toledo MS16001LE/M01	76
2.25	Perte ou Gain de masse des éprouvettes 70x70x280mm	82
2.26	Nombre d'essais des campagnes expérimentales. Le nombre de post-pic indique que la propagation de la fissure macroscopique est contrôlée contrairement au nombre de rupture fragile.	90
2.27	Raideur du matériau selon le CMOD	93
2.28	Raideur du matériau selon la flèche	95
2.29	Résultats de la force au pic des essais de flexion trois points	97
2.30	Énergie dissipée par fissuration	97
2.31	Module de Young dynamique	106
2.32	Propriétés mécaniques moyennes des éprouvettes cylindres en traction et en compression.	110
2.33	Caractérisation mécanique du matériau par des essais de compression sur des éprouvettes cylindriques.	114
2.34	Paramètres du fluage propre	118
2.35	Distribution de la porosité obtenue expérimentalement.	120
2.36	Notations utilisées pour les Figures 2.76, 2.77, 2.78	131
2.37	Nombre d'essais expérimentaux représentatifs pour la campagne C1, en condition de dessiccation.	136
2.38	Nombre d'essais expérimentaux représentatifs pour la campagne C2, en condition de dessiccation.	137
2.39	Nombre d'essais expérimentaux représentatifs pour la campagne C3 conservée en solution à pH basique.	137
3.1	Identification des paramètres mécaniques du modèle particulaire-lattice.	179

3.2	Identification de l'isotherme de désorption, à partir des travaux de Rougelot [2008]	185
3.3	Paramètres du modèle hydrique dans des conditions normales de température et de pression (CNTP)	186

Introduction

Contexte

Les ressources énergétiques contribuent fortement au développement économique et au confort de vie. Selon, l'[IEA Electricity Information \[2016\]](#) « *The International Energy Agency* », la consommation d'énergie a plus que doublé ces trois dernières décennies mais avec d'importantes disparités. L'émergence de nouvelles puissances économiques et l'augmentation de la population mondiale accentuent notamment la demande énergétique, avec une explosion de la consommation. La production énergétique se montre comme un pilier fondamental et indispensable dans nos sociétés et nos modes de vie. En effet, comme le montre l'indice de développement humain qui se base sur l'espérance de vie à la naissance, l'éducation et le PIB par habitant, une corrélation peut être généralement réalisée entre le niveau de vie et la consommation d'énergie par habitant.

En France, le mix énergétique se compose à plus de 70% de ressources nucléaires. Plus de la moitié de la consommation d'électricité provient des particuliers, des services publics, et des activités tertiaires. Les réacteurs en fonctionnement sont les fruits de la politique du plan Messmer, suite au choc pétrolier de 1973. Cette prise de conscience et ces mesures d'indépendance énergétique évitent les éventuels rapports de force géopolitique. La valorisation des combustibles usés, à travers une analyse de cycle de vie, favorise la fabrication et l'utilisation du mélange d'oxyde. Les actinides mineurs, non recyclables, sont méthodiquement stockés dans un espace géologique en profondeur.

Les enjeux environnementaux favorisent le développement des énergies renouvelables. Cependant, la sûreté de production, le stockage et la compétitivité ne sont pas encore à la hauteur, pour assouvir une demande continuellement croissante. Le groupe d'experts intergouvernemental sur l'évolution du climat recommande également l'énergie atomique comme énergie bas carbone. Par conséquent, la production et la maintenance des constructions actuelles doivent être assurées pour la transition énergétique.

Pourquoi faut-il analyser ces structures existantes ?

Le vieillissement des constructions cimentaires massives telles que les complexes nucléaires, les barrages ou les ponts, doit être constamment surveillé. Ces structures cimentaires sont dimensionnées pour une certaine durée d'exploitation. Ces matériaux sont les plus utilisés dans le monde pour des raisons économiques et de mise en oeuvre. En effet, l'abondance de la roche calcaire permet d'assurer une production à moindre coût, environ 6 fois moins cher que l'acier, en 2020. La maintenance et la durabilité sont actuellement nécessaires pour assurer l'intégrité de la structure et assurer la sécurité de la population. Le suivi singulier de ces structures doit respecter des normes, plus poussées que celles des Eurocodes qui s'appliquent pour des bâtiments standards.

Dans ces travaux, l'analyse du séchage des matériaux cimentaires permet de modéliser et de tenir compte de l'historique des transferts hydriques du matériau. En effet, le retrait de dessiccation défini par les normes de construction n'estime pas correctement les transferts hydriques. De plus, le caractère aléatoire induit par l'hétérogénéité du matériau n'est généralement pas pris en compte. Les dégradations interviennent tout au long de l'exploitation de la structure. Une idée naturelle consisterait à surdimensionner l'ouvrage, mais ce phénomène de retrait et les effets d'échelles sont d'autant plus impactant que la taille de la structure est importante.

Comment le matériau se dégrade ?

La dégradation des matériaux cimentaires provient notamment de l'interaction avec son environnement. Les variations de températures et d'humidité, au fil des saisons et des années, accentuent l'endommagement de la structure. Ces échanges permanents engendrent de la fissuration et une dégradation des propriétés mécaniques et hydriques. D'un point de vue résistance structurelle, le réseau de fissures facilite la corrosion des armatures qui perdent également leurs propriétés. D'un autre côté, ce sont les transferts hydriques qui permettent l'infiltration d'ions agressifs. C'est pour cette raison que la compréhension de la fissuration des matériaux cimentaires est indispensable.

Deux principales périodes caractérisent les matériaux cimentaires, il s'agit du jeune âge et du comportement à long terme. Lors de la fabrication, le matériau est visqueux, le squelette solide se forme en une journée avec du retrait plastique. Les réactions chimiques se poursuivent tout au long de la vie du matériau, selon la cinétique de l'hydratation. Une coexistence et un couplage des phénomènes, entre 0 et 28 jours, apparaît durant la période du jeune âge. L'hydratation du matériau, se poursuit avec l'augmentation des propriétés mécaniques comme le module de Young. Au bout de 28 jours, l'hydratation est considérée comme stable et 95% des propriétés sont atteintes. En ce qui concerne, les propriétés hydriques, l'hydratation du matériau entraîne l'absorption d'eau dans le matériau laissant place à des vides appelés pores. Ce phénomène est désigné comme de l'autodessiccation. Ce

couplage hydro-mécanique est d'autant plus prononcé que le ratio d'eau-ciment est important. Par ailleurs, le retrait de dessiccation, lié au séchage, se met en place dès que le matériau est soumis à un environnement différent de celui en son cœur. Concernant la partie thermique, la réaction d'hydratation étant exothermique et autogérée, le retrait thermique s'effectue quelques jours après la formation du squelette. L'apparition des fissures provient de zones localement sous contraintes qui dépassent le seuil de rupture en traction. Sachant que le matériau n'a pas encore atteint son état de maturité maximale, des phénomènes d'auto-cicatrisation peuvent se dérouler. Au jeune âge, le protocole de fabrication et les premiers jours de conservation conditionnent l'état du matériau à long terme.

Puis, le retrait de dessiccation (FIGURE.1) intervient de manière prépondérante, sur plusieurs années. La diffusion de l'eau liquide et de la vapeur d'eau induisent localement des efforts, permettant à l'eau capillaire et à l'eau libre de se déplacer. Il est alors possible que le seuil de rupture soit dépassé notamment au niveau des imperfections comme la porosité, ou à l'interface pâte de ciment-granulat-sable. Le réseau de fissures ainsi créé, interconnecte les pores et facilite les transferts hydriques. Ce phénomène bien qu'aléatoire, se caractérise par une déformation globale et homogène du matériau.

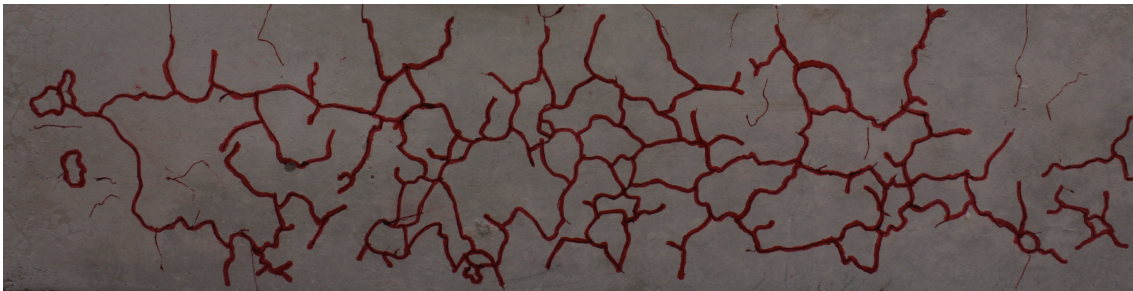


Figure 1 – Faciès de fissuration macroscopique d'une éprouvette en béton sous retrait de dessiccation [Soleilhet, 2018]. Le réseau de fissures en surface forme un faïençage, caractéristique d'un retrait hydrique. Ce qui est également observable sur des toiles de peinture ou dans les déserts de sel.

Au fil des années, l'humidité au cœur du matériau se stabilise avec son environnement extérieur, pouvant provoquer la précipitation de nouvelles espèces cristallines, dissoutes lors du jeune âge. La formation différée de cristaux d'ettringite remplit la porosité du matériau, tant que les ions sont disponibles dans la solution interstitielle. Puis, cette surabondance de cristaux, fissure le matériau de l'intérieur. Ces « cancers » du béton sont également déterminants vis-à-vis de la durabilité de la structure. Deux principaux phénomènes sont décrits dans la littérature, la réaction alcali-granulat RAG ou la réaction sulfatique interne RSI. Ces deux pathologies ne seront pas abordées dans ces travaux.

Dans ces travaux, les analyses de durabilité se concentrent uniquement sur le

retrait de dessiccation. Ainsi lors de la campagne expérimentale, les conditions de conservation visent à limiter le couplage entre le retrait de dessiccation et les effets du jeune-âge ou de différentes pathologies.

Quels sont nos moyens d'analyses ?

Comme indiqué précédemment, l'importance de l'historique du matériau est un enjeu primordial. Elle n'est pas forcément pris en compte dans les simulations numériques, soit parce qu'aucune mesure n'a été effectuée, soit parce que le temps de calcul est déjà trop coûteux et que des hypothèses simplifiées sont donc considérées. Dans ces travaux, le séchage des matériaux cimentaires et plus particulièrement le retrait de dessiccation, prépondérant dans l'exploitation du matériau, est pris en compte. L'influence du retrait de dessiccation sur le comportement mécanique du matériau est simulée et analysée. Ces modélisations numériques sont indispensables, car elles permettent de prédire le comportement des structures sur le long terme. Dans ce cadre d'étude, l'utilisation d'une approche discrète particulaire-lattice permet d'apporter une représentation explicite du faciès de fissuration, contrairement à un modèle continu. Les discontinuités cinématiques sont localisées et l'effet unilatéral, lors d'une refermeture de fissure est représentée avec des lois de contact.

À l'échelle macroscopique, le matériau est généralement considéré homogène et isotrope. Pour autant, le caractère hétérogène des matériaux cimentaires, lié à la présence de différentes phases, est pris en compte dans le modèle particulaire lattice à travers des propriétés de rupture aléatoire, suivant une loi de probabilité identifiée préalablement. La variabilité induite dans la réponse du matériau, dépend donc de la loi de probabilité choisie et des paramètres considérés. Pour identifier au mieux l'aléa numérique et ainsi représenter au mieux la fissuration, une campagne expérimentale, a été réalisée. Elle vise à la fois à caractériser la variabilité des matériaux cimentaires et l'influence des conditions de conservation sur le comportement mécanique. L'analyse bibliographique de ces études de variabilité sont peu communes, principalement en raison du temps nécessaire à la réalisation de ces essais.

Que présente ce manuscrit ?

Dans ce manuscrit, la première partie présente un état de l'art concernant des lois de comportement, les déformations différées et la fissuration des matériaux cimentaires. L'intérêt porte principalement sur le séchage du matériau et les mécanismes du retrait de dessiccation.

Une seconde partie présente une étude expérimentale de la variabilité des matériaux quasi-fragiles. En effet, de manière générale, seulement trois essais sont réalisés pour des raisons de temps et de coût. Les tendances dégagées dans l'analyse des résultats peuvent être non significatives, en raison du caractère aléatoire du matériau. Par exemple, l'estimation de la moyenne ou de l'écart-type n'est potentiellement pas représentative. Par conséquent, plusieurs campagnes expérimentales sont réalisées

afin de caractériser l'influence des conditions environnementales ainsi que l'influence de la formulation. Un suivi de la perte en masse et des déformations de retrait est réalisé durant plus de 200 jours puis des essais mécaniques en flexion trois points sont réalisés.

Ensuite, la caractérisation des transferts hydriques et des propriétés mécaniques du matériau permettent de calibrer les paramètres du modèle particulaire-lattice. Le choix d'une approche par éléments discrets permet une meilleure représentation de la fissure comparée à une résolution éléments finis avec un modèle d'endommagement. Elle permet notamment de représenter l'effet unilatéral des matériaux quasi-fragiles en localisant la fissuration. Le retrait de dessiccation du matériau est modélisé par un modèle de diffusion. L'identification des paramètres numériques permet de représenter les essais expérimentaux.

Chapitre 1

Fissuration mécanique et hydrique des matériaux quasi-fragiles

Cette partie présente différents phénomènes physiques intrinsèques aux matériaux cimentaires, qui interviennent lors de leur exploitation. Les différentes phases de la vie des matériaux cimentaires, en particulier les mécanismes de retrait de dessiccation et les conséquences de la fissuration sont présentés.

Sommaire

1	Matériaux quasi-fragiles	8
1.1	Rupture quasi-fragile des matériaux cimentaires	8
1.2	Loi de comportement	8
1.3	L'effet unilatéral	9
2	Mécanismes de transfert hydrique dans les matériaux ci-	
	mentaires	10
2.1	Le retrait endogène au jeune âge	12
2.2	Les mécanismes de séchage	13
2.2.1	La diffusion moléculaire	13
2.2.2	La diffusion de Knudsen	14
2.2.3	La diffusion surfacique	14

2.3	Isothermes de sorption	15
3	La fissuration des matériaux cimentaires par retrait de dessiccation	16
3.1	Le retrait de dessiccation	16
3.2	Mécanismes du retrait de dessiccation	17
3.2.1	La dépression capillaire	18
3.2.2	La pression de disjonction	19
3.2.3	L'énergie surfacique	20
3.3	Incompatibilité de phases	20
3.4	Influence de la formulation des matériaux à base cimentaire .	21
3.5	Impact du retrait de dessiccation sur les propriétés mécaniques	23
3.5.1	Résistance en compression	23
3.5.2	Résistance en traction	24
3.5.3	Module de Young	24
3.6	Fluage	26
3.6.1	Fluage propre	26
3.6.2	Fluage de dessiccation	27
4	Conclusion	28

1 Matériaux quasi-fragiles

Cette partie présente la rupture quasi-fragile des matériaux cimentaires caractérisée par sa loi de comportement à travers des essais mécaniques.

1.1 Rupture quasi-fragile des matériaux cimentaires

Les matériaux à base cimentaire se définissent par leur comportement quasi-fragile conduisant à une instabilité lors de l'amorce et de la propagation de la fissure, contrairement aux alliages métalliques ductiles. À l'échelle macroscopique, la rupture quasi-fragile, s'effectue en deux principales étapes : la micro-fissuration, première source de non-linéarité et l'amorce de la fissure principale. Selon la formulation ou la géométrie de l'éprouvette, une rupture fragile peut également avoir lieu, notamment sur des bétons à hautes performances, capables d'emmagasiner de l'énergie élastique de manière plus importante.

Ces matériaux composites non ordonnés se constituent généralement d'un mélange d'eau, d'agrégats et d'un élément liant, leurs conférant une résistance mécanique à travers le squelette solide. Ces matériaux doivent à la fois faire face aux interactions avec l'environnement selon le milieu extérieur, mais également résister aux charges mécaniques. Par conséquent, leur description mathématique conduit à la modélisation de phénomènes fortement non linéaires, comme les transferts hydriques ou le comportement adoucissant lors de la propagation de la fissuration.

1.2 Loi de comportement

Le comportement mécanique des matériaux cimentaires se caractérise par les propriétés classiques d'un matériau : le module de Young, la résistance maximale, le coefficient de Poisson ou l'énergie de fissuration. De plus, cette réponse mécanique est influencée par les phénomènes de diffusion hydrique ou thermique entre autres.

Des essais uni-axiaux élémentaires permettent de quantifier les propriétés mécaniques d'un matériau quasi-fragile. Les essais de traction et de compression doivent être réalisés avec une maîtrise des conditions aux limites, du centrage de l'éprouvette ou de l'axe du chargement. Par ailleurs, des essais complémentaires de flexion ou de fendage peuvent être réalisés. Des chargements multi-axiaux se développent également avec des méthodes hybrides [Carpiuc *et al.*, 2018].

Dans le cas d'un état de traction, (FIGURE.1.1a) un adoucissement est observé au niveau de la partie post-pic du matériau, correspondant à la propagation de la fissure. Dans le cas d'une compression cyclique (FIGURE.1.1), le comportement expérimental montre des boucles d'hystérésis, indiquant la compression de la porosité et la formation d'un réseau de micro-fissures [Nemati *et al.*, 1998]. Par ailleurs, la

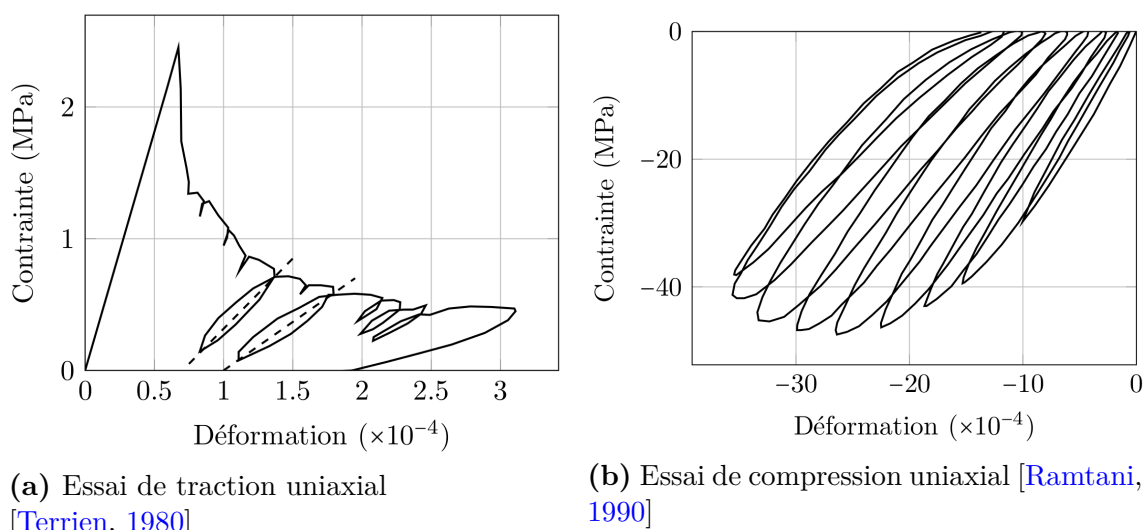


Figure 1.1 – Comportement mécanique d'un matériau à base cimentaire sous une sollicitation uniaxiale en traction (FIGURE.1.1a) et en compression (FIGURE.1.1b).

caractérisation du comportement mécanique des matériaux cimentaires montre une dissymétrie dans la résistance en traction et compression.

Dans ces travaux, l'intérêt porte surtout sur la résistance en traction, la faiblesse du matériau. En effet, le séchage des matériaux cimentaires explicité dans la suite (section 2) peut induire une rupture du matériau en traction (FIGURE.1.2).

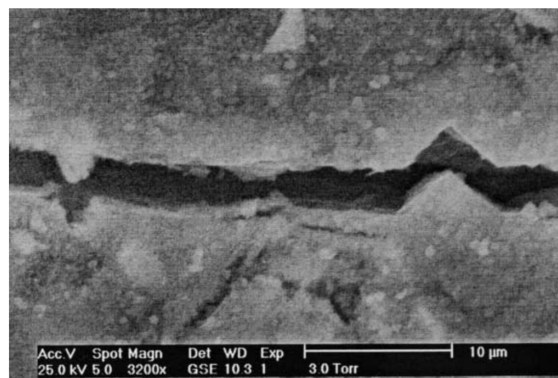
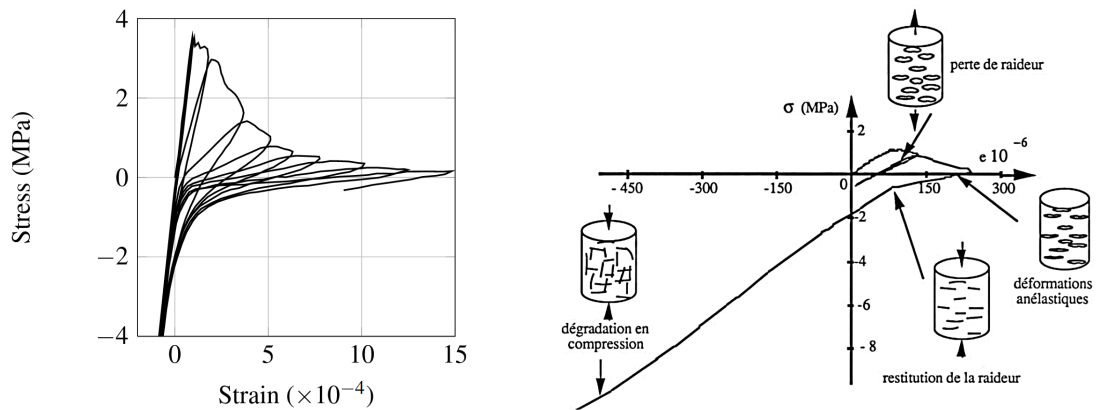


Figure 1.2 – Fissure de traction observée au microscope électronique à balayage suite à un retrait de dessiccation, à 15% d'humidité relative [Bisschop et Van Mier, 2002b].

1.3 L'effet unilatéral

L'effet unilatéral correspond à une reprise de raideur des matériaux cimentaires dans un essai de traction-compression, avec un endommagement développé en trac-

tion (FIGURE.1.3). Ce phénomène provient d'une fissuration suivi d'une refermeture de fissures et d'une reprise de raideur. Ce phénomène a été observé notamment par Mazars *et al.* [1990], La Borderie [1991], Ramtani [1990], Nouailletas [2013]. Dans ce manuscrit, ces travaux portent sur l'impact du retrait de dessiccation sur le comportement mécanique à rupture du matériau. Par conséquent, les fissures surfaciques provenant du retrait de dessiccation, peuvent subir une refermeture de fissure, selon la configuration de l'essai mécanique. Par ailleurs, la représentation explicite de la fissuration permet de prendre en compte ce phénomène.



(a) Essai cyclique : traction-compression [Nouailletas, 2013]

(b) Reprise de raideur après adoucissement du matériau [Ramtani, 1990]

Figure 1.3 – Mise en évidence expérimentale de l'effet unilatéral du matériau cimentaire sous chargement alterné de traction-compression [Mazars *et al.*, 1990]

2 Mécanismes de transfert hydrique dans les matériaux cimentaires

Initialement sous forme liquide-visqueuse, les matériaux cimentaires peuvent se dégrader après la prise et la solidification. De plus, la différence d'humidité relative entre le cœur du matériau et son environnement induit un transfert hydrique jusqu'à l'équilibre. Les différentes déformations, comme celles de retrait de dessiccation sont à l'origine de ces phénomènes qui peuvent provoquer la fissuration du matériau. Par contre, le fluage contre-balance en partie cette fissuration, en relaxant les contraintes dans le matériau [Acker et Ulm, 2001].

Au cours de son existence, une structure est soumise à plusieurs types de retrait pouvant engendrer des contraintes et conduire à une rupture locale dans le matériau (FIGURE.1.4). Chaque composante de déformation prédomine à une période de la vie du matériau. Par conséquent, la déformation totale ε_{totale} résulte de la somme de chaque déformation et correspond à la valeur mesurée expérimentalement.

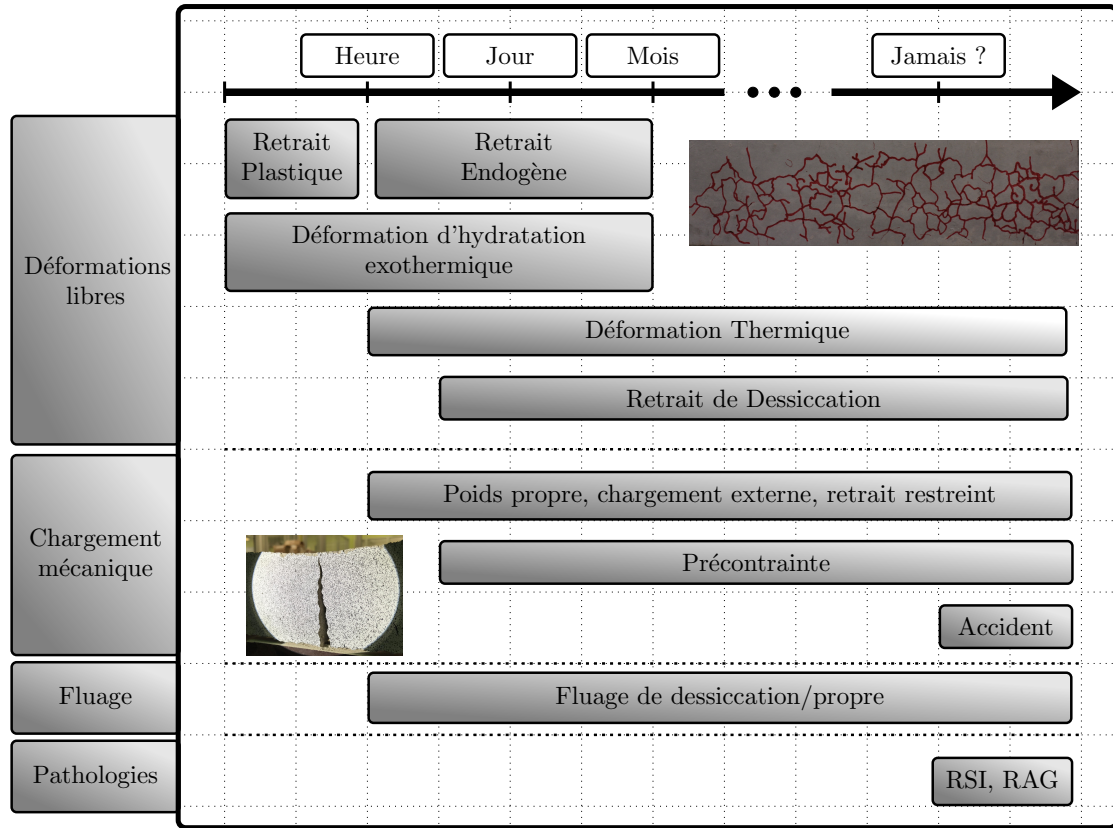


Figure 1.4 – Sources de fissures hydriques, thermiques ou mécaniques au cours du temps et en fonction des conditions environnementales extérieures.

$$\varepsilon_{totale} = \varepsilon_{autoDess} + \varepsilon_{dessiccation} + \varepsilon_{fluage} + \sum \varepsilon^{thermiques} + \sum \varepsilon^{pathologies} \quad (2.1)$$

Dans ces travaux, les phénomènes couplés sont négligés. L'intérêt porte uniquement sur les phénomènes hydriques et en particulier le retrait de dessiccation $\varepsilon_{dessiccation}$, d'un point de vu variabilité du matériau cimentaire et de la modélisation aux éléments discrets. Par ailleurs, les déformations de fluage ε_{fluage} apportent des informations complémentaires concernant le comportement différé du matériau sous un chargement constant. Puis, les déformations thermiques peuvent être provoquées par le retrait exothermique, lors de l'hydratation du matériau [Briffaut *et al.*, 2012] ou par la montée extérieure en température, lors d'un incendie [Bailey et Ellobody, 2009]. Les pathologies du béton $\varepsilon^{pathologies}$, telles que la réaction sulfatique interne [Pavoine *et al.*, 2012; Divet, 2001; Socié, 2019] et la réaction alkali-granulat [Fournier et Bérubé, 2000] ne seront pas abordées dans le cadre de cette études car ce sont des évènements ponctuels dans l'exploitation d'une structure par rapport au retrait de dessiccation.

Dans cette partie, une brève présentation du retrait endogène est réalisée. Puis, le séchage et les mécanismes de retrait, illustrant l'endommagement de la structure à l'échelle du matériau, sont présentés. Le réseau de fissures catalyse la dégradation du matériau en favorisant les déformations différées et l'infiltration des agents potentiellement agressifs.

2.1 Le retrait endogène au jeune âge

Les premiers phénomènes de retrait se produisent dès que le grain de ciment entre en contact avec l'eau induisant le retrait dit « chimique » ou « Contraction de Le Chatelier ». En effet, le volume des produits est inférieur à celui des réactifs pour un ciment Portland. À partir de ce moment, les hydrates continuent à se former. Le matériau passe progressivement d'un état fluide à un état solide, en quelques heures. Un squelette cimentaire se forme en emprisonnant l'eau non consommée. La réaction d'hydratation se poursuit conduisant au retrait d'auto-dessiccation.

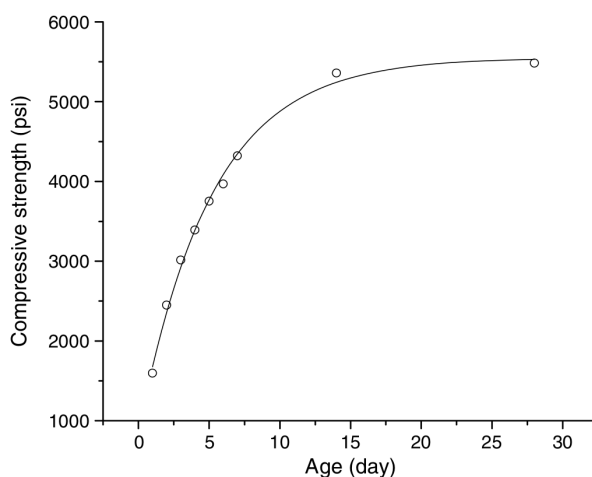


Figure 1.5 – Évolution de la résistance en compression en fonction du temps [Gu *et al.*, 2006]

Le ciment anhydre restant réagit avec l'eau de la solution interstitielle, laissant place principalement à une dépression capillaire et à une variation de la tension superficielle dans les pores capillaires formés, contenant de l'air et de la vapeur d'eau [Eustathopoulos *et al.*, 2017]. Les propriétés mécaniques se mettent en place progressivement en fonction de l'hydratation du matériau [Krauß et Hariri, 2006] [Briffaut, 2010].

Après vingt-huit jours, les propriétés mécaniques tendent rapidement vers des valeurs asymptotiques (FIGURE.1.5). Elles sont considérées constantes bien que l'hydratation se poursuit tant que les réactifs sont présents. Une fois que le matériau est mature, après une cure endogène, il interagit avec son environnement à travers des transferts hydriques et notamment le séchage.

Par ailleurs, les déformations intervenant lors du jeune âge, comme le retrait d'auto-dessiccation $\varepsilon_{autoDess}$ [Bentur *et al.*, 2001], sont exclues de cette étude par une conservation des éprouvettes sous conditions endogènes pendant plus de 28 jours [Wittmann, 2002] et par le choix d'un rapport e/c élevé [Powers et Brownard, 1946].

2.2 Les mécanismes de séchage

La différence d'humidité entre le cœur du matériau et l'environnement extérieur engendre un transfert hydrique conduisant au retrait de dessiccation. Ce phénomène se traduit par une perte en masse (de l'ordre de $50L.m^{-3}$ pour un ciment ordinaire) et d'une contraction du matériau [Bissonnette *et al.*, 1999]. L'origine de ces déformations de retrait provient des mouvements de la phase liquide (l'eau capillaire, l'eau libre ou adsorbée) et d'une phase gazeuse (air et vapeur d'eau) dans le réseau de pores du matériau (FIGURE.1.6).

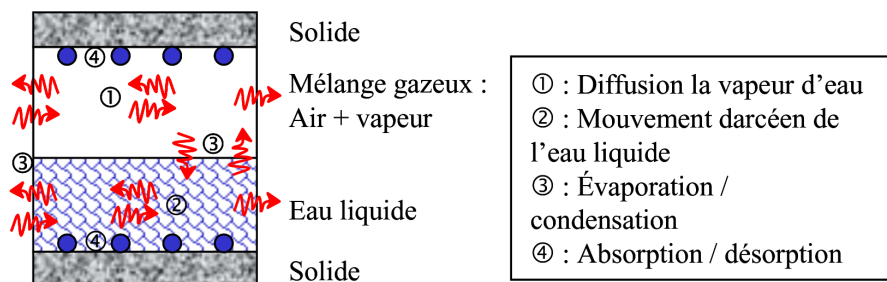


Figure 1.6 – Représentation des phases hydriques du matériau cimentaire [Benboudjema, 2002].

Les différents types de mécanismes de séchage sont décrits dans les travaux de Xi *et al.* [1994]. Il s'agit de la diffusion moléculaire, de la diffusion de Knudsen, la diffusion surfacique et de la perméation.

2.2.1 La diffusion moléculaire

La diffusion moléculaire également qualifiée de diffusion ordinaire, concerne la porosité capillaire (diamètre de $50nm$ à $10\mu m$). À faible humidité relative, une seule couche d'eau est adsorbée à la surface (FIGURE.1.7a). Lorsque l'humidité relative augmente, ce nombre de couche augmente. Par conséquent, l'espace de diffusion de la vapeur est restreint, les forces d'attraction de la surface du solide diminuent, favorisant ainsi le transport des molécules. Lorsqu'un seuil d'humidité est atteint, une connexion se réalise entre l'eau liquide adsorbée par les parois de la porosité (FIGURE.1.7). Par conséquent, un processus de condensation et d'évaporation accélère le phénomène de diffusion, au niveau des ménisques formés.

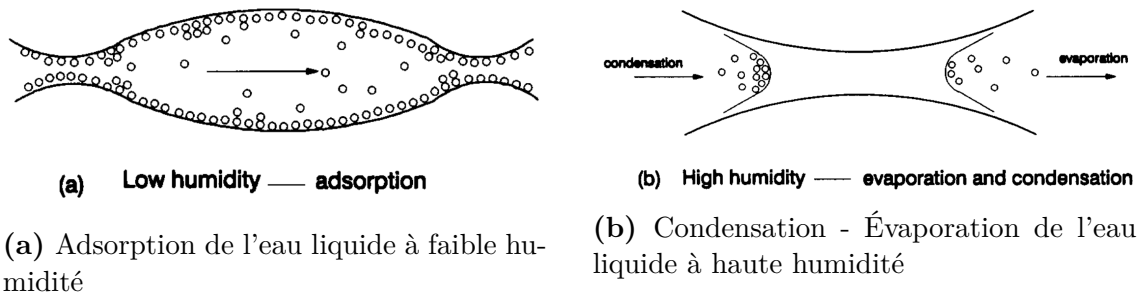


Figure 1.7 – Diffusion moléculaire dans les pores capillaires [Xi *et al.*, 1994]

2.2.2 La diffusion de Knudsen

La diffusion de Knudsen concerne la nanoporosité (diamètre inférieur à $50nm$). Cette taille de porosité est prédominante dans le matériau [Baroghel-Bouny, 2007], contrairement à la macroporosité. Lorsque le libre parcours moyen de la molécule d'eau est supérieur à la taille des pores, la diffusion de l'eau présente sous forme gazeuse, s'effectue par des collisions inter-moléculaires et avec la paroi, entraînant ainsi un mouvement (FIGURE.1.8a).

2.2.3 La diffusion surfacique

La diffusion surfacique concerne les molécules d'eau adsorbées par la paroi. À faible humidité, ce type de diffusion thermiquement activée, consiste à déplacer les molécules d'eau de proche en proche à travers les zones adsorbées (FIGURE.1.8b).

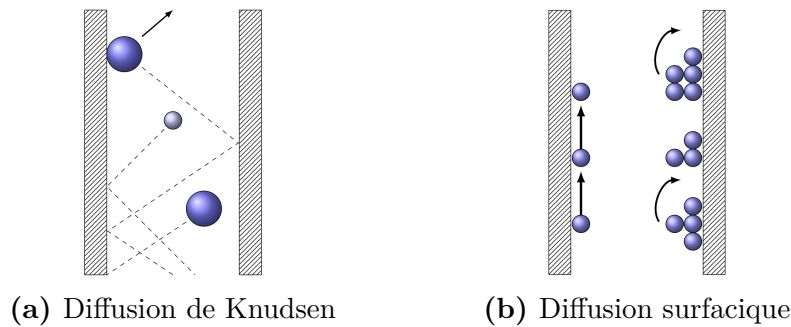


Figure 1.8 – Diffusion de l'eau dans les nanopores [Soleilhet, 2018]

Ces phénomènes sont également sensibles à la distribution des pores, à la tortuosité et aux variations des conditions environnementales : température et humidité relative [Baroghel-Bouny, 1994]. Même si indépendamment, les concepts physiques sont décrits, la mesure expérimentale et le couplage de ces phénomènes restent difficiles à comprendre dans une structure poreuse et aléatoire. Pour cette raison, la caractérisation hydrique du matériau s'effectue à travers des mesures globales, l'isotherme de sorption et la porosité.

2.3 Isothermes de sorption

Le séchage du matériau par diffusion de l'eau liquide provient de son interaction avec son milieu extérieur. Ce phénomène induit une baisse de la teneur en eau en fonction de l'humidité relative, caractérisée par la courbe de désorption (FIGURE.1.9a). A contrario, l'imbibition du matériau dans l'eau se caractérise par l'adsorption. Selon les travaux de Baroghel-Bouny [2007], ces cycles d'isotherme de désorption et d'adsorption induisent des cycles d'hystérésis à cause de la différence entre la manière de vider et de remplir un pore (FIGURE.1.9b). Ce phénomène est modélisé par l'effet dit « Ink-bottle » dans les travaux de Moro et Böhni [2002]; Espinosa et Franke [2006].

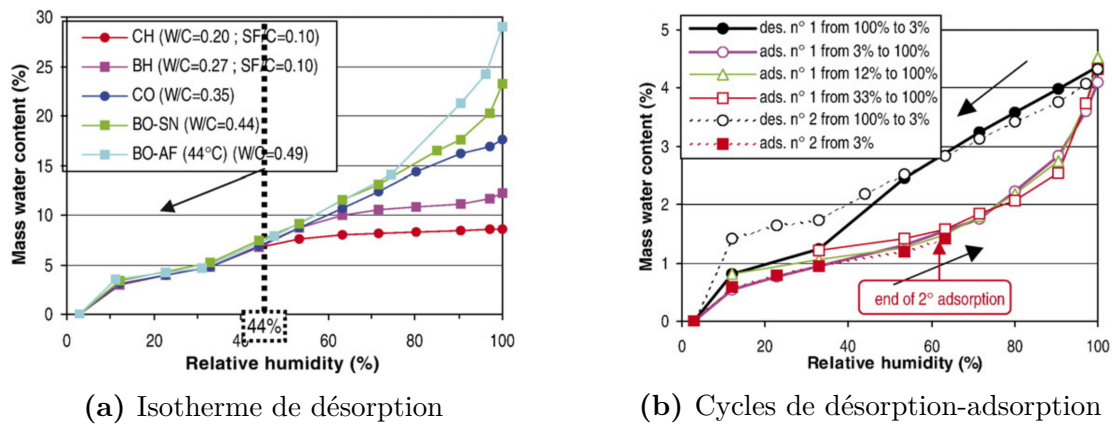


Figure 1.9 – Isotherme de sorption [Baroghel-Bouny, 2007]. La désorption du matériau cimentaire semble être indépendante de la formulation (FIGURE.1.9a). Puis, la désorption et l'adsorption induisent un cycle d'hystérésis, pouvant être expliqué par l'effet dit « Ink-bottle » [Espinosa et Franke, 2006].

Il faut noter que ces résultats sont valables pour une température donnée. Poyet [2009] ou de Burgh et Foster [2017] montrent que la teneur en eau diminue plus rapidement avec l'augmentation de la température. Les travaux de Poyet [2009] suggèrent que les phénomènes de sorption induisent une réaction exothermique.

Sur la FIGURE.1.9, entre 44% et 100% d'humidité relative, la porosité capillaire se vide dans un premier temps, expliquant la différence au niveau de l'isotherme de désorption, selon la formulation du matériau (FIGURE.1.9). Par contre, Baroghel-Bouny [2007] trouve qu'à moins de 40% d'humidité relative la désorption est insensible au ratio e/c et aux types de matériau (pâte de ciment ou béton).

La micro-fissuration du matériau cimentaire impacte les propriétés de transferts hydriques. Il est difficile de contrôler expérimentalement cette fissuration à cause du retrait de dessiccation du matériau mature, qui intervient dès la moindre fluctuation de l'environnement extérieur.

3 La fissuration des matériaux cimentaires par retrait de dessiccation

Les matériaux cimentaires sont confrontés dès leur fabrication à de nombreux phénomènes de retrait [Benboudjema et Darquennes, 2017], engendrant ainsi des déformations et de potentielles fissures. Dès le jeune âge, l'hydratation du ciment se poursuit, en fonction des conditions de température et d'humidité relative. La fissuration du matériau cimentaire peut être compensée par la cicatrisation naturelle [Olivier, 2016].

La fissuration par retrait peut avoir un impact significatif sur la durée de service de l'ouvrage et sur l'état mécanique de la structure. Les fissures aléatoires engendrées par le retrait de dessiccation créent un réseau de fissures au sein du matériau béton pouvant faciliter la corrosion des armatures à travers les transferts hydriques. Il semble alors indispensable d'analyser et de comprendre la fissuration du béton pour estimer l'état mécanique de la structure.

3.1 Le retrait de dessiccation

Le retrait de dessiccation à l'échelle macroscopique est une conséquence de la contraction de séchage du matériau. Les molécules d'eau présentes après la période du jeune âge et durant toute la vie du matériau dans les pores, principalement, capillaires, migrent à cause de la différence d'humidité relative entre le cœur et l'environnement extérieur. Le séchage engendre des déformations locales et de potentielles fissures, par la génération d'un champ de contraintes (FIGURE.1.10). En effet, les faces directement en contact avec l'extérieur, atteignent l'équilibre hydrique plus rapidement que le cœur. Par conséquent, le matériau subit en surface des contraintes de traction, pouvant dépasser la résistance du matériau alors que le cœur du matériau est en compression (FIGURE.1.10). De plus, la perméabilité du matériau et la porosité pilotent la cinétique de séchage.

Par ailleurs, l'hydratation du béton est une réaction exothermique et thermoactivée. Dans les structures massives, les températures telles que les voiles des enceintes de confinement peuvent atteindre 65°C , selon les conditions environnementales [Briffaut, 2010; Hilaire, 2014]. Par conséquent, le champ de température non uniforme provoque, comme pour le séchage, une nouvelle répartition des contraintes pouvant induire la fissuration (FIGURE.1.11). Ce retrait thermique dure seulement quelques jours contrairement au retrait de dessiccation qui peut durer plusieurs centaines d'années (avec des épaisseurs de plusieurs mètres).

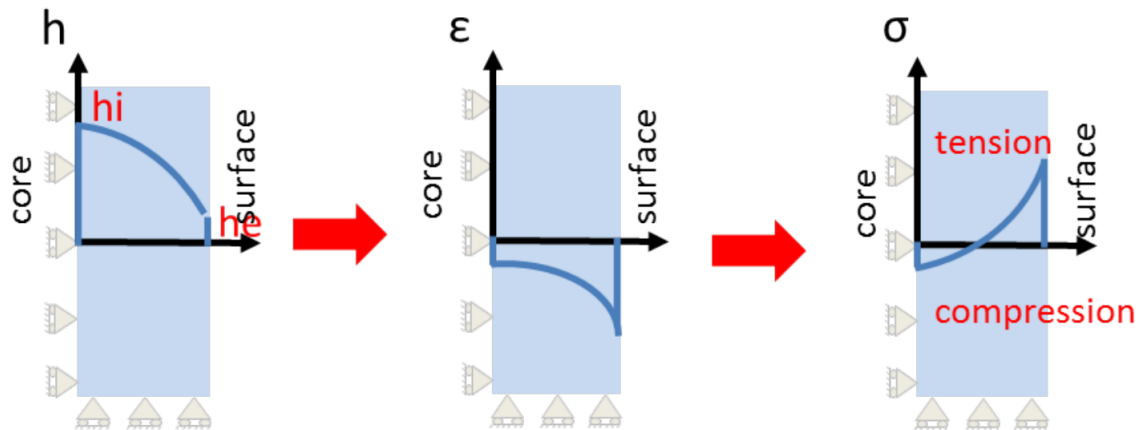


Figure 1.10 – Gradient de contraintes hydriques, selon l’humidité de la zone locale [De Sa, 2007]. Les transferts hydriques induisent un gradient hydrique pouvant conduire à la fissuration.

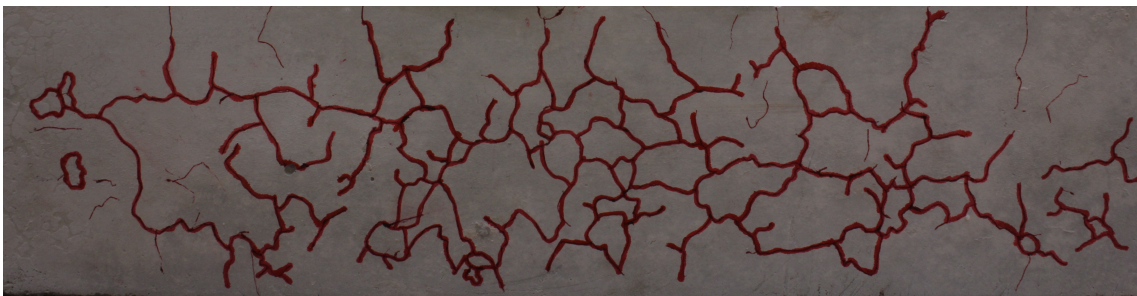


Figure 1.11 – Impact de la fissuration surfacique par retrait de dessiccation

3.2 Mécanismes du retrait de dessiccation

Dans la littérature, trois principaux mécanismes expliquent l’origine de ce retrait [Soroka, 1979] et la contraction du matériau [Wittmann, 1982].

- La dépression capillaire (section 3.2.1)
- La pression de disjonction (section 3.2.2)
- L’énergie surfacique (section 3.2.3)

Les mécanismes de retrait de dessiccation sont décrits ci-dessous.

Concernant la prépondérance de ces trois phénomènes en fonction de l’humidité relative (FIGURE.1.12), la communauté s’accorde pour démontrer le couplage de ces mécanismes de retrait, sans pour autant trouver un consensus sur la prédominance d’un effet pour une humidité relative donnée. Selon la FIGURE.1.12, la pression capillaire semble prédominante pour une humidité relative supérieure à 50%.

	Humidité relative					
	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1
Powers (1965)	←----- Pression de disjonction ----->					
	←----- Pression capillaire ----->					
Ishai (1965)	← Energie surfacique ----->			←----- Pression capillaire ----->		
Feldman et Serada (1970)	←Eau interfoliaire → ←----- Pression capillaire & énergie surfacique ----->					
Wittmann (1968)	← Energie surfacique ----->			←----- Pression de disjonction ----->		

Figure 1.12 – Mécanismes de retrait prépondérant selon l’humidité relative [Soroaka, 1979]. La prédominance d’un effet est expérimentalement difficile à démontrer.

3.2.1 La dépression capillaire

La réaction d’hydratation se poursuit tant que des grains de ciment anhydre sont présents. L’eau de la solution interstitielle étant consommée, l’hydratation et le séchage induisent une dépression capillaire entraînant la contraction du squelette solide. Dans le cas du séchage, la déformation est appelée retrait de dessiccation. Lors du retrait de dessiccation ou même lors de l’auto-dessiccation, les pores se trouvent dans un état partiellement saturé (FIGURE.1.13) induisant la coexistence d’une phase gazeuse et d’une phase liquide. Un ménisque se forme au niveau de l’interface. La différence de pression entre les deux phases, appelée dépression capillaire [Bazant et Wittmann, 1982], induit une tension superficielle. Les contraintes induites peuvent atteindre plusieurs dizaines de MPa, dépassant même les seuils de résistance du matériau dans certaines conditions [Acker, 2003].

La dépression capillaire s’exprime selon l’équation de Laplace (3.1).

$$p_c = p_l - p_g = \frac{2\gamma_{lg}}{r} \quad (3.1)$$

Avec la dépression capillaire p_c [Pa], la pression de l’eau liquide p_l [Pa], la pression de la phase gazeuse p_g [Pa], la tension superficielle γ_{lg} [$N.m^{-1}$] et le rayon équivalent du pore r . Dans cette expression les pores sont considérés cylindriques et l’interface air/eau est considérée sphérique.

En supposant que l’eau est un fluide incompressible et que l’air est un gaz parfait, la relation de Kelvin-Laplace permet de lier la pression capillaire et l’humidité relative de l’environnement (3.2).

$$p_c = \frac{\rho_l RT}{M_v} \ln(HR) \quad (3.2)$$

Avec la masse volumique de l’eau ρ_l [$kg.m^{-3}$], la masse molaire de l’eau M_v [$kg.mol^{-1}$], la constante des gaz parfaits R [$J.mol^{-1}.K^{-1}$], la température T [K]

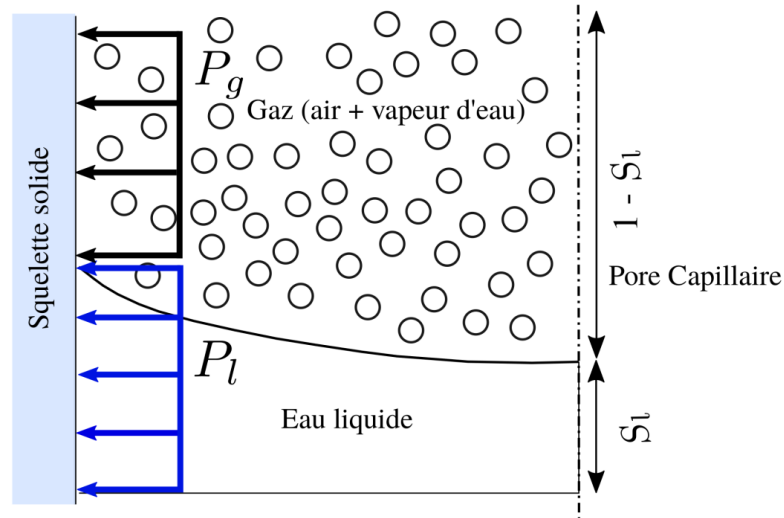


Figure 1.13 – Illustration du phénomène de dépression capillaire : la dépression de la phase gazeuse attire l’eau liquide au niveau du squelette solide [Soleilhet, 2018]

et l’humidité relative HR qui correspond au ratio de la pression de vapeur sur la pression de vapeur saturante.

Ce phénomène permet au matériau de se comporter comme un système pré-contraint, améliorant partiellement les propriétés mécaniques [Yurtdas *et al.*, 2004]. Par conséquent, la contraction du matériau contre-balance en partie les efforts de traction induisant de la fissuration.

3.2.2 La pression de disjonction

La pression de disjonction est une notion définie notamment par Powers [1968] et Acker [1988]. Selon ces auteurs, ce phénomène apparaît au niveau de zones singulières, lorsque la taille des pores est de quelques nanomètres. Ce phénomène empêche l’adsorption d’un apport d’eau supplémentaire et contre-balance la force d’attraction des feuillettes de C-S-H par les forces de Van Der Waals. Il apparaît notamment lors de la désorption du matériau en rapprochant les parties solides, d’où la contraction du matériau. Par ailleurs, les travaux de Maruyama [2010] mettent en évidence l’avantage de cette approche pour la représentation des isothermes de sorption.

Cependant, à l’échelle de l’atome, la physique classique trouve ses limites pour laisser place à des approches quantiques. Cette description intuitive et naturelle permet d’expliquer les phénomènes de retrait globalement, mais les fondements devraient peut-être se définir avec une autre approche, afin de considérer notamment l’interaction entre les différentes phases.

3.2.3 L'énergie surfacique

Selon Wittmann [1968], une tension surfacique est générée en fonction de l'adsorption de molécules d'eau sur la surface d'un élément solide, définie par une énergie surfacique γ , (3.3) avec l'énergie libre de surface γ_0 , la constante des gaz parfait R , la température T , la pression associée à Γ l'épaisseur d'eau adsorbée p , et le vide représenté par la porosité ρ . Cette relation indique qu'une variation de pression induit une variation de l'énergie de surface γ .

$$\Delta\gamma = \gamma_0 - \gamma = RT \int^{\rho} \Gamma d(\ln(p)) \quad (3.3)$$

Dans le cadre des matériaux cimentaires, la surface des C-S-H est importante [Thomas *et al.*, 1998]. La baisse d'humidité relative, induite par un séchage du matériau, génère des contraintes et engendre une contraction du squelette solide pour assurer l'équilibre mécanique [Bazant et Wittmann, 1982].

Les travaux de Bangham *et al.* [1932] proposent de lier cette énergie de surface et la déformation à travers une relation linéaire (3.4), valable à de faible humidité, inférieure à 40% [Hiller, 1964] [Soroka, 1979].

$$\varepsilon = \lambda\Delta\gamma \quad (3.4)$$

Dans le cas contraire la pression de disjonction prend le relais.

3.3 Incompatibilité de phases

Les incompatibilités granulats-pâtes de ciment se présentent également comme une source d'endommagement. En effet, selon le type de granulats, un retrait gêné, thermique [De Sa, 2007] ou hydrique (FIGURE.1.14) peut avoir lieu. La différence de coefficient de dilatation thermique et hydrique engendrent des déformations gênées pouvant conduire jusqu'à une rupture locale [Scrivener *et al.*, 2004]. Ces fissures augmentent la perméabilité du matériau [Perraton et Aïtcin, 2001].

Selon Scrivener *et al.* [2004], la fissuration serait favorisée au niveau de l'interface pâte de ciment-granulat, appelée également ITZ « interfacial transition zone », à cause de l'incompatibilité des phases. Cette zone de transition impacte les caractéristiques du matériau avec une estimation des propriétés mécaniques entre 70% à 80% de la pâte de ciment, selon les mesures de nano-indentation de Mondal *et al.* [2009]. Concernant les propriétés hydriques, une augmentation de la porosité est observée pouvant favoriser la fissuration du retrait de dessiccation [Leemann *et al.*, 2006].

Selon les travaux de Bisschop *et al.* [2001], cette incompatibilité a un impact majeur pour des granulats ayant un diamètre de plus de 6mm. Elle dépend également de la minéralogie du granulat et de son état hydrique initial [Bisschop et Van Mier, 2002a].

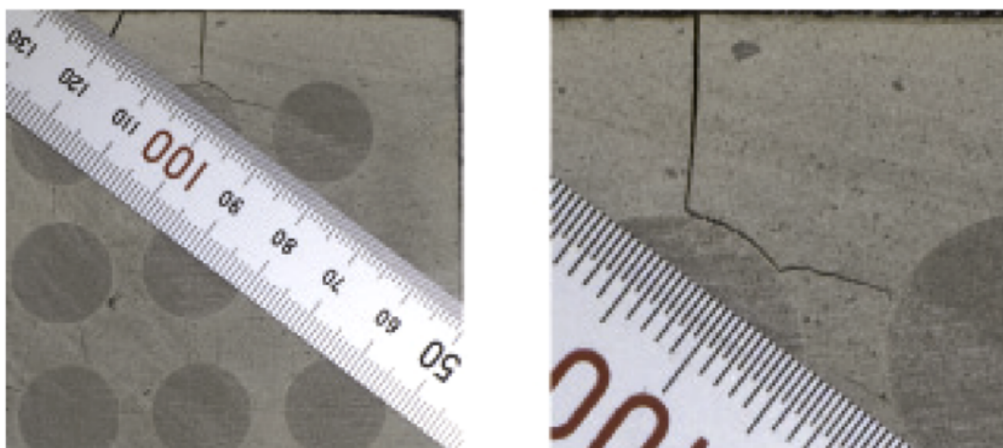


Figure 1.14 – Incompatibilité pâte de ciment- granulat : Fissuration hydrique après 48h de retrait de dessiccation [Lagier *et al.*, 2011]

3.4 Influence de la formulation des matériaux à base cimentaire

Le retrait de dessiccation dépend également de la formulation du matériau et des conditions environnementales. Comme le montre Bissonnette *et al.* [1999], les déformations de retrait sont plus importantes pour la pâte de ciment que pour un mortier ou un béton. Les résultats observés dans les essais de la FIGURE.1.15 montrent que le retrait dessiccation provient principalement de la pâte de ciment, avec une déformation de retrait de dessiccation deux à trois fois plus élevée que pour le mortier.

Dans le cadre de la transition énergétique ou pour améliorer les propriétés des matériaux cimentaires, le ciment peut être remplacé par des éléments pouzzolanes comme de la fumée de silice. Dans les travaux de Rao [2001], le retrait de dessiccation a été mesuré à plus de 1000 jours sur des spécimens 25x25x250mm. Les résultats montrent que la fumée de silice réduit les déformations de retrait, mais que la cinétique de séchage notamment au jeune âge est impactée. En effet, les pores s'affinent à cause de la précipitation des C-S-H et de la portlandite [Nochaiya *et al.*, 2010], induisant des pressions capillaires plus intenses [Baroghel-Bouny et Kheirbek, 2000].

Par ailleurs, la fraction volumique de granulats modifie l'impact du retrait de dessiccation (FIGURE.1.16). En effet, comme le retrait provient principalement de la pâte de ciment, une augmentation de la fraction volumique des granulats induit une baisse de la déformation de retrait. La variation de la déformation du retrait de dessiccation en fonction de la taille du granulat peut être reliée par un modèle linéaire [Malbois, 2019].

Ensuite, la minéralogie et les propriétés mécaniques des granulats impactent les déformations de retrait [Maruyama *et al.*, 2016]. En effet, les granulats présentent

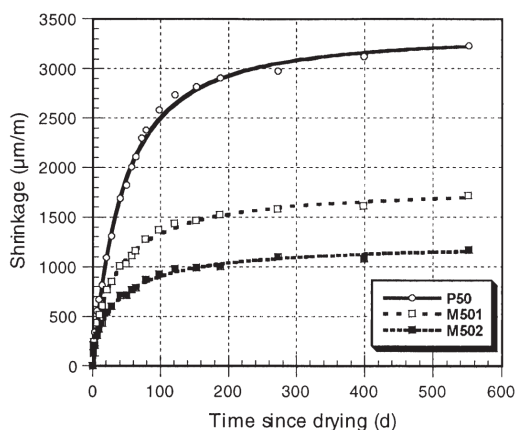


Figure 1.15 – Suivi du retrait de dessiccation en fonction de l’humidité relative, $e/c=0.5$, P : Pâte de ciment, M : mortier. M501 et M502 correspondent respectivement aux ratios sable/liant égales à 1 et 2 [Bissonnette *et al.*, 1999].

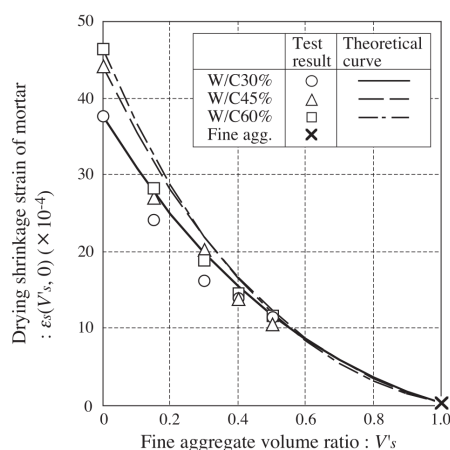


Figure 1.16 – Influence de la fraction volumique des granulats sur le retrait de dessiccation Eguchi et Teranishi [2005].

également un réseau poreux influençant les transferts hydriques et la fissuration [Cortas *et al.*, 2014]. La FIGURE.1.17 montre que les granulats calcaires engendrent moins de retrait de dessiccation que ceux en grès.

Par ailleurs, Bisschop et Van Mier [2002a] montrent avec des granulats sphériques (FIGURE.1.18) et des éprouvettes 40x40x160mm que la taille des granulats, n’est pas un facteur prépondérant dans l’influence du retrait de dessiccation par rapport à la fraction volumique et à la minéralogie du granulat, mais influence l’initiation de la micro-fissuration.

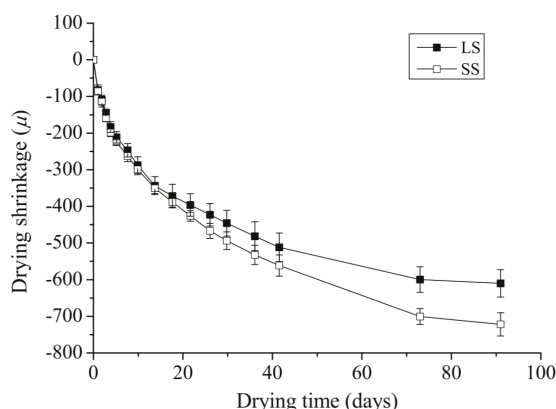


Figure 1.17 – Influence de la minéralogie des granulats sur le retrait de dessiccation [Maruyama *et al.*, 2016]. LS : granulat calcaire, SS : granulat de grès

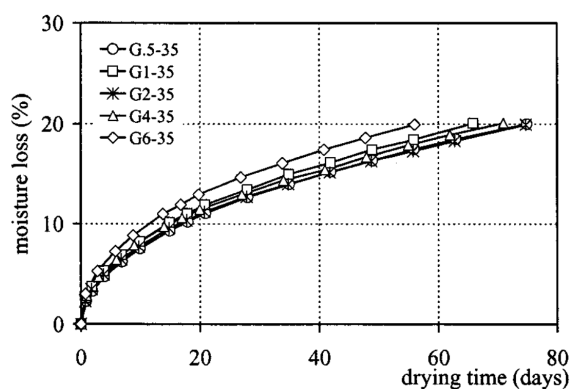


Figure 1.18 – Séchage relatif avec 35% de billes de verre de différentes tailles [Bisschop et Van Mier, 2002a].

3.5 Impact du retrait de dessiccation sur les propriétés mécaniques

Les déformations différées du séchage engendrent la micro-fissuration superficielle du matériau, à travers le retrait de dessiccation. Au sein du matériau, l'incompatibilité pâte de ciment-granulat peut également créer de la micro-fissuration. D'un point de vu mécanique, cette dégradation influence la résistance en traction, en compression, ainsi que le module de Young.

3.5.1 Résistance en compression

Au niveau des propriétés mécaniques, les observations expérimentales ne permettent pas d'affirmer avec certitude l'effet du séchage sur le comportement mécanique. Par exemple, certains travaux comme ceux de Pihlajavaara [1974] prédisent

globalement une baisse de la résistance en compression avec l'augmentation de la teneur en eau de 0% *HR* à 50% *HR*. Une différence de 30% ($e/c=0.5$) à 60% ($e/c=75$) est observée en comparant les éprouvettes sèches et humides, conservées deux ans sous retrait endogène et trois ans sous humidité relative contrôlée.

Ces résultats semblent cohérents avec les phénomènes décrits précédemment. Le séchage induit un retrait de dessiccation et potentiellement un réseau de microfissures surfaciques, réduisant ainsi la section saine de l'éprouvette. Wittmann [1968] montre également une baisse de l'ordre de 20% pour ses éprouvettes conservées à différentes humidités relatives et à 20°C. Shoukry *et al.* [2011] présente également une diminution mais linéaire entre 0% *HR* et 100% *HR*

Par ailleurs, Torrenti [1987] et Pihlajavaara [1974] observent une augmentation de la résistance en compression uniaxiale entre 50% *HR* et 100% *HR*. Selon, Wittmann [1968] l'eau présente à haute humidité est mise sous pression et apporte une rigidité complémentaire : la dépression capillaire. D'autres travaux observent une augmentation de la résistance du matériau [Yurtdas *et al.*, 2004; Burlion *et al.*, 2005]. Deux effets sont en compétition : la dégradation des propriétés élastiques avec la fissuration du retrait de dessiccation et le développement de la dépression capillaire. Ce dernier se comporte comme un effet de « précontrainte » [Pihlajavaara, 1974].

De même pour les travaux de Akinwumi et Gbadamosi [2014] qui testent la résistance en compression uniaxiale d'éprouvettes conservées sous différentes conditions environnementales, à l'air libre, sous un film plastique, ou dans l'eau. Au préalable, une cure de 28 jours, sous température et humidité relative est réalisée à $T = 29 \pm 1^\circ C$ et $HR = 70 \pm 10\%$. Les résultats montrent que la résistance en compression des spécimens conservés augmentent. En particulier celles conservées à l'air-sec augmentent de 20% par rapport aux éprouvettes conservées et immergées dans la chaux, après 28 ou 90 jours.

3.5.2 Résistance en traction

Concernant la résistance en traction le même désaccord qu'en compression est observé. Une augmentation de la résistance est observée pour un essai de traction direct Van Vliet et Van Mier [2000]. Alors que Shoukry *et al.* [2011] montre une diminution linéaire de 50% de la résistance entre une humidité relative proche de 0% et 100% par fendage. Pihlajavaara [1974] observe le même phénomène sur des essais de flexion trois points sur un mortier.

3.5.3 Module de Young

Dans certains cas, malgré les conditions de conservation contrôlées, il est difficile de juger l'impact du retrait de dessiccation en traction directe ou en flexion

[Soleilhet, 2018]. La formulation du matériau et l'incertitude de mesure influencent également cet effet. Par contre, parmi les travaux cités dans les paragraphes précédents, l'ensemble des auteurs sont en accord sur le fait que le retrait de dessiccation induit une diminution du module de Young. Les travaux de Yurtdas *et al.* [2006] comparent deux mortiers ayant un ratio de 0.5 et de 0.8. L'augmentation du ratio e/c , a un impact négatif sur le comportement mécanique, à cause de l'augmentation de la part de la porosité, entraînant un séchage plus rapide. Par conséquent, l'impact sur la résistance en traction ou en compression ainsi que sur le module de Young est clairement visible (FIGURE.1.19).

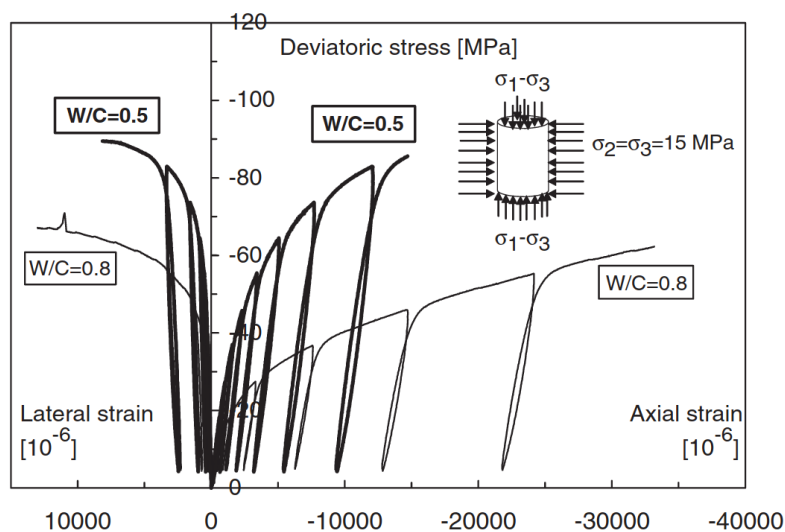


Figure 1.19 – Comparaison d'un essai triaxial sur un mortier avec un ratio e/c de 0.5 et de 0.8 [Yurtdas *et al.*, 2006].

De plus, les travaux de Elices et Rocco [2008]; Rocco et Elices [2009] indiquent que la diminution de la taille des granulats induit une diminution du module de Young contrairement à la résistance en traction qui ne semble pas influencée.

L'ensemble de ces travaux montrent que les matériaux cimentaires sont fortement sensibles aux conditions de conservation et à la formulation qui impactent le retrait de dessiccation. Cependant, la compétition entre la fissuration et la dépression capillaire ne permet pas de prendre position à propos de l'effet positif ou négatif du séchage.

Par ailleurs, l'effet de la température [Shoukry *et al.*, 2011], du fluage [Bazant et Wittmann, 1982] et du type de granulat ne sont pas étudiés dans ces travaux. Or, ces effets impactent également le comportement mécanique qui est couplé au retrait de dessiccation.

Les transferts hydriques des matériaux cimentaires peuvent durer plusieurs décennies. C'est pour cette raison que la caractérisation hydrique des matériaux ci-

mentaires est longue. Or, il est nécessaire de comprendre le séchage du matériau cimentaire, ainsi que le retrait de dessiccation pour analyser son influence sur le comportement mécanique.

3.6 Fluage

Sous une contrainte constante, les déformations différées de fluage peuvent atteindre plusieurs fois la déformation élastique.

Les travaux de [Acker et Ulm \[2001\]](#) sur le béton et [Guénot-Delahaie \[1996\]](#) sur la pâte de ciment mettent en évidence le rôle de l'eau dans un essai de fluage propre. Ils indiquent qu'un matériau cimentaire, avec un état séchage très avancé, ne semble pas subir de déformation de fluage. Par conséquent, ce phénomène est sensible à la teneur en eau dans le matériau [[Bažant *et al.*, 1973](#); [Pihlajavaara, 1974](#); [Frech-Baronet *et al.*, 2017](#)]. Il est nécessaire de distinguer le fluage propre caractéristique du matériau et le fluage de dessiccation correspondant à son interaction avec son environnement.

3.6.1 Fluage propre

Les déformations de fluage propre correspondent aux déformations induites par le chargement du matériau. Pour accéder aux déformations de fluage propre, il est nécessaire d'enlever la composante liée au retrait endogène et à la déformation élastique.

Les travaux de [Ross \[1958\]](#) indiquent que les déformations de fluage sont impactées par l'âge du matériau. En effet, une compétition a lieu entre l'hydratation du ciment qui permet la mise en place des propriétés mécaniques du matériau et les déformations de fluage. Pour autant, à partir de 60 jours, le module élastique est quasiment constant et les propriétés mécaniques se sont stabilisées, mais les déformations de fluage sont toujours observables.

Une autre piste est proposée pour expliquer ces déformations différées. La cinétique des déformations du fluage propre [[Acker et Ulm, 2001](#)] révèlent deux types de comportement :

À court terme, les déformations de fluage proviennent, selon [Wittmann \[1982\]](#) et [Acker et Ulm \[2001\]](#), de la redistribution de l'eau dans les pores capillaires, suite à un chargement mécanique. La diffusion surfacique des molécules d'eau adsorbée induit la déformation du squelette solide.

À long terme, les déformations de fluage s'expliquent à l'échelle des C-S-H [[Bažant *et al.*, 1997](#)]. L'hydratation des grains de ciment anhydre engendre dans les zones adsorbées des zones de micro-précontraintes, induites par la pression de disjonction. Les parois solides se réorganisent pour relaxer ces micro-contraintes,

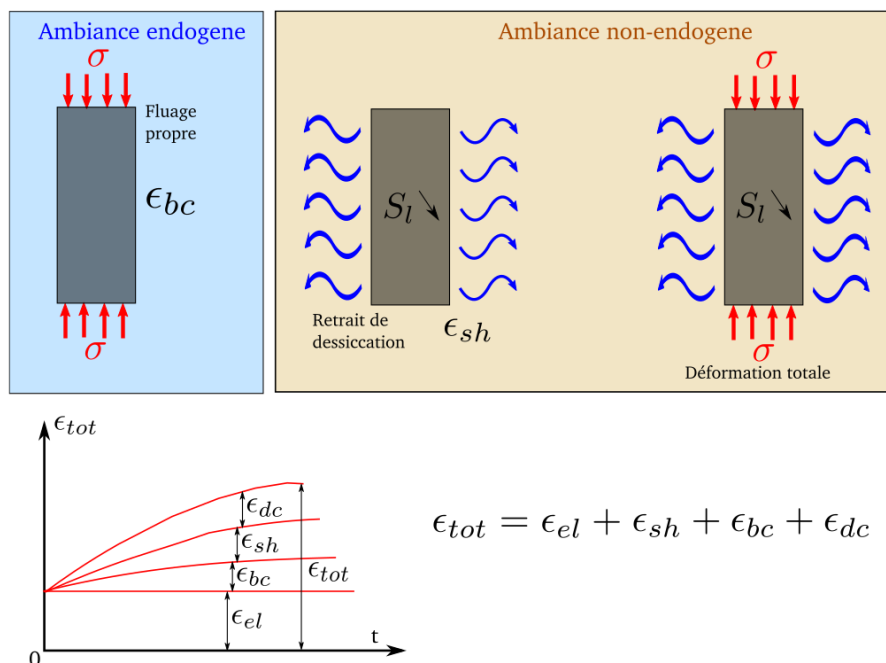


Figure 1.20 – Effet Pickett [Hilaire, 2014].

grâce au glissement des feuillettes de C-S-H. Par conséquent, l'équilibre mécanique est rompu dans les zones voisines qui à leur tour engendrent le glissement des feuillettes de C-S-H. La principale difficulté concerne la durée de l'essai. L'article de [Le Roy et al. \[2017\]](#) présente des essais de fluage, ayant duré 10 à 15 ans. Il confirme que les déformations de fluage peuvent être modéliser par une fonction logarithmique mais elles restent fortement dépendantes de la formulation du matériau et du temps caractéristique, correspondant à l'âge de chargement.

3.6.2 Fluage de dessiccation

Lorsqu'un spécimen est à la fois soumis à des contraintes constantes et un retrait de dessiccation, les déformations de fluage de dessiccation s'estiment à partir de la somme des déformations de retrait de dessiccation et des déformations du fluage propre. Cependant, un phénomène paradoxal est observé expérimentalement. Le fluage de dessiccation surestime la déformation du matériau, alors que son état de saturation est plus faible qu'un matériau sous fluage propre. Cet effet est communément appelé effet [Pickett \[1942\]](#) (FIGURE.2.69b). Il contredit les observations de [Acker et Ulm \[2001\]](#) indiquant que la déformation de fluage propre d'un matériau saturé est plus élevée que celle d'un matériau soumis à un faible taux d'humidité relative.

Cependant, deux aspects peuvent expliquer ce paradoxe : un effet structurel et un phénomène intrinsèque au matériau.

L'aspect structurel

Sous fluage de dessiccation, le spécimen est soumis à un champ de contrainte non uniforme. D'une part, le retrait de dessiccation induit à la surface du spécimen des contraintes de traction et de la microfissuration. Par ailleurs, l'éprouvette est sollicitée sur toute sa section en compression, réduisant l'impact du gradient hydrique dans le matériau et réduit la micro-fissuration surfacique. Par conséquent, l'état de contrainte et le champ de fissuration n'est pas comparable à celui issu de la somme des déformations de retrait de dessiccation et du fluage propre.

L'aspect intrinsèque

Plusieurs mécanismes permettent d'expliquer cet aspect intrinsèque au matériau. Les travaux de [Bazant et Chern \[1985\]](#) proposent la description à l'échelle macroscopique avec le séchage du matériau dans les pores capillaires et à l'échelle microscopique, indiquant que les liaisons des C-S-H se rompent plus rapidement à cause du flux des molécules d'eau, animées par les mécanismes de séchage. Par ailleurs, les travaux de [Sellier et Buffo-Lacarrière \[2009\]](#) considèrent également le retrait de dessiccation comme une déformation additionnelle de retrait mais ils tiennent compte avec un modèle d'endommagement, de la micro-fissuration du matériau à travers les incompatibilités pâte de ciment/granulat et grains anhydres/hydrates formés.

Comme précédemment, les déformations de fluage propre ou de dessiccation sont influencées par la formulation du matériau, de la température [[Ladaoui et al., 2013](#)]. L'influences de ces nombreux paramètres ne permettent pas de caractériser le fluage qui n'a pas forcément un comportement symétrique en traction et en compression. Certains auteurs [[Ji et al., 2013](#); [Forth, 2015](#); [Delsaute, 2016](#)] montrent que les déformations liées au fluage de traction augmentent et deviennent plus importante qu'en compression. Alors que [Ranaivomanana et al. \[2013\]](#) observe une diminution. Il est également difficile de dégager une tendance car la résistance en traction est faible comparée à la compression. Le fluage est également impacté par la fissuration. Les travaux de [Carpinteri et al. \[1997\]](#) testent l'effet de la fissuration en flexion trois points, sur le fluage en traction. Les résultats montrent qu'après l'initiation de la fissure, une relation linéaire entre le temps de l'essai et la rupture du matériau sous contrainte constante imposée.

4 Conclusion

À travers cette étude bibliographique, les comportements mécaniques à rupture des matériaux cimentaires et les phénomènes de séchage ainsi que ses conséquences ont été présentées. L'intérêt porte surtout sur le lien entre la micro-fissuration issue du retrait de dessiccation et le comportement mécanique à la rupture.

D'une manière générale, un matériau mature est considéré après une cure endogène pour éviter les couplages des phénomènes liés au jeune âge.

La dessiccation des matériaux cimentaires est un processus lent et dépendant des conditions environnementales. Les mouvements d'eau induisent la contraction du matériau avec un gradient hydrique surfacique. Par conséquent, la micro-fissuration est induite par le déséquilibre hydrique entre le cœur du matériau et son environnement. Les phénomènes non linéaires génèrent des contraintes de traction en surface et de la compression au cœur du matériau. La diffusion complexe de la solution interstitielle, ainsi que les couplages, dépendent fortement de l'humidité relative et de la température. Par ailleurs, la seconde source de micro-fissuration provient de l'incompatibilité pâte de ciment-granulat, influencée par la minéralogie ou la fraction volumique des granulats. Dans ces travaux, le matériau étudié est considéré homogène d'un point de vue numérique et expérimental. Dans la partie numérique, une solution est proposée pour prendre en compte cette incompatibilité, sans la représentation explicite des granulats. Ensuite, les mécanismes du retrait de dessiccation favorisent la dépression capillaire à des humidités relatives supérieures à 40%. Or, cette dépression capillaire influence, d'une manière positive, le comportement mécanique à rupture du retrait de dessiccation.

Par ailleurs, aucun consensus n'est accordé quant à l'influence du retrait de dessiccation sur le comportement mécanique du matériau. En effet, la littérature indique des résultats contradictoires. Une explication possible est la sensibilité des matériaux cimentaires, au retrait de dessiccation, qui dépend des conditions de conservation et de la formulation du matériau. Par conséquent, il semble nécessaire de caractériser à la fois le matériau d'un point de vue retrait de dessiccation et résistance mécanique, pour essayer de déterminer l'impact du retrait de dessiccation.

Chapitre 2

Variabilité des matériaux quasi-fragiles à base cimentaire

Dans ce chapitre, quatre campagnes expérimentales sont présentées. Elles permettent à la fois de quantifier la variabilité de la mesure, mais également de caractériser les propriétés mécaniques et hydriques du matériau, en fonction des conditions environnementales et de la formulation.

Sommaire

1	Variabilité expérimentale des matériaux cimentaires	33
1.1	État de l'art de la variabilité expérimentale des matériaux cimentaires	33
1.1.1	Caractérisation mécanique	33
1.1.2	Caractérisation des transferts hydriques	46
1.2	Métrologie	54
1.2.1	L'erreur	54
1.2.2	L'incertitude de mesure	54
1.3	Sources de variabilités expérimentales dans ces travaux	57
2	Quantification expérimentale de la variabilité.	60
2.1	La fabrication du matériau	62

2.2	Conservation au jeune âge	65
2.3	Séchage et retrait de dessiccation	68
2.3.1	Conditions environnementales post jeune âge	69
2.3.2	Déformations de retrait	72
2.3.3	Évolution de la masse des éprouvettes	75
2.4	Essais de flexion trois points	84
2.4.1	Montages expérimentaux de flexion trois points	84
2.4.2	Essais de flexion trois-points	89
2.4.3	Zone d'initiation de la fissure mécanique sous flexion trois points.	99
2.5	Essais complémentaires	104
2.5.1	Essais ultrasonores	104
2.5.2	Essais de compression et de fendage	109
2.5.3	Essais de carbonatation	111
2.5.4	Essais de fluage	113
2.5.5	Mesures de porosité	118
3	Analyse statistique des résultats expérimentaux	123
3.1	Test de normalité	123
3.1.1	L'hypothèse nulle et alternative	124
3.1.2	Méthode graphique	124
3.1.3	Méthodes probabilistes	125
3.1.4	Étude des données expérimentales	126
3.2	Analyse de la corrélation entre les différentes grandeurs phy- siques	130
3.2.1	Test de corrélation linéaire	130
3.2.2	Étude des données expérimentales	131
3.3	Estimation du nombre d'essais	135
4	Conclusion	138

1 Variabilité expérimentale des matériaux cimentaires

Ce chapitre présente, dans un premier temps, une partie bibliographique concernant la variabilité expérimentale des matériaux cimentaires, à travers l'estimation des propriétés mécaniques et hydriques. Puis, des rappels de métrologie sont réalisés pour la quantification de l'incertitude de mesure, afin de distinguer la variabilité du matériau et les différentes sources d'incertitude.

1.1 État de l'art de la variabilité expérimentale des matériaux cimentaires

Dans la littérature, les études de variabilité sont rares, car longues. Elles permettent de quantifier la dispersion des résultats liés à l'hétérogénéité d'un matériau avec des essais mécaniques quasi-statiques, mais également hydriques.

1.1.1 Caractérisation mécanique

Dans ce paragraphe, la caractérisation mécanique des matériaux à base cimentaire est présentée, à travers des essais uni-axiaux.

Campagnes expérimentales de [Cussigh *et al.* \[2007\]](#)

Dans le cadre de la construction d'un pont, le cahier des charges exige une durée de vie de 120 ans. Plusieurs formulations de béton ont été testées permettant de garantir que le béton soit capable de protéger les armatures, à travers la prise en compte de la pénétration des ions chlorures dans le coefficient de diffusion.

Le ciment utilisé est le CEM III 42,5 PM ES. Les granulats sont issus de roches calcaires avec un sable spécifique pour les risques potentiels de réactions alkali-granulats. Pour toutes les formulations, le ratio eau sur ciment est de 0.4 au maximum.

Les éprouvettes cylindriques sont fabriquées sur le chantier tous les $100m^3$ de béton. Leurs dimensions ne sont pas indiquées.

Les résultats des essais de compression à 28 jours sont présentés dans le TABLEAU.2.1. La résistance moyenne en compression est nettement supérieure à la classe du béton. L'écart type, de l'ordre de $4MPa$, est faible comparé aux études présentées dans la suite du manuscrit.

Ensuite des mesures de perméabilité ont enrichi les modèles éléments finis pour la prédiction de la durabilité de la structure.

Table 2.1 – Essais de compression des éprouvettes dans les travaux de [Cussigh et al. \[2007\]](#) à 28 jours.

Béton	Ciment [kg/m^3]	Résistance moyenne [MPa]	Écart type [MPa]
C40/50	450	74.4	3.7
C45/55	400	76.6	4.8
C45/55	420	68.6	4.8
C45/55	400	69.9	4.9
C50/60	420	75.0	3.2
C50/60	450	75.0	4.2
C60/75	490	82.0	5.0
C60/75	490	79.8	2.6
C60/75	490	80.6	2.8
C60/75	490	80.5	2.0

Campagnes expérimentales de [Hoover et al. \[2013\]](#) et [Wendner et al. \[2015\]](#)

Dans le cadre de la variabilité mécanique des matériaux quasi-fragiles, les travaux de [Hoover et al. \[2013\]](#) et de [Wendner et al. \[2015\]](#) présentent une étude en flexion trois point pour analyser l'effet d'échelle et de forme en fonction de la profondeur d'une entaille dans des éprouvettes parallélépipédiques et cylindriques. Dans ces travaux, 128 éprouvettes parallélépipédiques ont été fabriquées en une seule gâchée avec quatre géométries et quatre profondeurs d'entaille, conservées dans une salle à une température de $23^{\circ}C$ et une humidité relative proche de 100%.

Par conséquent, six à dix, spécimens sont identiques pour chaque configuration. Ce type d'essai assure une rupture quasi-fragile permettant de suivre la propagation de la fissure. Pour les essais en flexion trois points, présentées à la [FIGURE.2.1](#), peu de variabilité se présente dans la zone élastique, mais la différence se trouve surtout au niveau de la résistance maximale, et au niveau de la partie post-pic. En effet, les courbes force-déplacements de l'article montrent que la force au pic peut être ponctuellement supérieure à 30% de la moyenne avec un coefficient de variation de l'ordre de 3% à 10% selon la profondeur de l'entaille. L'ensemble des courbes force-déplacements des essais de flexion trois points sont regroupés dans les travaux de [\[Wendner et al., 2015\]](#).

Une importante variabilité est observée lorsque le rapport entre la hauteur de l'éprouvette et le diamètre maximal équivalent d'un granulat est seulement de 2.8. L'influence de l'hétérogénéité devient prépondérante par rapport à la hauteur de l'éprouvette.

Par ailleurs, 24 spécimens cylindriques 75x150 mm sont fabriqués et testés à 31 jours et 400 jours en compression uni-axiale. De plus, 22 éprouvettes cubiques

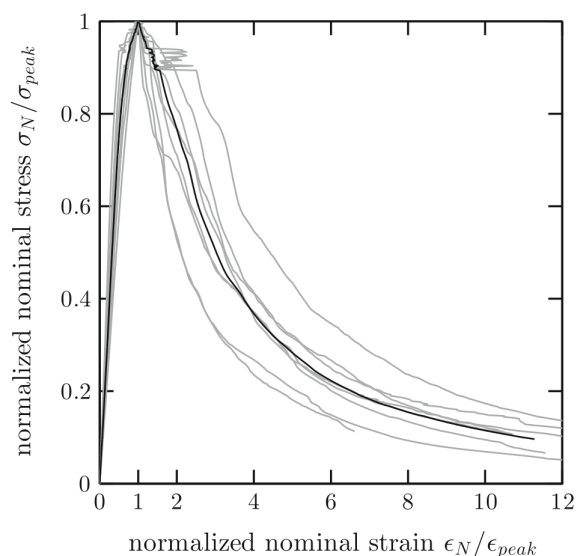


Figure 2.1 – Courbes force-déplacement des essais en flexion trois points entaillées à 15% de la hauteur de l'éprouvette [Wendner *et al.*, 2015].

40x40mm et 150x150mm sont testées en compression avec des charge-décharges, lors de l'adoucissement du matériau. Contrairement aux travaux de Vu *et al.* [2017], présentés dans la suite, les résultats à la FIGURE.2.3 montrent peu de variabilité dans la partie élastique pour les éprouvettes cylindriques et cubiques. Cependant, seulement 9 éprouvettes ont été testées à 31 jours et 12 spécimens à 400 jours. Les différences se situent surtout au niveau de la contrainte maximale. Les valeurs ponctuelles extrémales indiquent une différence de l'ordre de 20%. Puis, une augmentation est observée de l'ordre de 10MPa, à plus de 400 jours après la fabrication. Elle peut s'expliquer par la poursuite de l'hydratation du matériau, après la période du jeune-âge. Par ailleurs, des essais en compression ont également été réalisés avec des éprouvettes cylindriques avec un élancement inférieur à un. Ce cas de figure est fortement influencé par les conditions d'appuis, induisant une variabilité importante dans la zone élastique [Wendner *et al.*, 2015].

Concernant, les éprouvettes cubiques, les cycles de charge-décharges permettent de mesurer la partie adoucissante de la loi de comportement, contrairement aux essais sur les éprouvettes cylindriques. Les résultats FIGURE.2.3 (c) et (d) montrent que pour l'étude de la variabilité, la contrainte maximale et la partie post-pic sont les zones présentant le plus de dispersion. La dispersion des résultats est en accord avec les six essais quasi-statiques dans les travaux de Myrtja [2020] à la FIGURE.2.5b.

Des essais complémentaires permettent de quantifier l'effet d'échelle qui ne sera pas abordé dans ce manuscrit. Puis, cinq spécimens en traction direct sont réalisés après 950 jours de conservation. 40 essais de fendage avec 5 géométries sont réalisés après 475 jours de conservation à haute humidité relative. Cependant, la rupture

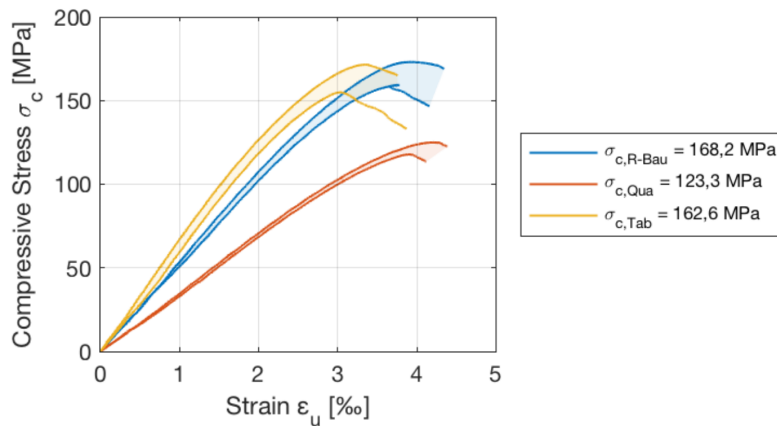


Figure 2.2 – Six essais en compression quasi-statiques sur des éprouvettes cylindriques de mortier 60 x 120mm, analysées dans le cadre de l'étude de la fatigue dans les éoliennes offshore [Myrtja, 2020], avec trois types de granulats. Ces courbes présentent les valeurs extrémales.

est forcée en traction sur un plan, ne permettant pas de quantifier la variabilité du matériau. Ces essais présentent une grande dispersion des résultats aussi bien dans la zone élastique et adoucissante.

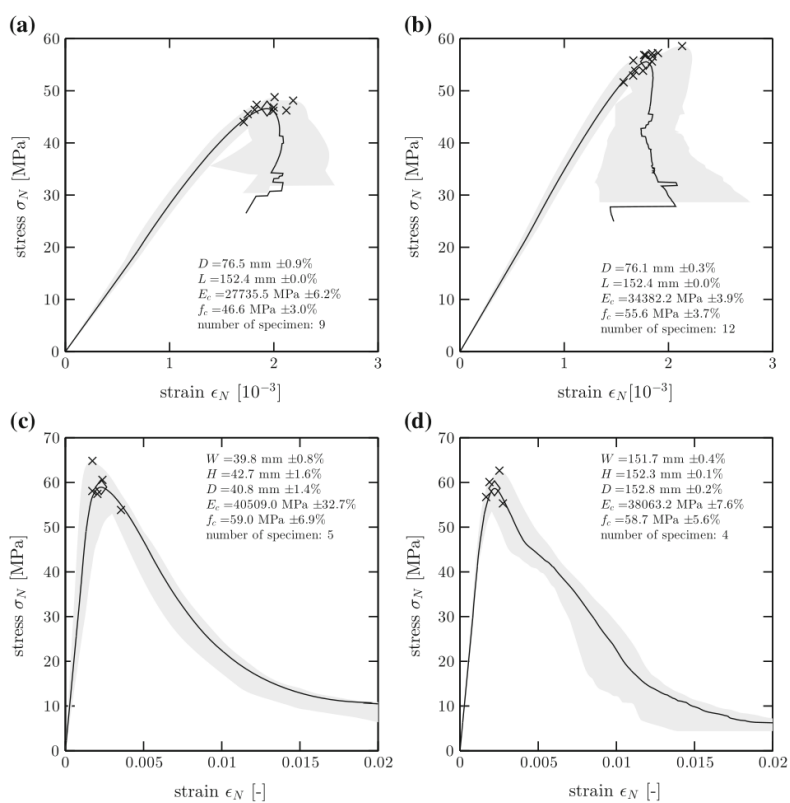


Figure 2.3 – Contrainte nominale en fonction de la déformation pour des essais de compression avec : (a) des cylindres 75x150 mm à 31 jours, (b) des cylindres 75x150 mm à 400 jours, (c) des cubes 40x40 mm à 470 jours, (d) des cubes 150x150 mm à 470 jours [Wendner *et al.*, 2015].

Campagnes expérimentales de [Aît-Mokhtar et al. \[2013\]](#)

Ces travaux présentent une étude de variabilité réalisée dans le cadre du projet ANR APPLLET. Des éprouvettes cylindriques 113x226mm ont été fabriquées chaque jour sur le chantier, dans le cadre de la construction d'un tunnel et d'un viaduc, nommés respectivement A1 et A2. Trois formulations ont été testées (TABLEAU.2.2), dont deux sur le site A2, noté A2-1 et A2-2. La mix a été amélioré pour des raisons de maniabilité du béton frais et des propriétés hydriques.

Table 2.2 – Trois formulations considérées dans les travaux de [Aît-Mokhtar et al. \[2013\]](#)

Formulations	A1	A2-1	A2-2
	C50/60		C40/50
Ciment	CEM I 52.5–350 kg	CEM III/A 52.5 L LH—355 kg	
Additions	Cendres volantes 80 kg	-	Filler calcaire 50 kg
Eau	177 L	176 L	193 L
E/C	0.51	0.50	0.54

Au final, 80 éprouvettes sont coulées avec la formulation A1, 20 éprouvettes avec celle de A2-1 et A2-2. Ces éprouvettes cylindriques sont réparties dans plusieurs laboratoires. Le laboratoire industriel effectue les tests à 28 jours (TABLEAU.2.3), des essais sont réalisés une année après la fabrication et une conservation en condition endogène. En comparant les essais du TABLEAU.2.4, après une année de conservation à ceux testés à 28 jours, les résultats montrent que la résistance en compression augmente pour les trois formulations. Les auteurs indiquent que ce phénomène provient de l'hydratation du matériau qui se poursuit après la période du jeune-âge. Concernant la variabilité du matériau, le coefficient de variation est de l'ordre de 10% pour les résistances en traction ou en compression à 28 jours ou au bout d'une année, en accord avec les travaux de [Chmielewski et Konopka \[1999\]](#). Concernant le module de Young, le coefficient de variation s'élève à 5%, correspondant à la valeur mesurée dans les travaux de [Wendner et al. \[2015\]](#) décrit précédemment. Une campagne expérimentale similaire à celle-ci a également été réalisée dans les travaux de [Cussigh et al. \[2007\]](#), dont les coefficients de variations sont deux fois moins élevés pour les essais de compression à 28 jours.

Ces résultats en compression ont été obtenus avec trois capteurs LVDT positionnés à 120°C, attachés à des anneaux en contact, avec le matériau, à travers des vis pointeaux.

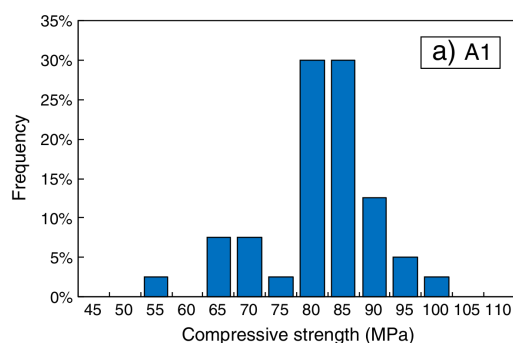
Les distributions de la résistance en compression FIGURE.2.4 et en traction FIGURE.2.5, après une année de conservation en condition endogène, montrent que pour certaines éprouvettes, les résistances mécaniques varient du simple au double. Mais elles restent supérieures à la formulation définie, C50/60 pour A1 et C40/50 pour A2 pour le cas des essais cylindriques en compression.

Table 2.3 – Essais de compression des éprouvettes 113x226mm dans les travaux de Aît-Mokhtar *et al.* [2013] à 28 jours.

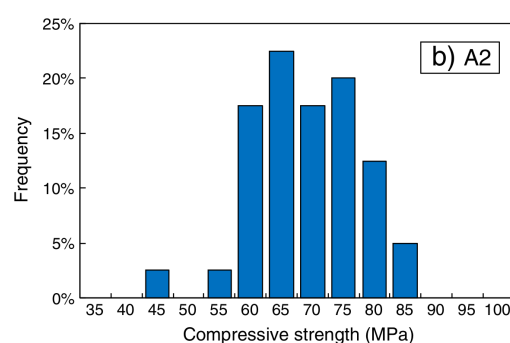
Mix	Nombre	f_c [MPa]	
		Moyenne	COV(%)
A1	40	58.2	7.3
A2-1	20	57.8	11.1
A2-2	20	52.6	11.1

Table 2.4 – Essais de compression des éprouvettes 113x226mm dans les travaux de Aît-Mokhtar *et al.* [2013], après une cure d'une année dans un environnement saturé.

Mix	Nombre	f_c [MPa]		f_t [MPa]		E [GPa]	
		Moyenne	COV(%)	Moyenne	COV(%)	Moyenne	COV(%)
A1	40	83.8	10.5	4.9	13.2	46.8	6.2
A2-1	20	75.6	11.3	5.1	9.7	40.8	7.0
A2-2	20	68.2	9.0	4.8	9.3	40.8	5.4



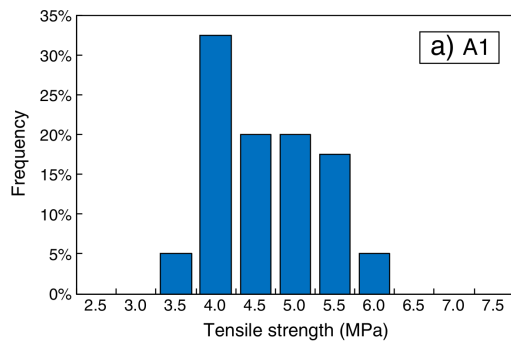
(a) Essais de compression pour la formulation A1



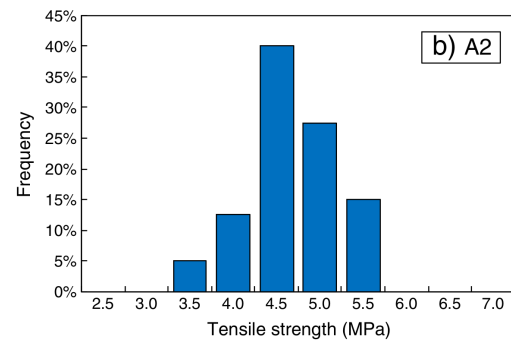
(b) Essais de compression pour la formulation A2.

Figure 2.4 – Distribution de la résistance au maximale en compression, après une cure en condition endogène [Aît-Mokhtar *et al.*, 2013].

La fabrication d'un matériau cimentaire, en plusieurs gâchées est une source de variabilité, même si le protocole et la formulation sont identiques. Les conditions de température et d'humidité relative influencent les éventuels réseaux de fissures d'origine hydrique. Les aspects de la variabilité des transferts hydriques, dans cette étude, sont abordés dans la suite du manuscrit. Ces éprouvettes de béton ont été fabriquées tous les jours sur chantier permettant ainsi d'estimer les propriétés du matériau en conditions réelles.



(a) Essais de traction pour la formulation A1.



(b) Essais de traction pour la formulation A2.

Figure 2.5 – Distribution de la résistance au maximale en traction, après une cure d'une année en condition endogène [Aît-Mokhtar *et al.*, 2013].

Campagne expérimentale de Vu *et al.* [2017]

Dans ces travaux un total de 256 cylindres 160x320mm et 110x220mm avec trois formulations différentes (TABLEAU.2.5) ont été coulées en une seule gâchée et testées en compression, permettant ainsi de réaliser une étude statistique.

Table 2.5 – Formulations considérées dans les travaux de Vu *et al.* [2017] pour $1m^3$ de matériau. La différence entre la formulation M et C provient de la taille maximale des granulats, respectivement égale à 16mm et 25mm.

Mix	Eau (kg)	Ciment (kg)	e/c	Sable (kg)	Granulats (kg)
F	225	450	0.5	1350	0
M	195	335	0.58	800	1065
C	195	335	0.58	800	1065

Par conséquent, pour chaque formulation et pour chaque taille d'éprouvettes, environ 40 spécimens peuvent être considérées identiques. Les tests sont réalisés sept mois après la fabrication. Les sources de variabilité sont multiples, elles proviennent à la fois du matériau, de sa fabrication, du système de mesures et du banc d'essais. Pourtant, aucune analyse d'incertitude n'est présentée, dans ces travaux.

Les résultats (FIGURE.2.6) montrent une dispersion importante au niveau de la zone élastique et au niveau de la contrainte maximale du matériau. Les auteurs la présentent comme la variabilité expérimentale du matériau, due à son caractère hétérogène, au niveau des propriétés élastiques. Cependant, même si les spécimens ont été fabriquées en une seule gâchée, permettant d'affirmer qu'elles sont identiques, d'un point de vu de la formulation, la part d'incertitude provenant de la conservation en température et humidité relative n'est pas indiquée. Même si, les cylindres semblent avoir subi le même historique hydrique. De plus, le montage expérimentale suppose que le surfacage des éprouvettes ne présente aucun biais dans le protocole. Un défaut de planéité des deux faces latérales peut créer un moment de flexion parasite lors de la compression.

Par ailleurs, comme le montre le montage en compression (FIGURE.2.7), la mesure verticale est réalisée avec un seul capteur de déplacement de type LVDT (linear variable differential transformer), placé sur les appuis et les plateaux qui semblent fixes et non rotulés.

Puis, il est toujours préférable de placer les LVDT directement au contact de l'éprouvette pour s'affranchir des effets de bords (fretage). Et, l'essai de compression nécessite un centrage précis de l'éprouvette sur l'axe de chargement.

La dispersion des résultats présentés dans ces travaux tiennent compte de tous ces facteurs, en plus de la variabilité intrinsèque au matériau, rendant difficile la

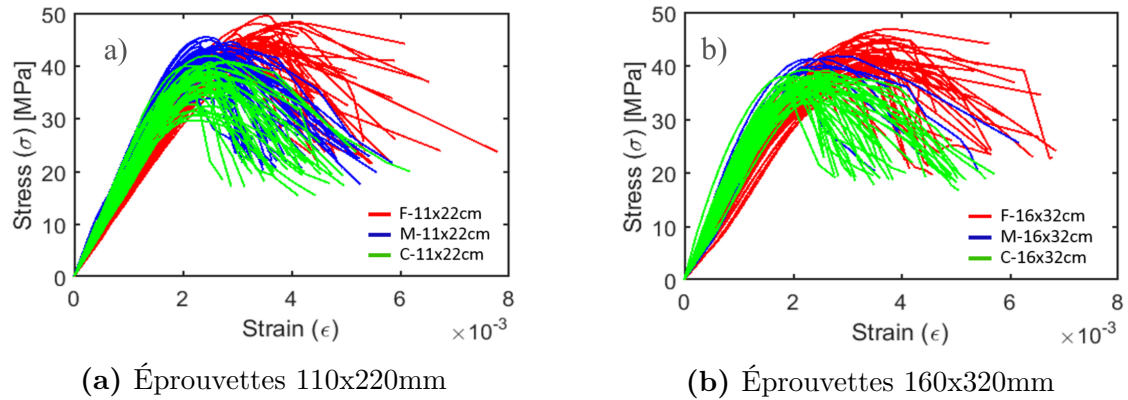


Figure 2.6 – Analyse de la variabilité des matériaux cimentaires, avec des essais de compression [Vu *et al.*, 2017], selon les formulations du TABLEAU.2.5.



Figure 2.7 – Montage des essais de compression dans les travaux de Vu *et al.* [2017]. Un capteur LVDT est fixé sur les supports de l'éprouvette.

comparaison de l'impact de la formulation et de la taille des éprouvettes. Par conséquent, des données complémentaires sont nécessaires pour estimer uniquement la variabilité expérimentale du matériau à partir de données fournies dans l'article.

Campagnes expérimentales de Lhonneur *et al.* [2019], [Lhonneur, 2020]

Dans cette campagne expérimentale, neuf essais de traction ont été réalisés sur des éprouvettes de pâte de ciment de section 10mm et de hauteur 30mm.

Le montage expérimental, sur la FIGURE.2.8, présente les conditions aux limites imposées sur le spécimen. L'éprouvette est fixé au bâti par l'intermédiaire de quatre

plaques en acier collées sur les surfaces latérales du parallélépipède. Ce montage semble avoir pour but de faire en sorte que la contrainte soit la plus homogène sur la plus grande portée possible par l'intermédiaire des plaques en acier. Mais cette configuration empêche la fissuration du matériau au niveau du maillon faible qui peut se situer collée entre les plaques d'acier.

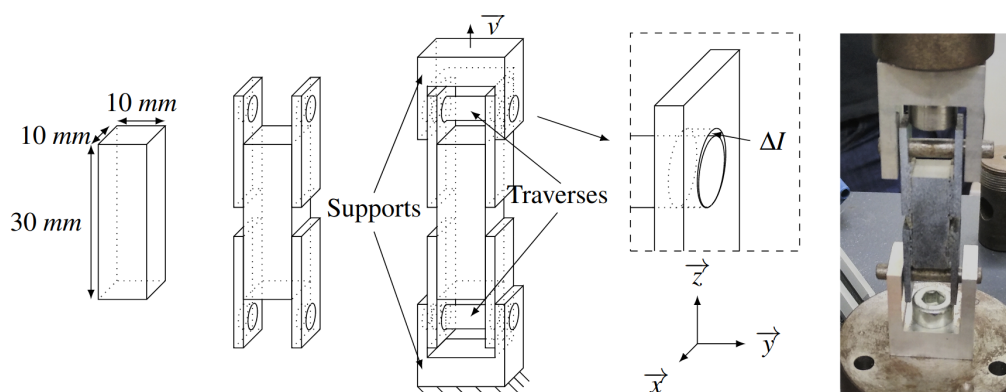


Figure 2.8 – Essais de traction direct sur des éprouvettes de pâte de ciment. Quatre fixations en acier, collées aux spécimens transmettent les efforts de traction [Lhonneur *et al.*, 2019].

Les résultats présentés sur la FIGURE.2.9, montrent une rupture fragile et une variabilité importante au niveau des propriétés élastiques. Concernant, le faciès de fissuration la rupture n'est pas totalement plane. Ceci peut être expliqué par le jeu laissé entre les plaques d'acier et la traverse qui influencent également le début de l'essai à cause de la mise en place des contraintes de toutes les pièces mécaniques avant la transmission totale de l'effort de traction. La taille des échantillons accentuent la difficulté à cause de la sensibilité par rapport aux conditions aux limites. En effet, lorsque la fissuration s'initie l'éprouvette entre dans un état de flexion.

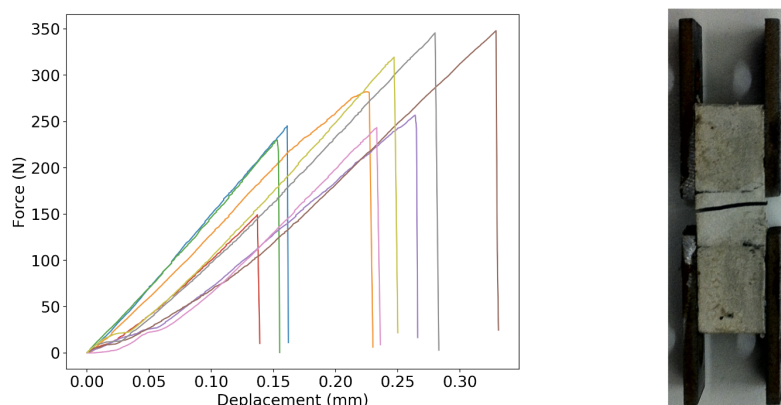


Figure 2.9 – Résultats des essais de traction direct sur des éprouvettes de pâte de ciment [Lhonneur *et al.*, 2019].

Puis, le protocole de collage n'est pas décrit mais la colle est un matériau visqueux. Lors de la prise un très léger mouvement de rotation peut avoir lieu. De plus, la surface de l'éprouvette étant granulaire, il est toujours préférable de coller après un surfacage de la surface pour maximiser l'adhérence.

Par ailleurs, 21 essais de flexion trois points sont réalisés sur le même matériau. Le capteur de déplacement correspond au celui de la traverse sur un banc de flexion (FIGURE.2.10).

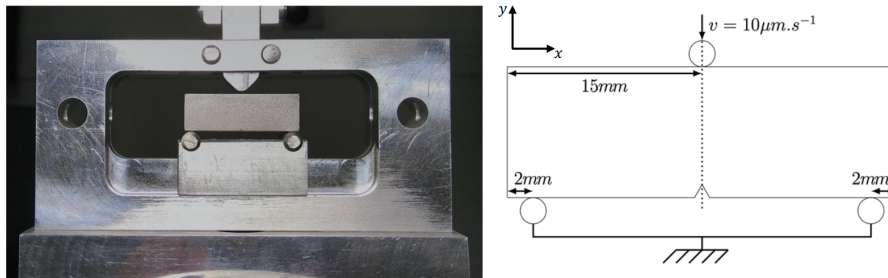


Figure 2.10 – Essais de flexion trois points sur des éprouvettes de pâte de ciment. [Lhonneur, 2020].

Les résultats indiquent une importante variabilité au niveau de la partie élastique et une rupture fragile.

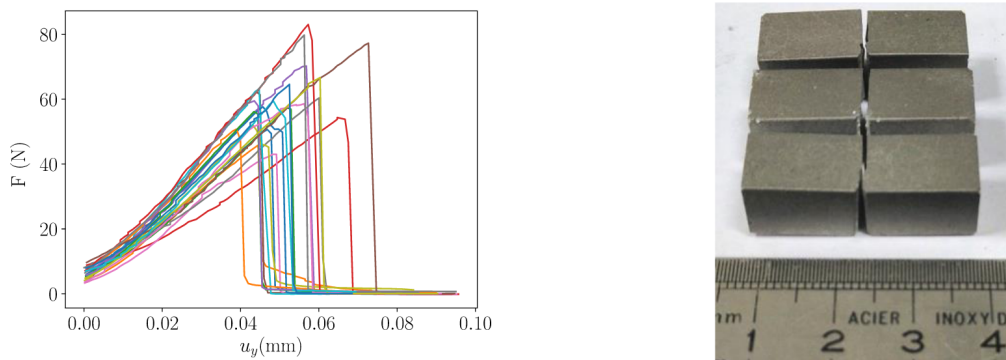


Figure 2.11 – Essais de flexion trois points sur des éprouvettes de pâte de ciment. [Lhonneur, 2020].

Ce résultat est contraire à ceux de [Wendner *et al.* \[2015\]](#), montrant une faible variabilité au niveau de la zone élastique FIGURE.2.1. Mais la pâte de ciment est beaucoup plus impactée par le retrait que le béton, pouvant peut être expliquer cette différence [[Bisschop *et al.*, 2001](#)]. Puis, la petite taille des éprouvettes accentuent les transferts hydriques dans le matériau et la sensibilité aux conditions aux limites.

Essais de fatigue

Pour cet essai, la résistance mécanique du matériau dépend du nombre de cycles conduisant à la rupture du matériau. En général, cinq ou six tests de fatigue en compression sont réalisés, en fonction de la formulation, la fréquence ou de l'effort appliquée [Sainz-Aja *et al.*, 2020; Myrtja, 2020].

Mix	Stress Level $S_{c,max}$	Number of cycles to failure N_f						Average
R-Bau	0,90	2255	2435	2664	2693	3156	4417	2937
	0,80	9041	10881	13469	13479	19225	19873	14328
	0,75	23098	36572	51918	53577	62609	64915	48782
A-Bau	0,90	1274	1419	1464	1741	1839	2089	1638
	0,80	8524	9810	10867	11762	12616	14354	11322
	0,75	17401	22634	30416	31325	35128	37599	29084
W-Bau	0,90	431	1258	1656	1768	1796	1913	1470
	0,80	8513	10352	11584	11653	12803	14700	11601
	0,75	23364	27235	30263	31939	46934	50467	35034

Figure 2.12 – Essais de fatigue en compression à 10Hz, en fonction de la formulation, et de l'effort appliqué [Myrtja, 2020].

La FIGURE.2.12 montre une certaine dispersion des résultats pour six essais identiques. Le nombre de cycles conduisant à la rupture, peut varier du simple au double par rapport à la moyenne, selon la formulation. Ces résultats ont été obtenus avec le dispositif à la FIGURE.2.13. Il se compose de trois capteurs lasers permettant de mesurer la déformation verticale du matériau. Puis, des vis de centrage sur ressort optimise le centrage de l'éprouvette sur l'axe vertical de la machine d'essais. Ce système permet d'obtenir les résultats des essais de compression quasi-statiques (FIGURE.2.2), en cohérence avec les travaux d'Arora et Singh [2015] qui analysent des cubes de 150mm de côté. Huit batchs ont été réalisés et trois éprouvettes sont testées par batch. Les résultats montrent un écart-type de $1.45MPa$ pour la résistance maximale en compression à 28 jours. Et un écart-type de $0.34MPa$ pour la résistance maximale en flexion trois points.

Une étude pour la fatigue des matériaux cimentaires a été réalisée dans les travaux de Ortega *et al.* [2018]. Le matériau considéré est du béton fibré avec un ciment de type CEM I 52.5 SR et des granulats siliceux de taille $8mm$ au maximum. Les 15 essais quasi-statique réalisés en compression sur le montage (FIGURE.2.14) présente une rotule. Cet élément permettrait de minimiser les effets prématurés de la rupture en fatigue et d'absorber l'excentricité. Les résultats montrent une résistance mécanique de $58.9MPa$ et un écart-type de $3MPa$, sur des cubes de $40mm$ de côté. Puis, 105 tests de fatigue sont réalisés avec une fréquence de 10Hz. Les valeurs indiquent de fortes disparités au niveau du nombre de cycles à rupture, pouvant être différent d'un ou deux ordres de grandeur.

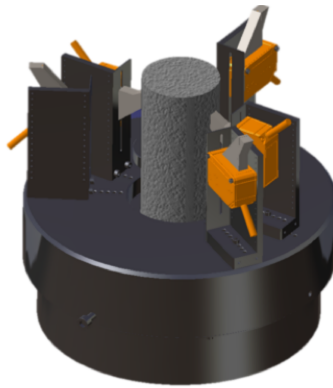


Figure 2.13 – Montage du système de compression avec des capteurs laser et des vis pointeaux pour centrer l'éprouvette [Myrtja, 2020].

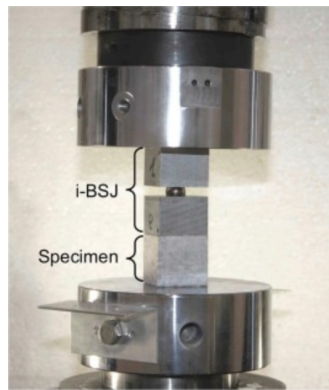


Figure 2.14 – Montage du système de compression, avec un appui rotulé, pour les essais quasi-statiques et de fatigue, sur 105 éprouvettes en béton fibré, de 40 mm de côté [Ortega *et al.*, 2018].

1.1.2 Caractérisation des transferts hydriques

Les études de variabilité concernent également les aspects hydriques des matériaux cimentaires. Les essais caractérisent la variabilité de la porosité, de la désorption, la résistivité ou la carbonatation. La sensibilité du matériau aux variations de température et d'humidité relative engendre des coefficients de variation pouvant être plus important que pour les essais mécaniques.

Campagne expérimentale d'Aît-Mokhtar *et al.* [2013]

En plus de la quantification mécanique des matériaux cimentaires, des essais complémentaires ont été entrepris tels que l'estimation de la porosité, la diffusion, la résistivité, la carbonatation, ont permis de caractériser l'historique hydrique de chaque spécimen, dans le cadre de la durabilité des structures. Les résultats obtenus ne permettent pas de réaliser des corrélations entre les propriétés mécaniques et

hydriques du matériau. Par ailleurs, les incertitudes de mesure sont rarement précisées. Et, les conclusions ne permettent pas de quantifier totalement la variabilité associée seulement au matériau. En effet, les gâchées sont différentes et les conditions de fabrication ne sont pas contrôlées en température et humidité relative sur un chantier.

Diffusion des ions chlorites

La caractérisation de la diffusion des ions chlorites est réalisée sur des échantillons matures entre trois et douze mois. Puis, entre onze et trente spécimens cylindriques $\phi 130 \times 50 \text{ mm}$, découpés au cœur des éprouvettes, sont testés après une cure en condition saturée. Les résultats indiquent des coefficients de variation de l'ordre de 12.4% à 25.4%, selon la formulation du matériau, dans le TABLEAU.2.6.

Isothermes de désorption

Par ailleurs, des essais d'isotherme de désorption sont également réalisés. Des éprouvettes cylindriques $\phi 113 \times 226 \text{ mm}$ sont fabriquées et conservées en condition de saturation. Pour les essais de désorption, trois tranches de 5mm sont découpées pour chaque gâchée sur le chantier. Au total, 180 spécimens sont ainsi analysés. Les résultats présentés dans le TABLEAU.2.7 révèlent un coefficient de variation de plus en plus élevé avec la baisse de l'humidité relative, pouvant être expliquée, selon les auteurs par le protocole expérimental de l'essai mais également par le protocole de fabrication en conditions réelles de construction.

Table 2.6 – Diffusion des ions chlorites dans les travaux de [Aît-Mokhtar et al. \[2013\]](#) sur des échantillons matures entre trois et douze mois, pour des raisons de logistique.

Mix	Nombre	$D[10^{-12} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}]$	
		Moyenne	COV(%)
A1	30	2.53	12.4
A2-1	11	2.67	25.4
A2-2	20	2.45	19.4

Carbonatation

Puis, l'estimation de la profondeur de la carbonatation avec de la phénolphtaléine a permis d'être caractérisée par un protocole accéléré. Comme pour l'isotherme de désorption, trois éprouvettes sont testées par gâchée. Les échantillons ont subi une cure à 45°C , pendant 14 jours. Puis, la surface latérale est protégée avec un film adhésif en aluminium et l'échantillon est conservé dans un environnement, à 50% de CO_2 , 20°C et 65% d'humidité relative, pendant 28 jours. Ensuite, l'échantillon est coupé en deux. Après application de la phénolphtaléine, 24 mesures par éprouvette sont réalisées pour déterminer la profondeur carbonatée. Les résultats sont présentés dans le TABLEAU.2.8 et sur la FIGURE.2.16. Les échantillons A1 sont

Table 2.7 – Isotherme de désorption dans les travaux de [Aît-Mokhtar et al. \[2013\]](#) sur trois échantillons par gâchée.

Mix	HR	12%	33%	53.5%	75.5%	90.4%	100%
A1	Moyenne (%)	0.2	0.8	1.9	2.8	3.2	4.3
	Écart type (%)	0.09	0.13	0.27	0.27	0.26	0.33
	COV (%)	45	16	14	10	8	8
A2-1	Moyenne (%)	0.2	1.0	2.6	3.6	3.9	4.9
	Écart type (%)	0.08	0.17	0.18	0.31	0.35	0.39
	COV (%)	40	17	7	9	9	8

moins carbonatés que les autres formulations à cause du type de ciment utilisé. Puis, la formulation A2-2 contient un plastifiant comparé à la formulation A2-1 qui influence la connectivité de la porosité lors de la fabrication. Les résultats par batch sont présentés à la [FIGURE.2.15](#) et dans l'article de [Turcry et al. \[2012\]](#).

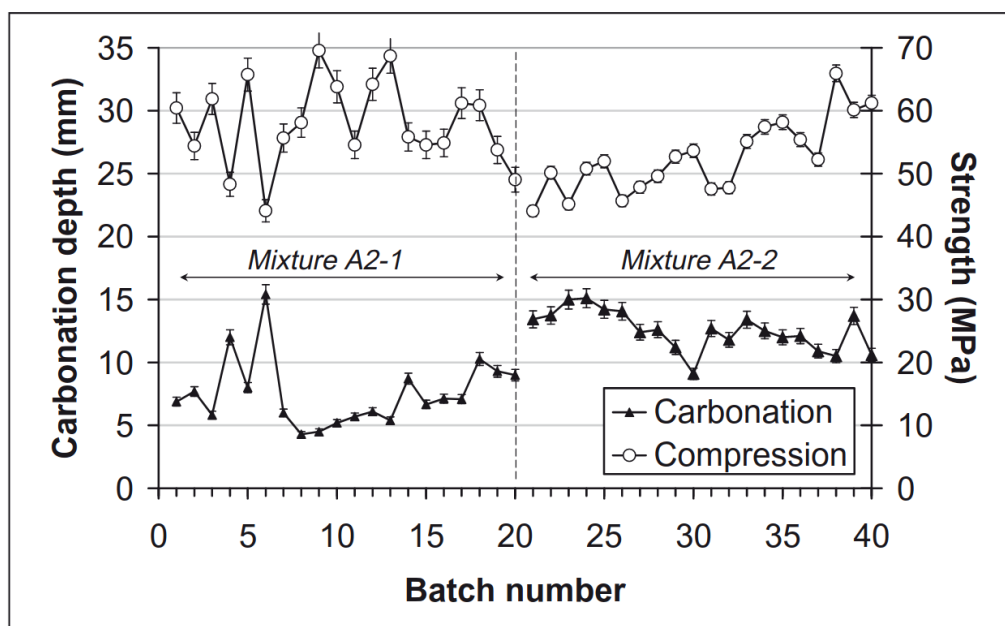


Figure 2.15 – Profondeur de la carbonatation sur trois éprouvettes par batch sur le chantier A2 [[Turcry et al., 2012](#)]. Les résistances en compression correspondent à la distribution [FIGURE.2.4b](#).

Résistivité

Une analyse de la résistivité a également été réalisée, permettant d'estimer l'éventuel état de corrosion de l'armature. Les mesures s'effectuent avec deux électrodes positionnées sur chaque face plane de l'éprouvette cylindrique 113x226mm, pour mesurer la différence de potentiel générée. Les mesures réalisées, ([FIGURE.2.17](#)) après

Table 2.8 – Profondeur de la carbonatation dans les travaux de [Aît-Mokhtar et al. \[2013\]](#) sur trois échantillons par gâchée.

Carbonatation depth	A1	A2-1	A2-2	A2
Moyenne (mm)	4.3	7.6	12.6	10.1
Écart type (mm)	1.6	2.6	1.5	3.3
COV	37%	35%	12%	33%

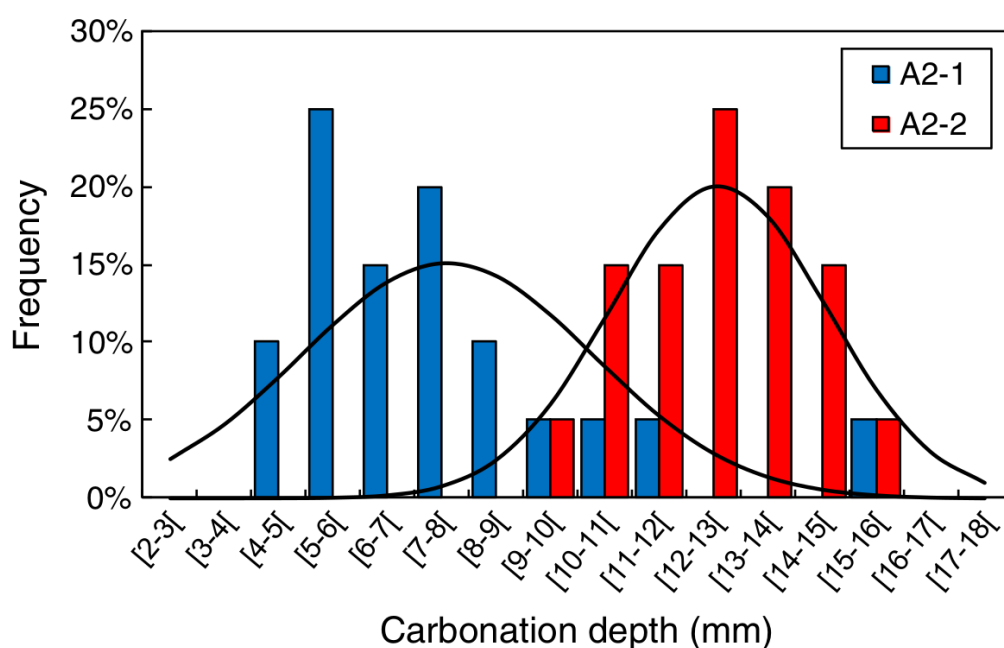


Figure 2.16 – Distribution de la carbonatation pour la formulation A1 et A2 [[Aît-Mokhtar et al., 2013](#)].

trois mois et un an, indiquent une augmentation de la résistivité électrique dans la formulation A1 contenant des cendres volantes [[Hansson et Hansson, 1983](#)].

Porosité

Sur ces échantillons, des mesures de porosité accessible à l'eau sont réalisés sur 80 éprouvettes cylindriques 113x50mm. Celles-ci ont été conservées dans une solution aqueuse jusqu'à saturation, c'est à dire une variation de masse de 0.1% par semaine. Puis, certains échantillons sont testés directement à 105°C (TABLEAU.2.9) tandis que d'autres subissent un séchage par parlier, 60°C, 90°C, 105°C (TABLEAU.2.10). Les résultats montrent que la porosité est plus importante dans le cas d'un séchage direct à 105°C car le gradient thermique est d'autant plus important, créant ainsi de la micro-fissuration.

Lixiviation des alcalins

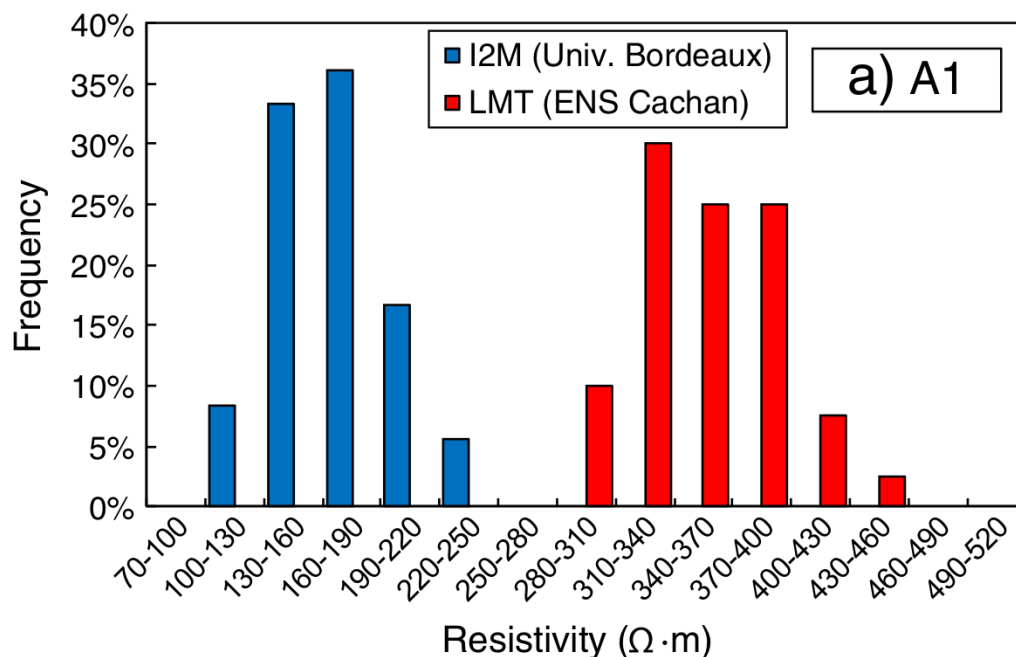


Figure 2.17 – Distribution de la résistivité pour la formulation A1 à 90 jours et 1 an [Aît-Mokhtar *et al.*, 2013]

Table 2.9 – Essais de porosité à 105°C [Aît-Mokhtar *et al.*, 2013].

Mix	A1	A2-1	A2-2
Moyenne (%)	12.9	14.4	14.1
Écart type (%)	1.02	1.29	0.56
COV (%)	7.92	9.00	3.96
Maximum (%)	11.1	12.7	12.9
Minimum (%)	14.4	18.2	15

Table 2.10 – Essais de porosité selon le palier de température [Aît-Mokhtar *et al.*, 2013].

Température	60°C	90°C	105°C
Moyenne (%)	10.1	10.9	11.5
Écart type (%)	0.65	0.69	0.75
COV (%)	6.44	6.35	6.49
Maximum (%)	8.5	9.2	9.7
Minimum (%)	11.8	12.8	13.6

Ensuite, des essais de lixiviation accélérés sont réalisés sur 80 éprouvettes dans une solution de nitrate d'ammonium après une conservation d'une année dans la

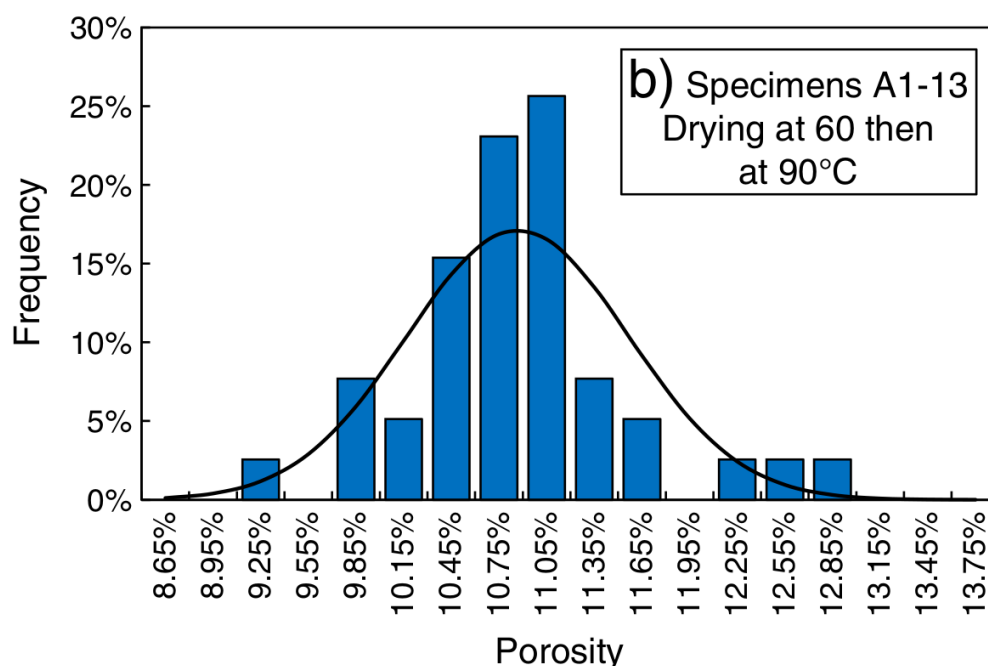


Figure 2.18 – Essais de porosité en trois palier de températures 60°C , 90°C , 105°C [Aît-Mokhtar *et al.*, 2013]

chaux. Les mesures sont réalisées à 4, 8, 14, et 30 semaines. La variabilité de la profondeur dégradée, représentée dans le TABLEAU.2.11 montre un coefficient de variation de l'ordre de 10% à 20%. Ces essais réalisés en extérieur pour des raisons de sécurité prennent également en compte les cycles de température jour/nuit.

Table 2.11 – Essais de lixiviation accélérée dans les travaux de Aît-Mokhtar *et al.* [2013], après une cure d'une année dans un environnement à pH basique.

Mix	Nombre	28 jours		56 jours		96 jours		210 jours	
		Moy	COV(%)	Moy	COV(%)	Moy	COV(%)	Moy	COV(%)
A1	40	4.2	20.8	6.3	19.4	8.8	16.8	14.6	10.1
A2-1	20	4.6	10.9	7.0	8.1	9.8	8.0	15.9	8.1
A2-2	20	6.0	12.0	10.2	12.7	12.8	9.9	17.0	9.8

Perméabilité

De même pour l'estimation de la perméabilité des échantillons. Les mesures sont réalisées sur neuf spécimens $\phi 40 \times 60 \text{mm}$ carotés dans les éprouvettes cylindriques $\phi 113 \times 226 \text{mm}$ coulées sur chantier. Une pression de 6MPa est appliquée sur une face du spécimen. Les résultats montrent un coefficient de variation de l'ordre de 10% (TABLEAU.2.12).

Table 2.12 – Mesure de la perméabilité dans les travaux de *Aît-Mokhtar et al.* [2013] sur trois échantillons de la gâchée A1.

	Nombre	Moyenne ($\times 10^{-17} m^2$)	Écart type ($\times 10^{-17} m^2$)	COV
90°C	6	2.80	0.34	12.1%
105°C	3	4.40	0.49	11.1%

L'ensemble des coefficients de variations sont récapitulés dans le TABLEAU.2.13. Ils indiquent que certains essais ou grandeurs mesurées sont plus difficiles ou sensibles aux protocoles utilisés.

Table 2.13 – Récapitulatif des coefficients de variation, de la campagne expérimentale de *Aît-Mokhtar et al.* [2013].

Tests	Laboratoires	A1	A2-1	A2-2	A2
Compression	Vinci	7.3 %	11.1 %	11.1 %	12 %
Compression	LMT	10.5 %	11.3 %	11.1 %	12 %
Traction	LMT	13.3 %	9.7 %	9.3 %	9.9 %
Module de Young	LMT	6.2 %	8.2 %	5.4 %	7 %
Migration CL^-	LMDC	12.4 %	25.4 %	19.4 %	21.9 %
Carbonatation	CERIB & LaSIE	37 %	35 %	12 %	33 %
Résistivité	I2M	17.9 %	15.6 %	17.2 %	18.5 %
Lixiviation	LMT	10.1 %	8.1 %	9.8 %	9.5 %
Porosité	LMT	7.9 %	9 %	4 %	7 %
Perméabilité	CEA	22 %	-	-	-

Campagne expérimentale de *Issaadi et al.* [2017]

Ces travaux concernent également les aspects hydriques des matériaux cimentaires. Des essais de porosité, d'adsorption, désorption et de perméabilité intrinsèque sont réalisés à partir d'un matériau d'une même gâchée et conservés avec les mêmes conditions expérimentales comme il s'agit de carottes à partir d'un voile conservé à 95% d'humidité relative et à 20°C.

Les résultats révèlent une estimation des coefficients de variation du même ordre de grandeur que dans les travaux de *Aît-Mokhtar et al.* [2013]. Cependant, elle atteint 20% pour la sorption et la perméabilité intrinsèque. Comme précédemment, les incertitudes de mesure sont rarement présentées, la distinction entre la variabilité du matériau et l'incertitude de mesure est difficile pour la modélisation (FIGURE.2.20).

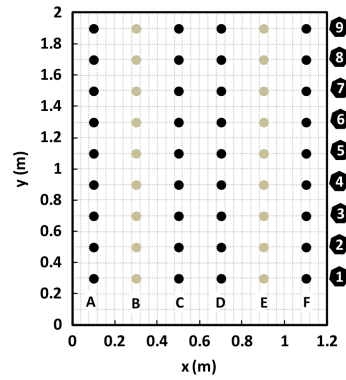


Figure 2.19 – Carottage des éprouvettes cylindriques dans un voile [Issaadi *et al.*, 2017]

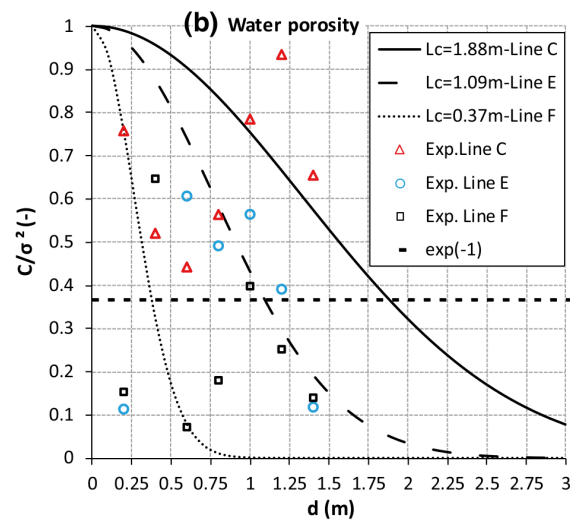


Figure 2.20 – Covariance des points expérimentaux pour la porosité à l'eau [Issaadi *et al.*, 2017]. Il semble difficile de calculer une matrice de covariance pour appliquer ensuite la méthode de Monte-Carlo.

1.2 Métrologie

Les systèmes de mesure permettent d'estimer des grandeurs physiques. Cependant la validité d'un résultat n'a pas de valeur, sans un contrôle qualité, a posteriori. La quantification de l'incertitude, ou l'erreur de mesure permet d'indiquer la qualité et d'estimer la fiabilité d'une grandeur physique. Par exemple, la norme *NF ISO/IEC GUIDE 98-3 AFNOR* [2014] définit une approche pour l'estimation de ces incertitudes.

Dans cette partie, les erreurs et les incertitudes de mesure sont définies dans un cadre général. Ensuite, la caractérisation des matériaux quasi-fragiles est explicitée.

1.2.1 L'erreur

L'erreur peut être liée à plusieurs facteurs et correspond à la différence entre l'estimation moyenne et la valeur mesurée :

- le spécimen mesuré : le mortier et le béton sont des matériaux hétérogènes ;
- l'opérateur : la fatigue, l'inattention ;
- le mesurande : la précision de la machine, le calibrage ;
- l'environnement : la température et l'humidité relative ;

À partir de ces constatations, l'erreur se décompose en deux catégories, dans des conditions de répétabilité :

1. L'erreur aléatoire influe sur la fiabilité ou la fidélité d'une mesure. Cela signifie que la répétition de la mesure donne quasiment la même estimation de la grandeur physique. Elle ne peut pas être corrigée et n'indique pas une mesure correcte. Par exemple : la lecture des graduations.
2. L'erreur systématique influe sur la validité de la mesure. Elle correspond à une erreur de mesure induisant un biais par rapport à un résultat théorique. Par exemple : un offset provoqué par un mauvais calibrage.

Une mesure correcte doit nécessairement être à la fois valide et fiable. Par ailleurs, l'erreur amplifie l'incertitude de mesure (FIGURE.2.21).

1.2.2 L'incertitude de mesure

La mesure consiste à déterminer une grandeur particulière avec un système adapté : le mesurande, selon un processus préalablement défini. Une série d'observations réalisées dans les mêmes conditions induit une variation, car chaque mesure indique seulement une estimation de la valeur réelle.

L'estimation de la grandeur physique implique notamment la réalisation de plusieurs essais afin de confirmer ou infirmer une mesure. Les principales sources d'incertitude proviennent notamment d'une mesure incorrecte, à la fois technique et humaine.

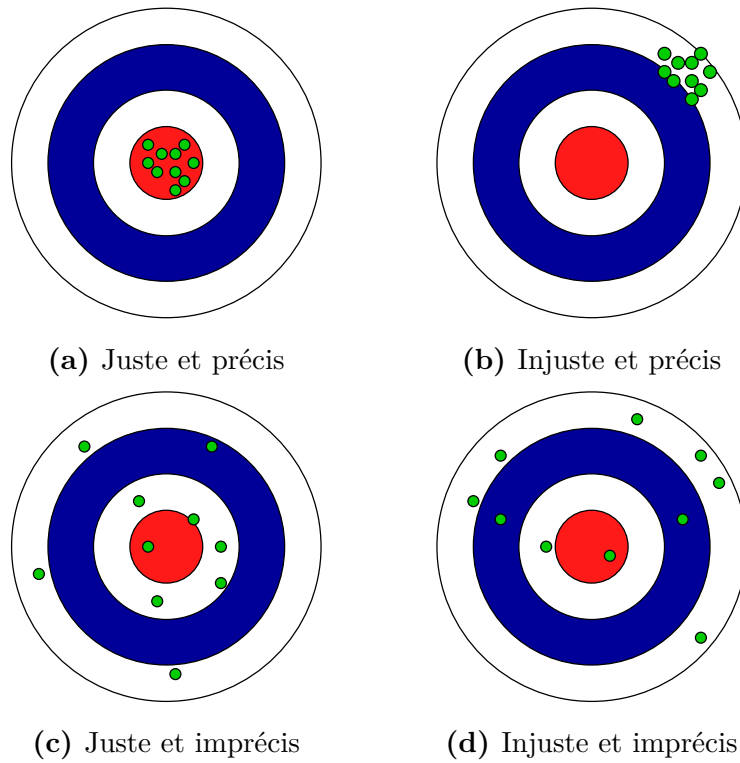


Figure 2.21 – Exactitude de la mesure : Une mesure doit être à la fois juste et précise.

L'incertitude reflète la variation des résultats suite à une série de mesures (FIGURE.2.21). L'instrumentation ne permet pas d'accéder à la valeur exacte. Plusieurs méthodes basées sur différentes lois de probabilité permettent d'évaluer l'incertitude de type A et de type B.

L'incertitude-type A : Soit une variable aléatoire X et n observations X_k , réalisées dans les mêmes conditions de mesure pour assurer la répétabilité. La moyenne ou moment d'ordre 1, obtenue correspond à la moyenne arithmétique sur n mesures (1.1)

$$\bar{X} = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n (X_k) \quad (1.1)$$

La variance ou l'écart à la moyenne se note en général s^2 . Mais cette notation représente la variance de la population, c'est-à-dire l'ensemble des observations. Les n mesures correspondent seulement à une estimation. La variance ou moment d'ordre 2 s'exprime selon (1.2)

$$s^2 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (X_i - \bar{X})^2 \quad (1.2)$$

Ensuite, l'écart-type expérimental de la moyenne s'exprime comme (1.3) :

$$s = \sqrt{s^2(X)} \quad (1.3)$$

Le nombre d'observations expérimentales doit être assez grand.

☞ *Mais que signifie assez grand ?*

Généralement trois éprouvettes identiques, c'est-à-dire même forme, même taille, même composition chimique, même gâchée, sont caractérisées. Dans les travaux de [Aît-Mokhtar et al. \[2013\]](#), une centaine d'éprouvettes caractérisées permettent seulement de tirer des tendances. Cependant, que ce soit l'environnement, l'opérateur ou le protocole expérimental, les conditions de fabrication peuvent induire une part importante de variabilité. Pour les matériaux quasi-fragiles, il est nécessaire de minimiser ce facteur et d'assurer la fabrication du matériau en une seule gâchée. En effet, il semble plus difficile de fabriquer plusieurs gâchées identiques que de contrôler les conditions environnementales.

Par conséquent, « assez grand » signifie plus que trois, mais sans ajouter de nouveaux facteurs de variabilité.

L'incertitude-type B : Dans le cas d'une mesure non répétée, la fiche technique du mesurande permet également d'estimer une incertitude de mesure en considérant une loi de probabilité.

Lorsque l'incertitude δ est donnée par le constructeur (1.4), par exemple pour une mesurée graduée, cette expression correspond à l'écart-type de la loi uniforme. Ceci ne reflète pas la réalité, mais aucun élément n'indique d'utiliser une loi plus complexe.

$$s = \frac{\delta}{\sqrt{12}} \quad (1.4)$$

Les lois normales ou triangulaires peuvent également être considérées.

L'incertitude-type composée : Dans le cas d'une grandeur calculée à partir de plusieurs grandeurs mesurées, l'incertitude-type composée (1.5), en supposant des grandeurs indépendantes, permet de quantifier l'incertitude apportée par chaque mesure. Cette expression contient seulement les termes d'un développement limité d'ordre 1. Dans le cas de grandeurs corrélées, il est nécessaire de définir la covariance, et de tenir compte du couplage des paramètres.

$$s^2 = \sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial f}{\partial x_i} \right)^2 d(x_i)^2 \quad (1.5)$$

Avec f la grandeur physique à estimer et x_i les différentes grandeurs physiques mesurées.

Par exemple, pour l'expression (1.6) la grandeur à estimer est le module de Young E . Son incertitude se note s_E . Elle permet de tenir compte de l'incertitude apportée

par chaque mesure expérimentale : la force F , la déformation $\varepsilon = \frac{\Delta L}{L}$, la longueur de l'éprouvette L , l'allongement ΔL et la section S (1.7).

$$E = \frac{FL}{\Delta L S} \quad (1.6)$$

$$\left(\frac{s_E}{E}\right) = \sqrt{\left(\frac{s_F}{F}\right)^2 + \left(\frac{s_\varepsilon}{\varepsilon}\right)^2 + \left(\frac{s_S}{S}\right)^2 + \left(\frac{s_L}{L}\right)^2 + \left(\frac{s_{\Delta L}}{\Delta L}\right)^2} \quad (1.7)$$

Afin de définir, un niveau de confiance, l'incertitude-type composée peut être multipliée par un facteur d'élargissement. Le choix de ce facteur se fait par jugement d'expert, il se base sur l'expérience acquise ou en considérant un niveau de confiance à 99%.

1.3 Sources de variabilités expérimentales dans ces travaux

Comme le montre la revue de la littérature, plusieurs campagnes expérimentales présentent des études de variabilité. Mais souvent aucune différence est réalisée entre l'incertitude de mesure et la variabilité d'un matériau multi-phasique.

Pourtant, le principal objectif des différentes campagnes réalisées est la quantification de la variabilité d'un matériau à base cimentaire. Par conséquent, une maîtrise des outils de mesure ainsi que des bancs d'essais sont nécessaires. Le but étant de minimiser les erreurs de mesures.

Les mesures expérimentales présentent des artefacts provenant de différents facteurs : le protocole, l'opérateur, la mesure, l'environnement et la variabilité intrinsèque au matériau (1.8).

$$\alpha_{\text{experimentale}} = \alpha_{\text{protocole}} + \alpha_{\text{opérateur}} + \alpha_{\text{mesure}} + \alpha_{\text{environnement}} + \alpha_{\text{matériau}} \quad (1.8)$$

La variabilité expérimentale, notée $\alpha_{\text{experimentale}}$ (1.8), dépend de cinq sources de variabilité. Le protocole expérimental de fabrication, noté $\alpha_{\text{protocole}}$ correspond au choix de la formulation, les réactions chimiques, la durée du mélange, le temps de vibration, la température ou l'humidité relative permettent de réaliser un matériau similaire, mais non identique à chaque gâchée, impactant, par exemple, les propriétés de transferts hydriques du matériau. Dans ces travaux, une seule gâchée est réalisée, par campagne, afin de limiter cette incertitude, impliquant :

- **Même** Gâchée
- **Même** Malaxeur
- **Même** Pâle
- **Même** Protocole de mélange

- **Même** Vitesse de malaxage

Par ailleurs, des essais en flexion trois points sont réalisés car ils sont simples à maîtriser au niveau des conditions aux limites et apportent de nombreuses informations sur les propriétés mécaniques. La partie élastique donne des informations sur la raideur, le module de Young, et la force au pic qui indique la résistance maximale en traction. La partie post-pic apporte des informations sur l'énergie de fissuration.

Dans le cas des matériaux cimentaires, les conditions environnementales de conservation impactent les transferts hydriques et les propriétés mécaniques à cause de la fissuration, et notamment des fissures issues du retrait de dessiccation [Soleillet, 2018], constituant de nouvelles sources d'incertitude : $\alpha_{environnement}$. Cependant, une unique gâchée assure les conditions de conservation en température et humidité relative identiques pour toutes les éprouvettes, mais sont très difficiles à maîtriser, rendant la campagne expérimentale difficile à reproduire d'une gâchée à une autre. Par ailleurs, dans un cas de rupture brutale d'un matériau, l'énergie emmagasinée dans la phase linéaire se libère brutalement, et la rupture est fragile. La littérature montre l'intérêt de l'étude post-pic, notamment vis-à-vis des prédictions des ouvertures de fissure.

Par ailleurs, une personne inexpérimentée fait des erreurs classiques dans ses mesures $\alpha_{opérateur}$ apportant de nouvelles fluctuations. De plus, la fatigue est un facteur d'erreur au vu du nombre d'éprouvettes.

Et, la variabilité du matériau $\alpha_{matériau}$ provient de la répartition spatiale et aléatoire des différentes phases qui le constituent.

Généralement, les études de variabilité des matériaux cimentaires se réalisent sur du béton. Cependant pour d'obtenir une réponse mécanique et hydrique représentative pour nos éprouvettes de laboratoire, le mortier est étudié. Le grain de sable normalisé a un diamètre équivalent de $2mm$ contrairement au béton constitué de granulats de l'ordre de $20mm$ de diamètre au maximum et la largeur de l'éprouvette est de $70mm$. Le rapport entre la largeur de l'éprouvette et le diamètre équivalent du granulats est de l'ordre de 35.

Le mortier se présente comme un compromis entre le béton et la pâte de ciment. L'incompatibilité pâte de ciment et granulats est moins marquée [Bisschop *et al.*, 2001], les effets de retrait et d'incompatibilité se compensent. Par conséquent, la fissuration issue du retrait de dessiccation différentiel est limitée.

Durant les essais, le système de mesure induit des erreurs α_{mesure} . Cependant cette source de variabilité semble être la plus contrôlable et quantifiable comme il s'agit souvent d'outils de précision dont l'incertitude est indiquée par le constructeur.

L'objectif des travaux présentés dans la suite du manuscrit est de minimiser toutes les sources d'incertitude $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3, \alpha_4$ pour obtenir une incertitude expérimentale représentative de la variabilité du matériau. Généralement, trois spécimens

sont analysés. Dans cette campagne expérimentale complémentaire à l'étude numérique, cinquante éprouvettes identiques sont fabriquées, par gâchée. Un nombre important est nécessaire pour obtenir une bonne estimation des propriétés statistiques, afin de comprendre la fissuration d'origine hydrique et mécanique des matériaux cimentaires.

2 Quantification expérimentale de la variabilité.

Les mesures de retrait de dessiccation et de flexion trois-points sont réalisées sur les éprouvettes $70 \times 70 \times 280 \text{ mm}$ après stabilisation de la déformation de retrait. Dans ces travaux, quatre campagnes expérimentales sont réalisées et présentées. Elles permettent de quantifier l'impact du retrait de dessiccation sur le comportement mécanique du matériau. L'intérêt de cette campagne expérimentale permet d'estimer l'impact du retrait de dessiccation sur le comportement mécanique du matériau et d'estimer la confiance accordée aux résultats expérimentaux selon le type d'essai et le système de mesure. L'objectif est d'accéder à une variabilité expérimentale représentative de la variabilité du matériau en assurant une incertitude de mesure convenable. La chronologie des travaux est donnée sur la [FIGURE.2.22](#).

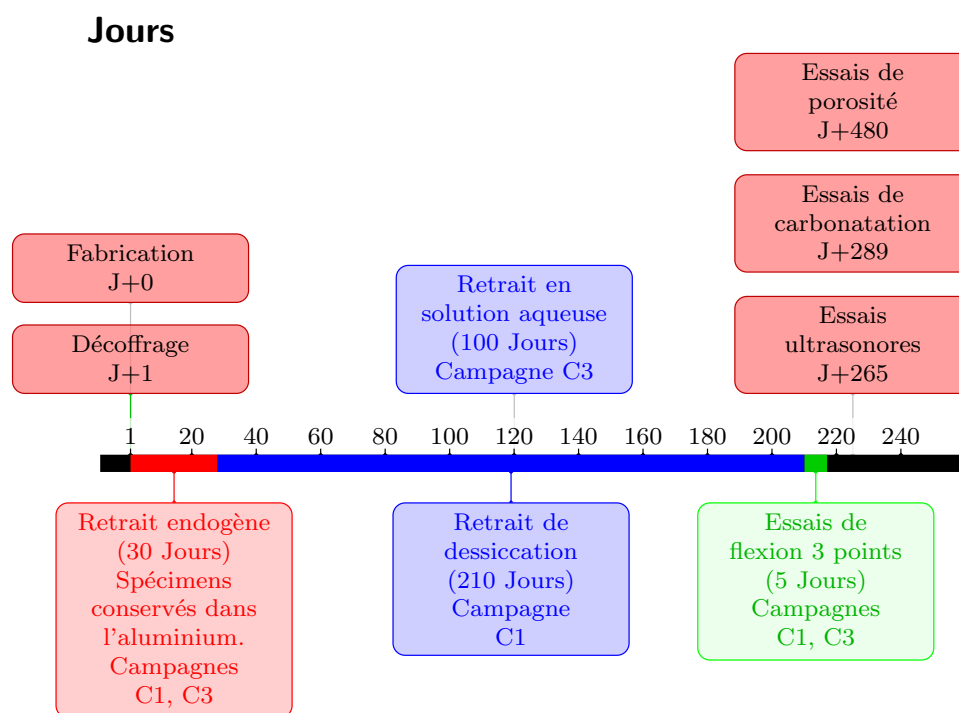


Figure 2.22 – Principales étapes de la campagne expérimentale, dans le cas d'une conservation à température et humidité contrôlées, des éprouvettes de mortier normalisé $70 \times 70 \times 280 \text{ mm}$.

Chaque étape de la campagne est contrôlée au mieux pendant la durée de conservation. L'intérêt de cette étude porte également sur l'historique du matériau et en particulier sur le retrait de dessiccation. Des essais destructifs et non destructifs permettent de caractériser les propriétés intrinsèques du matériau. De nombreux essais complémentaires sont également présentés ([FIGURE.2.23](#)) à partir de l'explo-

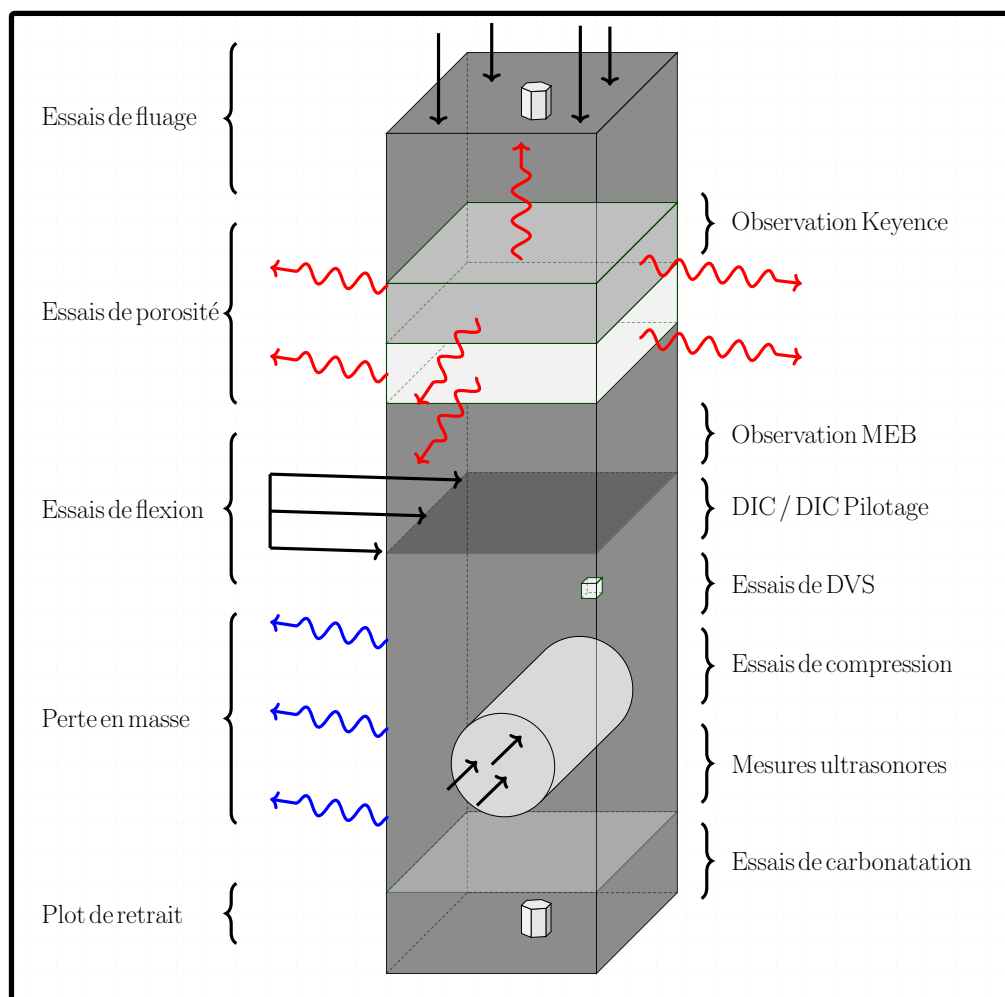


Figure 2.23 – Exploitation d’une éprouvette 70x70x280mm. L’ensemble des essais réalisés permettent de quantifier la variabilité et de caractériser le matériau cimentaire.

tation des éprouvettes 70x70x280mm. Dans un premier temps, les éprouvettes sont suivies durant plus de 200 jours sous conditions de séchage ou dans une solution à $pH = 12$. Ces mesures permettent à la fois de caractériser les transferts hydriques et de quantifier la variabilité des propriétés mécaniques du matériau. La variabilité du matériau est quantifiée avec le suivi de la perte en masse, le retrait de dessiccation, la porosité et les essais de flexion. Des essais comme ceux de fluage ou de carbonatation apportent des informations complémentaires.

Afin de quantifier les effets hydriques, et notamment le retrait de dessiccation, un groupe d’éprouvettes est conservé dans une solution basique, empêchant le retrait de dessiccation, tandis que les autres sont stockées sous température et humidité relative contrôlées, jusqu’à stabilisation de la déformation de retrait. Par ailleurs,

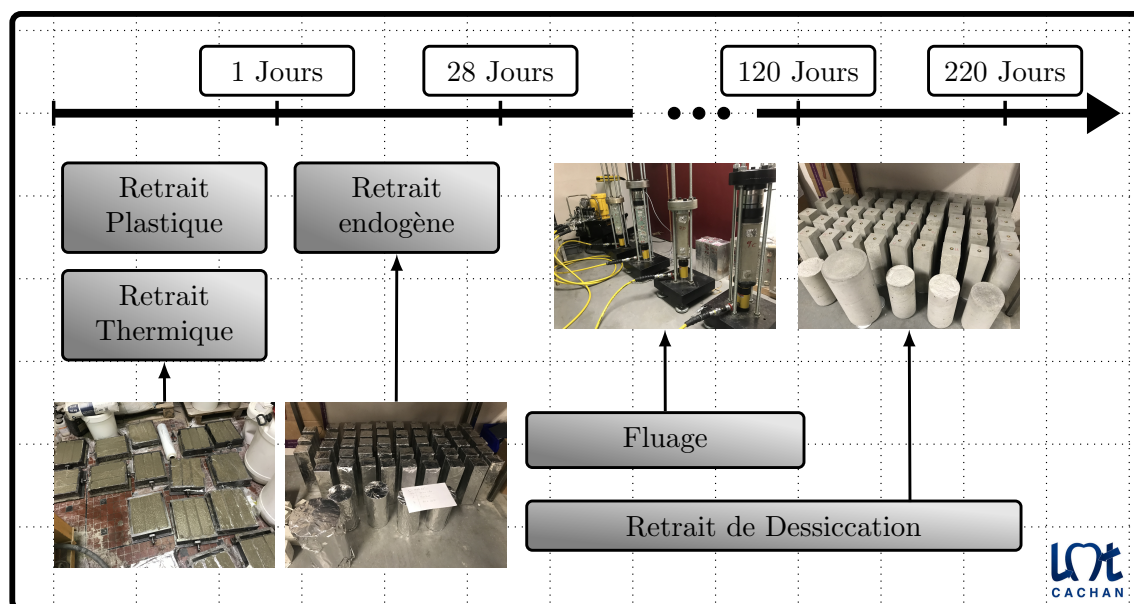


Figure 2.24 – Différents essais des campagnes expérimentales réalisées dans une salle contrôlée en température et humidité relative. Les différentes cures permettent d'éviter les couplages entre les différents types de retrait.

une cure en condition endogène, pour tous les spécimens, limite les couplages séchage/hydratation.

Le protocole de fabrication est inspiré de [Olivier \[2016\]](#) et de la norme [AFNOR \[2016\]](#). Le décoffrage a lieu 24h après le coulage. Les essais de retrait réalisés en salle contrôlée en température et humidité relative sont regroupés sur la [FIGURE.2.24](#), complétés par des essais de fluage de dessiccation et de fluage propre, donnant des indications sur les déformations différées du matériau.

2.1 La fabrication du matériau

Dans cette campagne expérimentale, trois gâchées de 51 éprouvettes et une de 18 spécimens sont coulées. Le matériau choisi se base sur la composition du mortier normalisé selon la formulation dans la norme [AFNOR \[2016\]](#) ([TABLEAU.2.14](#)). Les éprouvettes de taille 70x70x280mm sont coulées afin de s'assurer que la taille est bien supérieure à celle du volume élémentaire représentatif. Le malaxage, la pâte et les quantités de sable et de ciment sont identiques pour toutes les gâchées. Le ciment utilisé est le CEM 1 52.5 N CP2 [[EQIOM, 2018](#)]. Le sable est normalisé EN 196-9. (Fiche de contrôle de production septembre 2018 et octobre 2019). Il se compose à plus de 98% de silice [[Société nouvelle du littoral, 2019](#)].

Les coffrages normalisés sont graissés avant la coulée ([FIGURE.2.25](#)) afin d'éviter

Table 2.14 – Formulation du mortier considérée dans les campagnes expérimentales.

Matériaux	Composition	Volume représentatif
Ciment CEM 1	596 $kg.m^{-3}$	22%
Sable normalisé	1758 $kg.m^{-3}$	67%
Eau	293 $kg.m^{-3}$	11%

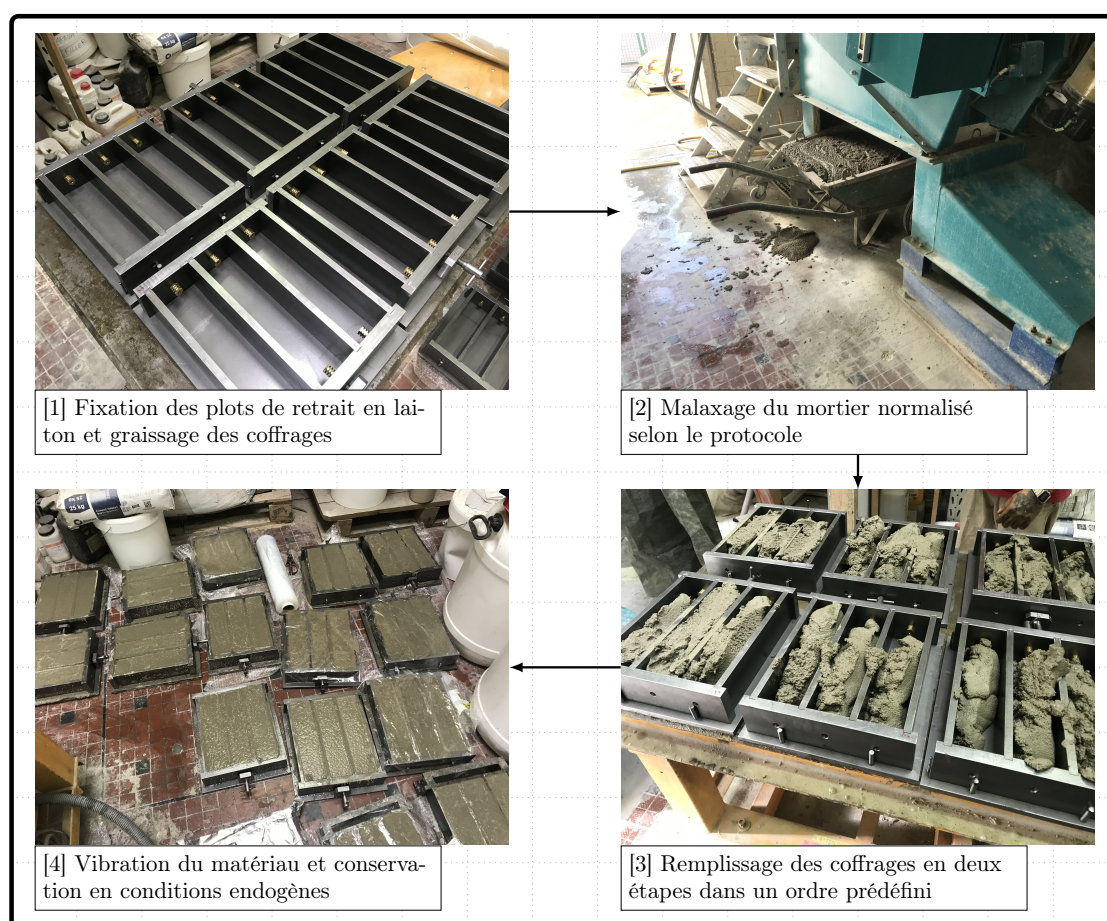


Figure 2.25 – Principales étapes de la fabrication du matériau

l'arrachement du matériau lors du décoffrage. Pour éviter la corrosion, des plots en laiton sont vissés sur les deux faces latérales pour les mesures de retrait. Ensuite, le malaxage du matériau permet de mélanger les constituants. Lorsque l'eau est ajoutée, le malaxage s'effectue durant deux minutes, avec une pause de 60 secondes, suivi de 60 secondes de malaxage. Ensuite le matériau est rempli dans les coffrages en deux temps, puis soumis à la vibration durant 30 secondes. Cette étape nécessite une demi-heure.

Un essai au cône permet de caractériser le matériau à l'état visqueux. Cet essai, non normé, indique que le matériau est ferme, l'affaissement étant quasiment nul (FIGURE.2.26).



Figure 2.26 – Mini-cône d'Abrams. Pour une hauteur de 10cm, pas d'affaissement significatif est observé, indiquant que le matériau semble ferme.

Les conditions environnementales lors de la fabrication impactent l'hydratation du matériau (TABLEAU.2.15), constituant la première source de variabilité. Ces conditions diffèrent pour chaque campagne et ne sont pas facilement contrôlables. En revanche, ces conditions environnementales ne sont pas une source de variabilité importante au sein d'une même campagne.

Table 2.15 – Conditions environnementales des différentes coulées : Température et humidité relative (HR) de la salle de fabrication.

	Températures	HR
Campagne 1	19°C	70%
Campagne 2	17°C	61%
Campagne 3	14°C	65%
Campagne 4	20°C	77%

Le principal objectif de la coulée concerne la fabrication des éprouvettes 70x70x280mm (TABLEAU.2.16). Les cylindres coulés représentent le surplus ajouté lors du mélange dans le malaxeur. Il s'agit du matériau collé aux parois. D'une manière générale, une cinquantaine d'éprouvettes sont fabriquées par gâchée.

La composition du mortier présentée dans le TABLEAU.2.16 est valable seulement pour les campagnes C1, C2, C4. Dans la seconde campagne, notée C2, 5kg

Table 2.16 – Bilans effectifs de la fabrication (perte d'un coffrage lors de la vibration de la campagne 1).

	Eprouvettes 70x70x280mm	Cylindres 160x320mm	Cylindres 110x220mm	Cylindres 70x160mm
Campagne 1	48/51	1/1	4/4	0
Campagne 2	51/51	1/1	5/5	2/2
Campagne 3	51/51	1/1	4/4	0
Campagne 4	18/18	1/1	5/5	0

d'eau ont été ajoutée, suite à un malaxage non satisfaisant. Le rapport eau sur ciment s'élève alors à $e/c = 0,6$ au lieu de 0,5.

Dans la suite du manuscrit les campagnes expérimentales sont notées comme dans le TABLEAU.2.17, après une cure en condition endogène. Les conditions de conservation ainsi que le rapport eau sur ciment sont reportés.

Table 2.17 – Notations pour référencer les campagnes expérimentales, après, au minimum, 28 jours de cure endogène. Conservation en condition endogène des éprouvettes 70x70x280mm et cylindriques au jeune âge. Pour des questions de planning, les temps de conservation ne sont pas identiques. Mais l'hydratation se stabilise après 30 jours [Gu *et al.*, 2006; Panesar et Shindman, 2012].

	Acronyme	e/c	Conservation	Cure endogène
Campagne 1	C1	0,5	Température et humidité relative contrôlées	32 jours
Campagne 2	C2	0,6	Température et humidité relative contrôlées	34 jours
Campagne 3	C3	0,5	Solution basique	43 jours
Campagne 4	C4	0,5	Température et humidité relative contrôlées	44 jours

2.2 Conservation au jeune âge

Après durcissement du matériau, pendant 24 heures, les éprouvettes sont décoffrées et conservées en condition endogène, dans trois couches d'aluminium, pendant plus de 28 jours. Dans le TABLEAU.2.17, les différents jours de conservation sont dus à des contraintes de planning. Comme le montre notamment Gu *et al.* [2006], avec des mesures ultrasonores et des essais de compression, l'hydratation des matériaux cimentaires à base de CEMI évolue peu au delà de 28 jours. De plus la conservation en conditions endogènes limite le couplage hydratation/séchage.

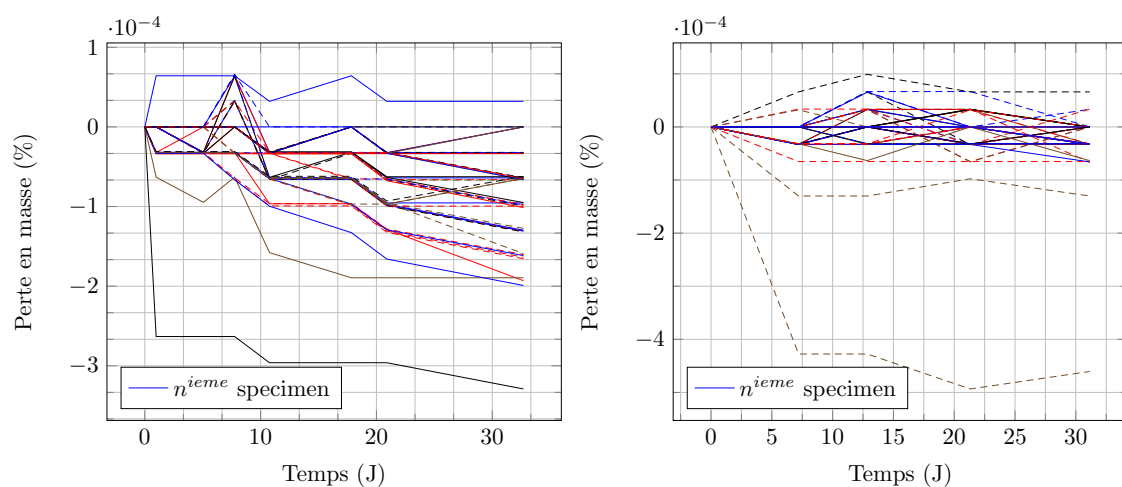
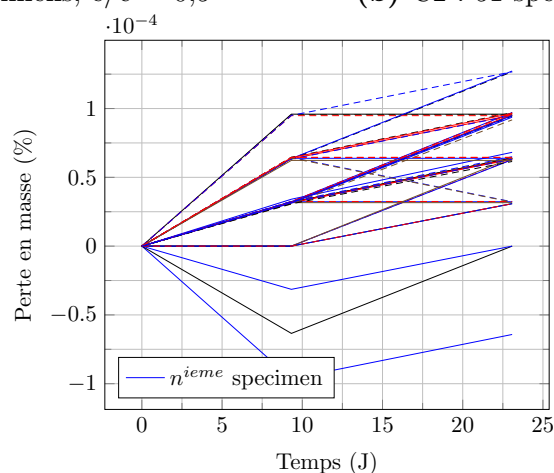
(a) C1 : 48 spécimens, $e/c = 0,5$ (b) C2 : 51 spécimens, $e/c = 0,6$ (c) C3 : 51 spécimens, $e/c = 0,5$

Figure 2.27 – Résidus de perte en masse sous conservation endogène de C1, C2 et C3. Les éprouvettes ont bien été protégées durant la cure au jeune âge.

Selon la FIGURE.2.27, la perte en masse parasite est négligeable comparée à la perte après plus de sept mois de séchage (FIGURE.2.40). La conservation en conditions endogènes a permis l'hydratation du matériau en limitant l'interaction avec le séchage. Les pertes de masse observées ne sont pas significatives, car les fluctuations présentes sont du même ordre de grandeur que l'incertitude de mesure de la balance $\pm 0.1g$ (TABLEAU.2.24).

Sur la FIGURE.2.28, la distribution de la masse volumique des éprouvettes des trois campagnes indique une certaine variabilité.

Pour obtenir cette masse volumique, la masse et la hauteur réelles (moyennées sur huit mesures) sont mesurées. La variation provient de la face non-coffrée, avec une variabilité sur la hauteur de l'ordre du millimètre. Les deux autres dimensions

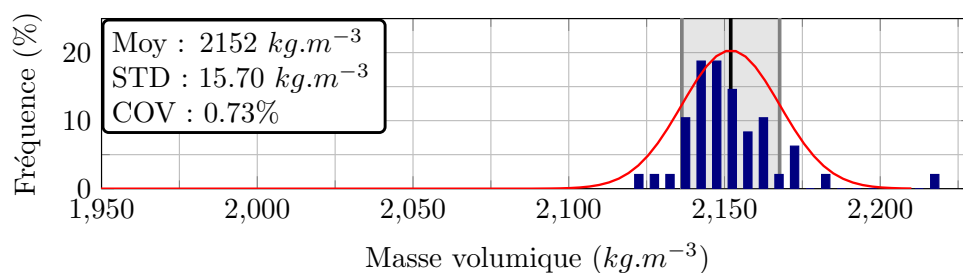
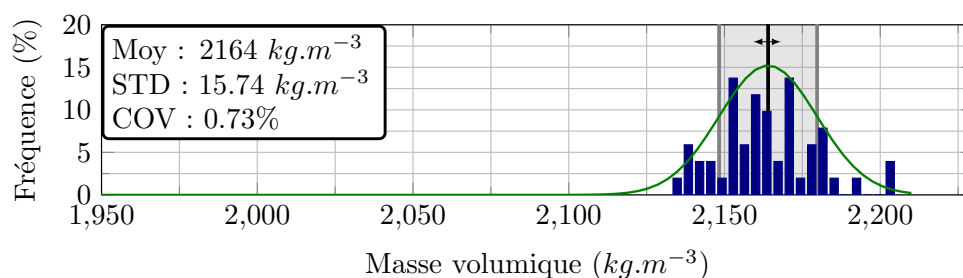
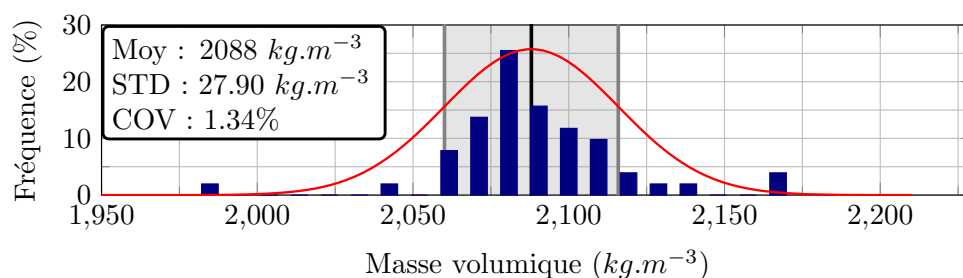
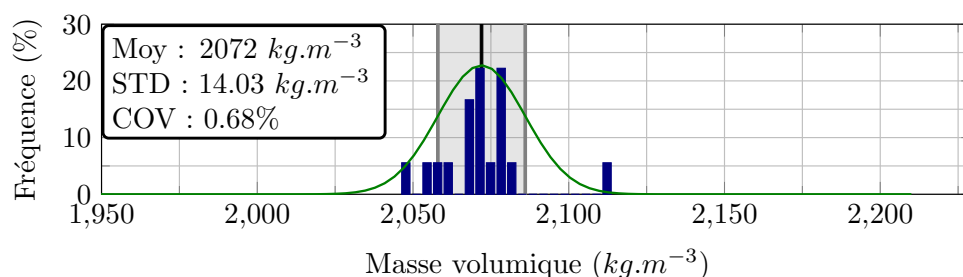
(a) C1 : 48 spécimens, $e/c = 0,5$ (b) C2 : 51 spécimens, $e/c = 0,6$ (c) C3 : 51 spécimens, $e/c = 0,5$ (d) C4 : 18 spécimens, $e/c = 0,5$

Figure 2.28 – Distribution de la masse volumique des éprouvettes après décoffrage pour les quatre campagnes expérimentales

n'ont pas été mesurées car elles sont imposées par le coffrage et présentent peu de variabilité comparée à la hauteur du spécimen. Par conséquent, l'incertitude de mesure est de l'ordre de $\pm 0.61 \text{ kg.m}^3$, en tenant compte de l'incertitude de la balance et de la mesure de la hauteur. Les valeurs statistiques : moyennes, écarts-types, covariances sont représentés sur les diagrammes de distribution des masses volumiques. Par ailleurs, la loi normale est tracée selon le test de normalité de Shapiro-Wilk, abordé dans la suite du manuscrit (section 3). La couleur verte indique un test validé et l'intervalle de confiance de la moyenne est indiqué.

Sur la FIGURE.2.28 une variabilité plus importante est observée entre les différentes campagnes expérimentales (plusieurs gâchées) qu'au sein d'une même gâchée. Cette variabilité peut être liée aux conditions environnementales (TABLEAU.2.15) qui ne peuvent pas être contrôlées ou à la durée de conservation (TABLEAU.2.17).

2.3 Séchage et retrait de dessiccation

Les éprouvettes ont été conservées en condition endogène, au jeune âge, pour éviter le couplage entre l'hydratation et le séchage du matériau. Dans cette partie, les conditions de conservation permettent de quantifier l'influence des conditions environnementales sur les propriétés hydriques et mécaniques du matériau. Les campagnes C1 et C4 ($e/c = 0.5$), C2 ($e/c = 0.6$) ont été conservées en condition de séchage, à température et humidité relative contrôlées, durant 200 jours, tandis que la campagne C3 ($e/c = 0.5$) a été conservée dans une solution à $pH = 12$.



Figure 2.29 – Ensemble des spécimens 70x70x280mm

Après 28 jours de conservation en condition endogène FIGURE.2.29, le matériau a atteint ses propriétés mécaniques à plus de 95% [Gu *et al.*, 2006]. Par conséquent, le retrait d'auto-dessiccation n'est plus prépondérant laissant place au retrait de dessiccation, pour les campagnes en condition de séchage.

L'historique hydrique influence directement les propriétés mécaniques [Soleilhet, 2018] à cause des échanges d'eau provoqués par une différence d'humidité relative au coeur et dans l'environnement de conservation. Le gradient hydrique induit de potentielles micro-fissures, ainsi qu'un état de contraintes en compression tri-axiale dans le squelette solide (pression capillaire).

2.3.1 Conditions environnementales post jeune âge

La diffusion de l'eau à l'état vapeur et liquide influence directement les propriétés hydriques du matériau [Bissonnette *et al.*, 1999]. Une conservation des éprouvettes dans un même environnement limite la variabilité dûe aux fissures de retrait. Les éprouvettes ont été conservées dans une salle contrôlée en humidité relative et en température, pendant 220 jours pour atteindre la valeur asymptotique du retrait de dessiccation. Le TABLEAU.2.18 indique les incertitudes du constructeur pour les mesures de température et d'humidité relative.

Table 2.18 – Caractéristiques du capteur de température et d'humidité AKO 15750

Capteur AKO 15750	
Température	$\pm 1^{\circ}C$ entre $-99.0^{\circ}C$ et $99.9^{\circ}C$
Humidité relative	$\pm 2\%$

La FIGURE.2.30 présente l'évolution des conditions environnementales de la salle contrôlée en température et en humidité relative relative, au niveau des éprouvettes conservées en condition de séchage. Les fluctuations observées correspondent à la difficulté de réguler l'ensemble de la pièce. Concernant la campagne 4, une chute de l'humidité relative est observée à cause d'une panne du dispositif de régulation. Par ailleurs, plusieurs capteurs de températures et d'humidité relative ont également montré la fiabilité et la stabilité de la mesure sur la FIGURE.2.30a, 2.30b et 2.30c. La régulation de l'humidité relative étant plus difficile que celle de la température, une variation de 10% peut avoir lieu d'un côté à un autre de la pièce de $30m^2$. Les quatre capteurs d'humidité et de température ont été installés dans différentes zones de la salle. Ils donnent chacun des résultats différents mais les fluctuations sont similaires. Les résultats présentés correspondent au capteur du TABLEAU.2.18, situé au niveau des éprouvettes.

Contrairement aux campagnes C1 et C2, la troisième permet de comparer l'influence des conditions environnementales, par une conservation dans une solution aqueuse à pH basique (FIGURE.2.31). Le pH de l'eau a également été mesuré ponctuellement lors de l'acquisition des données. Après immersion des spécimens dans l'eau le pH atteint une valeur stable moyenne de $pH = 12.5 \pm 0.1$. Cela est due à la lixiviation de la portlandite libérant ainsi des ions OH^- . Les espèces chimiques dissoutes ou précipitées, influencent les propriétés de transfert hydrique [Haga *et al.*, 2005]. Une diminution du pH est observée dans le bac 2 vers 80 jours et une lixiviation plus importante a été visuellement observée. Pourtant les conditions de conservation des deux bacs sont identiques. Ces différences sont visibles sur la FIGURE.2.40c, présentant le gain de masse, dans l'eau à $pH = 12$.

Trois bacs sont nécessaires pour la conservation du mortier dans une eau à pH basique. Le bac 1 et 2 contient les 48 éprouvettes, et le troisième bac les éprou-

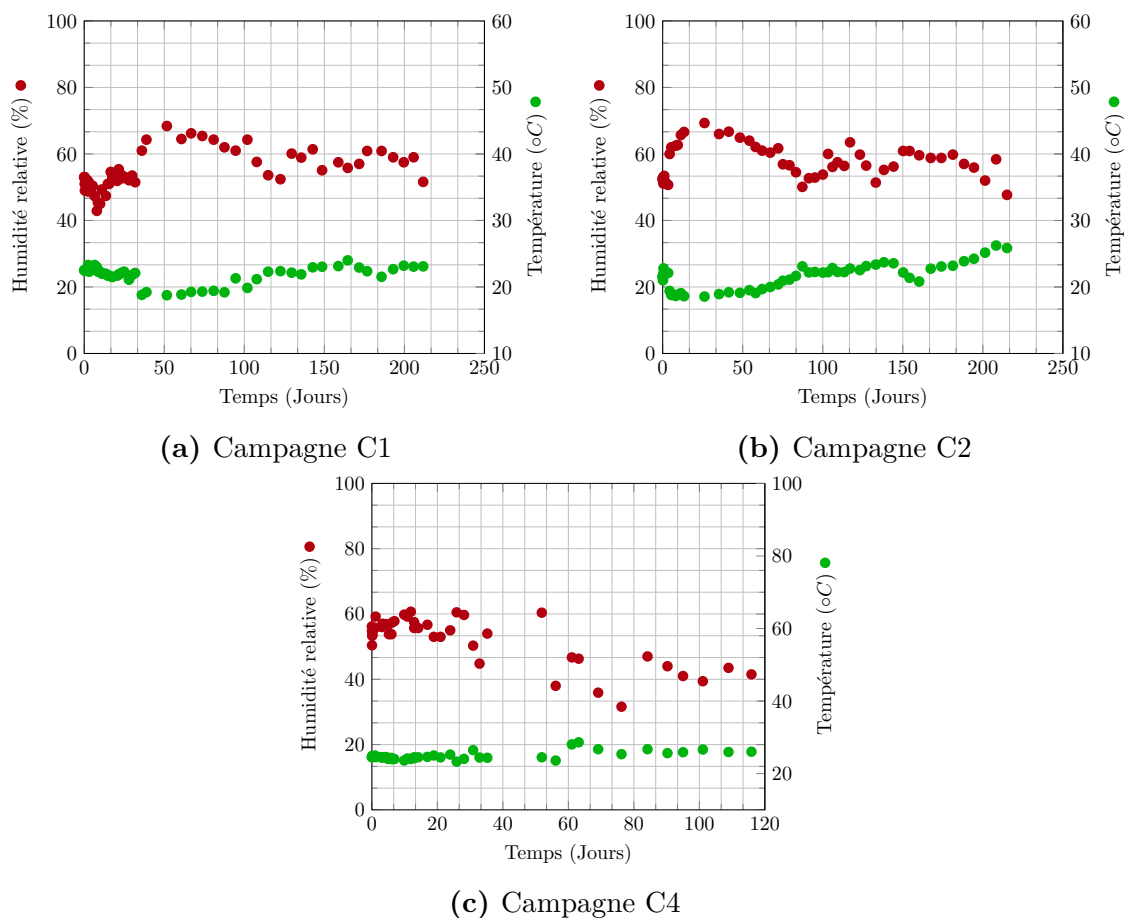


Figure 2.30 – Conditions environnementales lors des essais de retrait de dessiccation dans une salle contrôlée en température et humidité relative (campagnes C1, C2, C4).

vettes cylindriques provenant du surplus, lors de la fabrication du matériau. Le TABLEAU.2.21 indique la valeur moyenne du pH dans chacun des bacs. Des mesures au Zétamètre (incertitude du constructeur : $pH = \pm 0.1$) et au papier pH sont réalisés. L'ordre de grandeur de ces mesures indique des résultats cohérents.

La température de la salle TABLEAU.2.19, l'humidité relative TABLEAU.2.20 et le pH TABLEAU.2.21 présentent les valeurs moyennes obtenues et les coefficients de variation reflètent les fluctuations mesurées. L'humidité relative est la grandeur la plus difficile à réguler. Son coefficient de variation dépasse les 10%. Par ailleurs, au niveau de la conservation des éprouvettes en solution aqueuse, une variation de l'ordre de 7% est observée, provenant de la baisse du pH dans le bac 2, visible sur la FIGURE.2.31.

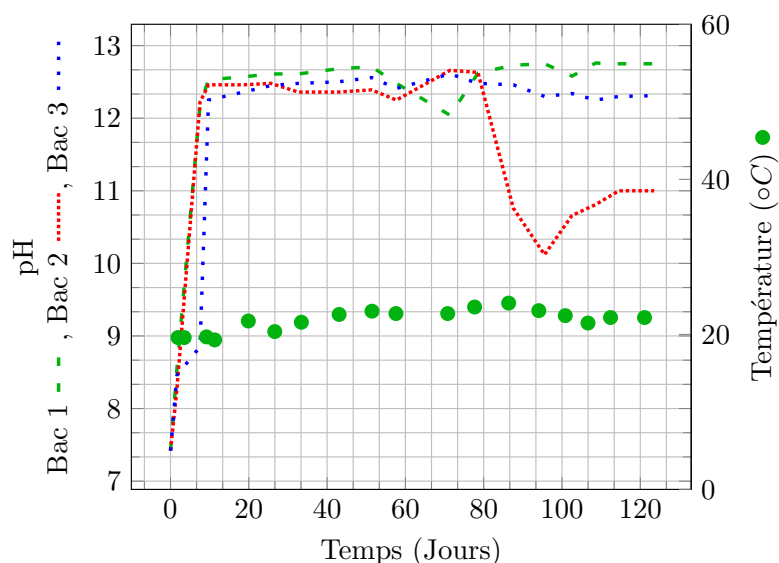


Figure 2.31 – Conditions environnementales C3. Conservation en solution aqueuse à $pH = 12$, afin de limiter la lixiviation. Une baisse de pH est observée à partir de 100 jours dans un des bacs. La lixiviation importante peut potentiellement être en cause.

Table 2.19 – Fluctuations de la température dans la salle pour le suivi des éprouvettes 70x70x280mm

($\pm 1^{\circ}C$)	Moyenne	Écart-type	Mini	Maxi	COV
C1	21.91	1.34	18.76	24.30	6.11%
C2	21.73	1.98	18.56	18.23	9.10%
C3	21.72	1.45	19.29	24.04	6.66%
C4	24.97	1.12	23.30	28.64	4.51%

Table 2.20 – Fluctuations de l'humidité relative dans la salle pour le suivi des éprouvettes 70x70x280mm

($\pm 2\%$ HR)	Moyenne	Écart-type	Mini	Maxi	COV
C1	54.93	5.84	42.90	68.49	10.62%
C2	57.42	5.34	46.10	69.30	9.31%
C3	100*	-	-	-	-
C4	51.88	7.46	31.60	60.70	14.37%

*Conservation dans une solution basique

Table 2.21 – Fluctuations du pH dans les différents bacs pour le suivi des éprouvettes 70x70x280mm

(± 0.1 pH)	Moyenne	Écart-type	Mini	Maxi	COV
Bac 1	12.6	0.2	12.0	12.7	1.7%
Bac 2	11.8	0.9	10.1	12.7	7.5%
Bac 3	12.4	0.1	12.3	12.6	0.9%

2.3.2 Déformations de retrait

Les déformations et la perte en masse au cours du temps ont été mesurées. L'évolution de ces deux grandeurs dépend des conditions de conservation. D'une manière simple, le retrait de dessiccation présente deux principales étapes : la première concerne un séchage surfacique très rapide, le « choc hydrique » induit un gradient tel qu'un « gonflement », probablement lié à une microfissuration, peut ponctuellement avoir lieu. La seconde partie est un comportement asymptotique qui traduit un équilibre hydrique pour une humidité relative donnée.

Il est possible de suivre l'évolution de la déformation lors de la dessiccation, contrairement au retrait endogène présentant des artefacts de conservation. En effet, les plots créent une fuite engendrant un séchage parasite non négligeable. Ainsi la déformation et la perte en masse de chaque éprouvette est suivi du début de la dessiccation jusqu'à l'essai de flexion, pendant une durée supérieure à 200 jours.

Table 2.22 – Caractéristiques du comparateur *Mitutoyo Corp 543-790B* pour les mesures de retrait de dessiccation

	Comparateur
Portée	12.7mm
Précision	0.003mm
Force engendrée	< 1.5N

Les mesures de retrait ont été réalisées dans une salle contrôlée en humidité relative moyenne à 55% RH et une température de 20°C.

Le comparateur (TABLEAU.2.22) permet de mesurer la déformation de l'éprouvette. Les plots en laiton coulés sur les sections carrées de l'éprouvette permettent l'insertion d'une bille après calibration du système. La FIGURE.2.32 représente le système de mesures de retrait de dessiccation. L'incertitude du système de mesure est inférieure à 3µm pour une déformation totale de l'ordre de plusieurs centaines de microns. Mais elle peut également provenir du contact entre le système de mesure et l'éprouvette ou un défaut d'alignement. La FIGURE.2.32a montre le calibrage de la mesure avec une barre en acier composée d'un poids afin d'assurer la minimisation



(a) Calibration du système de retrait



(b) Mesure de retrait

Figure 2.32 – Mesure de la déformation de retrait de dessiccation dans la direction axiale de l'éprouvette.

des défauts de la barre lors de la mise en place du spécimen. Ensuite la [FIGURE.2.32b](#) donne un aperçu de la mise en place de l'éprouvette. Celle-ci est constituée de deux plots en laiton, coulés avec le matériau, et non en acier pour éviter la rouille, afin de permettre l'insertion d'une bille à chaque extrémité. La mesure s'effectue après plusieurs rotations dans le sens direct et indirect. De plus, la mesure et l'incertitude associées dépendent de la qualité des coffrages utilisés. Une perte de parallélisme ou d'alignement des plots dans l'axe longitudinal peut être induite, par la détérioration des coffrages. Dans ces travaux les coffrages utilisés sont neufs.

Le [TABLEAU.2.23](#) récapitule les déformations finales obtenues dans ces essais. Concernant les campagnes expérimentales sous retrait de dessiccation, un coefficient de variation entre 10% et 20% est observé. Par rapport aux mesures de perte en masse, la variabilité observée dans ce tableau provient à la fois du matériau et de l'opérateur, car la mesure est plus difficile à réaliser, donc moins précise. Pour la campagne C2, les deux familles observées dans la perte en masse ([FIGURE.2.40b](#)) semblent ne pas avoir d'impact majeur sur le retrait ([FIGURE.2.33b](#)). La distribution de la déformation finale du retrait n'indique pas la distinction en deux familles à cause des incertitudes du système de mesure noyant la variabilité liée au matériau cimentaire.

Les [FIGURE.2.33a](#), [FIGURE.2.33b](#), [FIGURE.2.33c](#), tracent l'évolution de la déformation de retrait de dessiccation en fonction du temps. Dans ces figures, la contraction du matériau est représentée par des valeurs positives. Des mesures ont été régulièrement prises durant 200 jours. Sur ces figures, les déformations de dessic-

Table 2.23 – Déformations de retrait des éprouvettes 70x70x280mm

($\pm 40\mu m/m$)	Moyenne	Écart-type	Mini	Maxi	COV
C1 : 48 spécimens	762	135	599	1096	18%
C2 : 51 spécimens	1367	164	1066	1687	12%
C2a : 21 spécimens	1436	157	1661	1179	11%
C2b : 30 spécimens	1318	152	1066	1687	12%
C3 : 48 spécimens	-5	38	-119	58	723%
C3a : 24 spécimens	-24	42	-119	58	173%
C3b : 24 spécimens	13	23	-79	36	170%
C4 : 11 spécimens	671	12	651	697	2%

cation convergent vers une valeur asymptotique, respectivement avec une moyenne approximative de $760\mu m.m^{-1}$, $1200\mu m.m^{-1}$ pour les campagnes conservées en conditions de séchage et $50\mu m.m^{-1}$ pour les éprouvettes conservées en solution basique. Pour la campagne 1 (FIGURE.2.33a), un pic de déformations négatives est peut être induit, provenant du choc hydrique que subit l'éprouvette lors de la sortie du retrait endogène. De plus, un séchage surfacique amplifie ce choc. Puis, la disposition des éprouvettes n'impactant pas le séchage (FIGURE.2.36), les différences induites par le séchage correspondent en majeure partie à la variabilité du matériau.

Concernant la campagne 2, une plus grande variabilité est observée, à cause d'un rapport e/c plus important. Le saut de déformation après 200 jours correspond à une panne du système de régulation de l'humidité relative. Concernant la campagne 3, les spécimens se contractent ou se rétractent, avec une amplitude plus faible que pour les campagnes conservées en conditions de séchage. Cela est dû au gain de masse apporté, lors de la plongée dans l'eau et aux réactions chimiques comme à la lixiviation de la portlandite [Seigneur *et al.*, 2019]. Une redistribution des phases du matériau est également produite [Heukamp *et al.*, 2003].

Les FIGURE.2.34a et FIGURE.2.34b, corrélient la perte de masse et la déformation pour les campagnes expérimentales en condition de séchage. Un changement de pente indique un changement des propriétés hydriques, impacté par la fissuration du matériau.

Ces mesures indiquent clairement que deux gâchées différentes induisent des changements de propriétés hydriques du matériau.

Comme les éprouvettes sont âgées de plusieurs mois, le degré d'hydratation est considéré identique pour toutes les éprouvettes. De plus, la FIGURE.2.40 et la FIGURE.2.33 montrent une faible évolution de la perte en masse et du retrait, en fin de séchage.

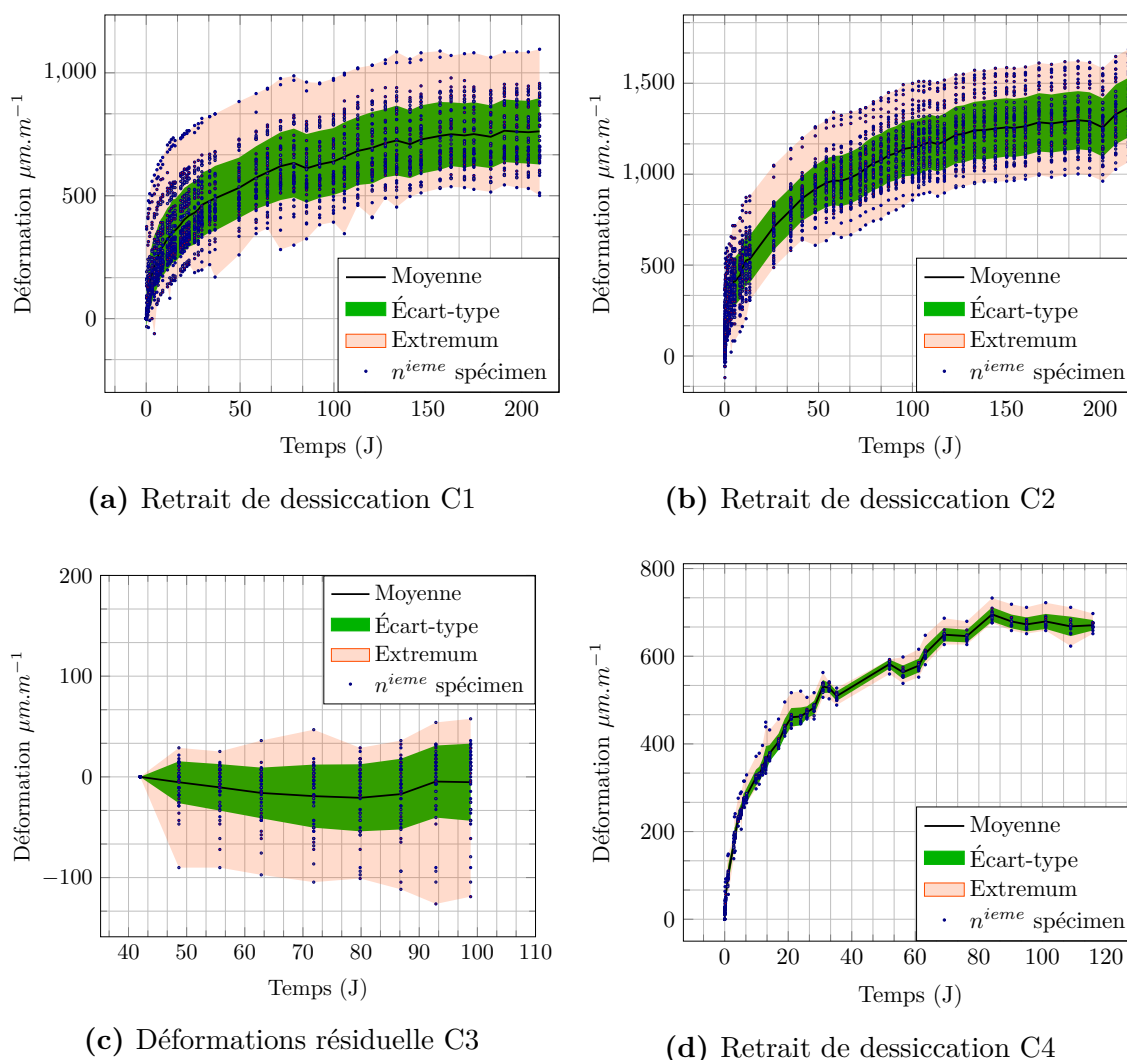
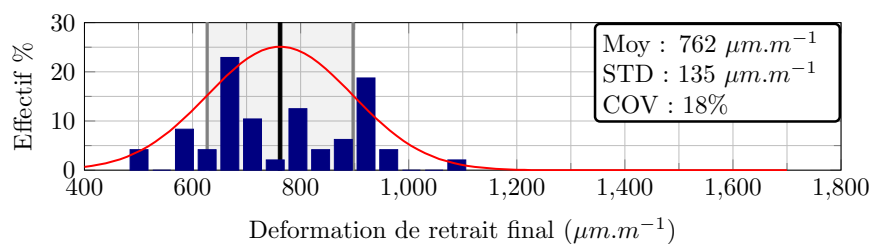
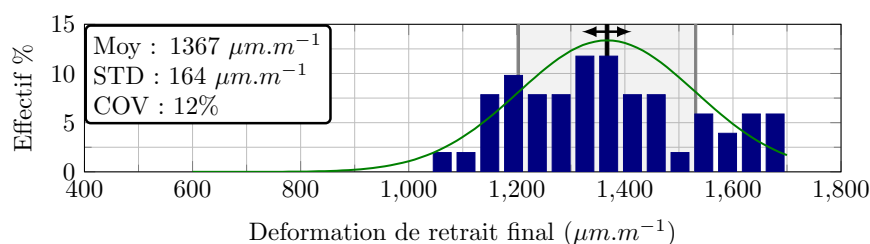
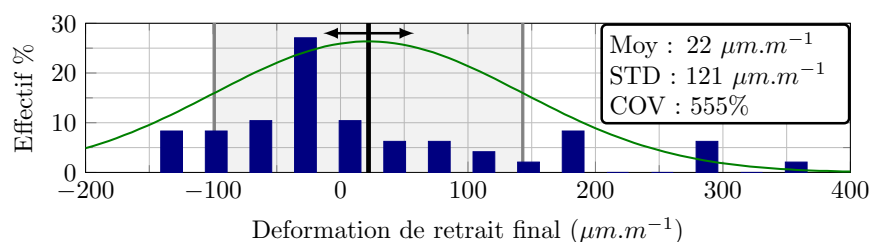
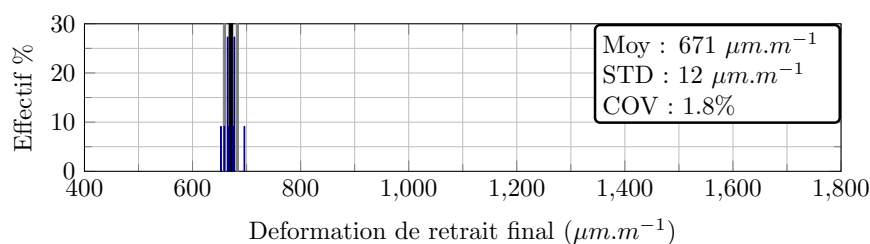


Figure 2.33 – Déformation en cours de séchage (FIGURE.2.33a, 2.33b, 2.33d), ou en solution basique (FIGURE.2.33c). La déformation positive indique la contraction du matériau. Il s’agit essentiellement du retrait de dessiccation.

2.3.3 Évolution de la masse des éprouvettes

Un suivi de la perte en masse a également été réalisé lors du séchage des éprouvettes durant plus de 200 jours, avec la balance dont les caractéristiques sont indiquées sur le TABLEAU.2.24. Des mesures ponctuelles sont réalisées, une fois par jour, les quinze premiers jours de séchage, puis deux à trois fois par semaine jusqu’à la fin des essais de séchage.

La disposition spatiale et la perte en masse finale des éprouvettes 70x70x280mm sont représentées par la FIGURE.2.36, 2.37, 2.38, 2.39. Les éprouvettes sont stockées sur des supports, afin d’assurer le séchage homogène sur la quasi-totalité de la surface. La distance entre chaque éprouvette est d’environ 30mm.

(a) C1, $e/c=0.5$ (b) C2, $e/c=0.6$ (c) C3, $e/c=0.5$ (d) C4, $e/c=0.5$ **Figure 2.35** – Distribution des mesures finales de retrait de dessiccation.

correspond à une masse d'eau de 60g sur un spécimen de 3kg. Cette cartographie montre que les spécimens ne subissent pas l'influence du bord à cause de la convection naturelle.

Concernant la campagne 2, (FIGURE.2.37), les 21 premières éprouvettes, au niveau des trois premières colonnes, ont subi un séchage plus important. Elles cor-

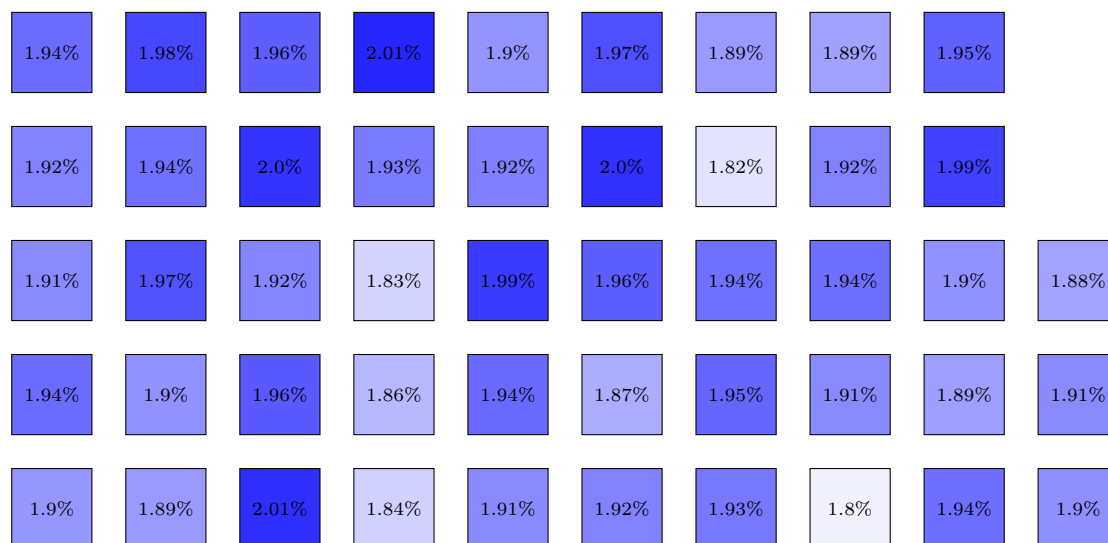


Figure 2.36 – Cartographie C1 : Positions réelles des éprouvettes soumises à un retrait de dessiccation. L'intensité bleue et la valeur indiquée sur chaque spécimen présentent l'importance de la perte en masse finale.

respondent aux premières éprouvettes coulées avec le matériau frais situé en partie haute de la gâchée. En effet, 5kg d'eau ajoutée ont permis d'homogénéiser au mieux la gâchée, mais celle-ci est restée en partie en surface. La différence de perte en masse ne dépasse pas les 0.6% de la masse initiale entre ces deux familles. Par ailleurs, l'influence de la convection naturelle n'a également pas été observée.

Pour la campagne 3, (FIGURE.2.38), les éprouvettes sont conservées dans deux bacs d'eau. Les conditions de conservation ont révélées une chute du pH dans un des bacs FIGURE.2.31, peut être causée par une lixiviation de la portlandite, en engendrant une perte de masse plus importante dans le cas de la chute du pH. Mais comme pour la campagne 2 les différences de gain en masse entre les deux bacs sont faibles comparées à la perte en masse finale du spécimen.

Pour la campagne 4 complémentaire, 11 spécimens ont été conservés sous retrait de dessiccation (FIGURE.2.39).

La FIGURE.2.40a présente la perte en masse de toutes les éprouvettes de la campagne 1, la moyenne, l'écart-type et les extremums sont représentés. L'incertitude de mesure est de 0.1g, soit de l'ordre de $10^{-5}\%$. Cette incertitude est négligeable devant la variabilité observée. Sur ces courbes, le séchage est rapide les premiers jours. L'environnement étant contrôlé, la masse tend à converger vers une valeur asymptotique. Le séchage de ces éprouvettes n'étant pas totalement terminé, les essais mécaniques ont été réalisés dans un laps de temps le plus court possible. La convergence avait eu lieu, mais les difficultés de contrôle de la salle a fait baissé

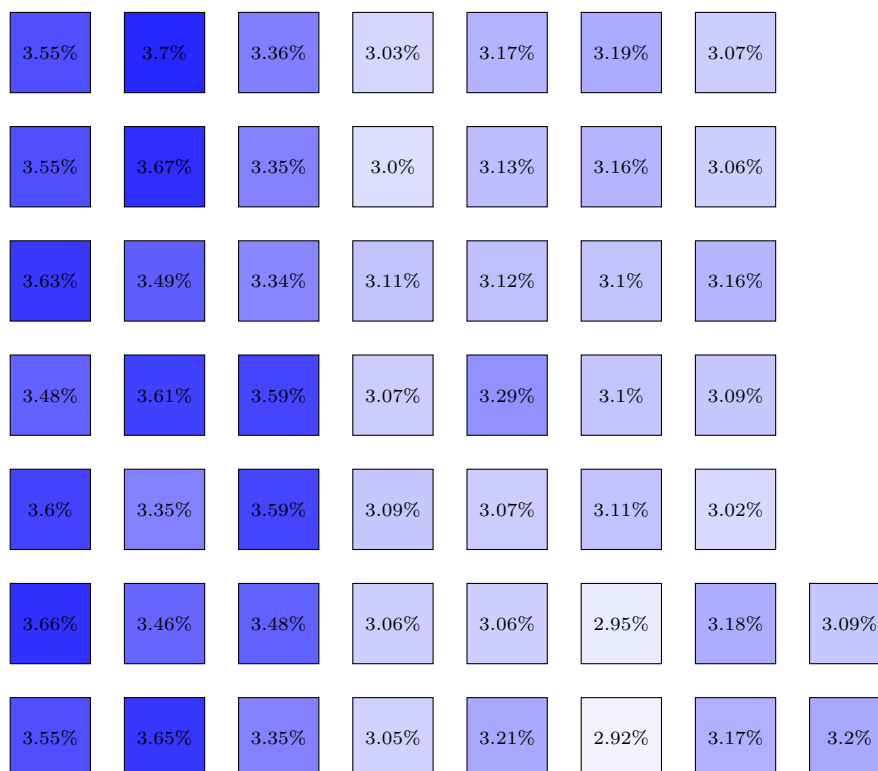


Figure 2.37 – Cartographie C2 : Deux familles d'éprouvettes peuvent être représentées. Le malaxage insatisfaisant a contraint l'ajout d'eau pour un rapport $e/c = 0,6$.



Figure 2.38 – Cartographie C3 : La conservation des éprouvettes dans deux bacs en solution aqueuse ont engendrée la lixiviation des alcalins et une baisse du pH dans le bac à droite.

l'humidité relative entraînant à nouveau du séchage. Les fluctuations sont causées par les fluctuations de température et d'humidité. Le matériau a donc été soumis à des cycles d'adsorption et de désorption.

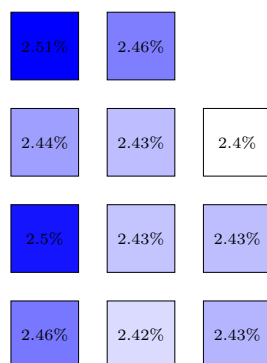


Figure 2.39 – Position spatiale C4

Pour la campagne 1, peu de variabilité est observée, comparée à la FIGURE.2.40b. En effet, dans la seconde gâchée, le rapport e/c est égale à 0,6 et non 0,5. Cette augmentation du rapport e/c induit une perte en masse plus conséquente (FIGURE.2.40b) et un retrait plus important. En effet, les statistiques de perte en masse et de déformation sont présentées dans le TABLEAU.2.25. En comparant les coefficients de variation des campagnes exposées au retrait de dessiccation, cette dispersion est bien marquée par l’apport d’eau supplémentaire. L’eau se mélange avec les réactifs et l’hydratation est d’autant plus poussée que l’eau est présente, jusqu’à dépassement des conditions stoechiométriques. Cependant, si cette eau est en surplus, les transferts hydriques se chargeront de la déplacer vers l’extérieur, engendrant l’augmentation de la porosité et de potentiels réseaux de fissures, d’où, une variabilité plus importante.

Dans la campagne conservée en solution basique (FIGURE.2.40c), le gain de masse provient essentiellement de l’apport en eau du milieu extérieur. Cette eau est continuellement absorbée, car l’hydratation des grains de ciment anhydre se poursuit. La variabilité présente dans cette gâchée provient du fait de la disposition des éprouvettes dans deux bacs séparés. Le bac 3 sert à stocker les éprouvettes cylindriques dans le surplus de la coulée.

Par ailleurs, les sous-campagnes notées « a » ou « b » dans le TABLEAU.2.25 correspondent respectivement à la moyenne basse et haute sur la FIGURE.2.40. Deux populations sont observées suite à des artefacts de coulée ou de conservation.

La FIGURE.2.42 montre les distributions des masses finales des éprouvettes après une cure contrôlée en température et humidité pour les campagnes C1, C2 et C4 ou dans l’eau à pH basique, campagne C3. Pour les campagnes C2 et C3, les artefacts de fabrication induisent deux distributions distinctes respectivement dans la perte (FIGURE.2.42b) ou le gain de masse (FIGURE.2.42c).

Les mesures complémentaires de perte en masse des éprouvettes cylindriques

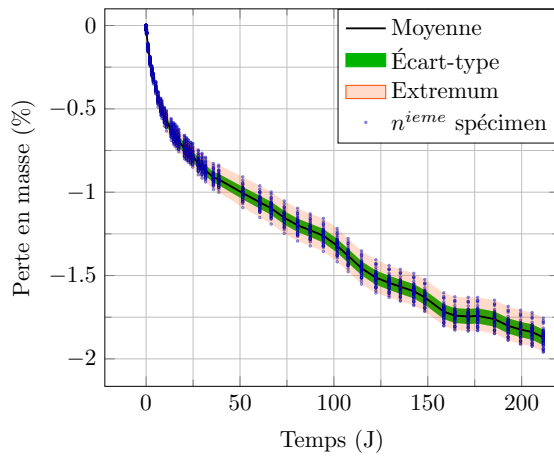
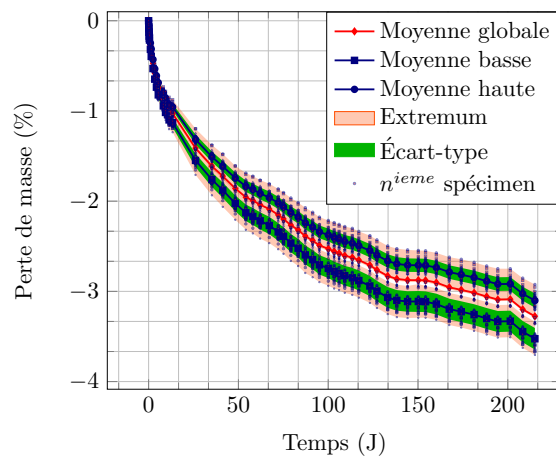
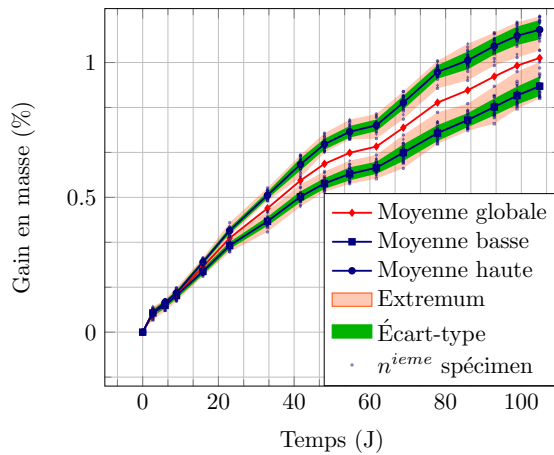
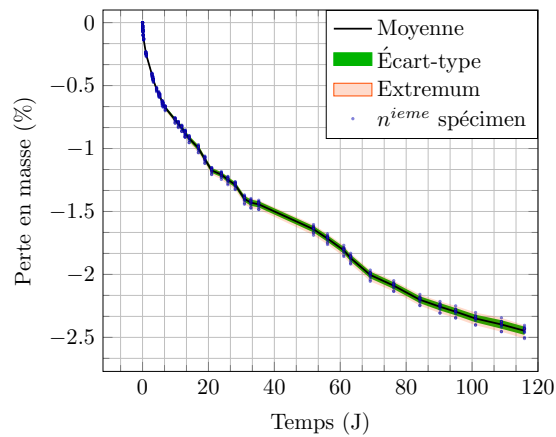
(a) Perte en masse C1, $e/c=0,5$ (b) Perte en masse C2, $e/c=0,6$ (c) Gain de masse C3, $e/c=0,5$ (d) Perte en masse C4, $e/c=0,5$

Figure 2.40 – Perte en masse en conditions de séchage (C1, C2, C4) et de gain de masse pour les éprouvettes conservées dans l'eau (C3).

110x220mm et 16x32cm, sont également tracées sur la FIGURE.2.41a, et la FIGURE.2.41b. Ces éprouvettes sont testées en même temps que les essais de flexion trois points.

Dans la dernière campagne expérimentale, notée C4, seulement onze spécimens ont été suivis, expliquant la faible variabilité au niveau de la perte en masse (FIGURE.2.40d).

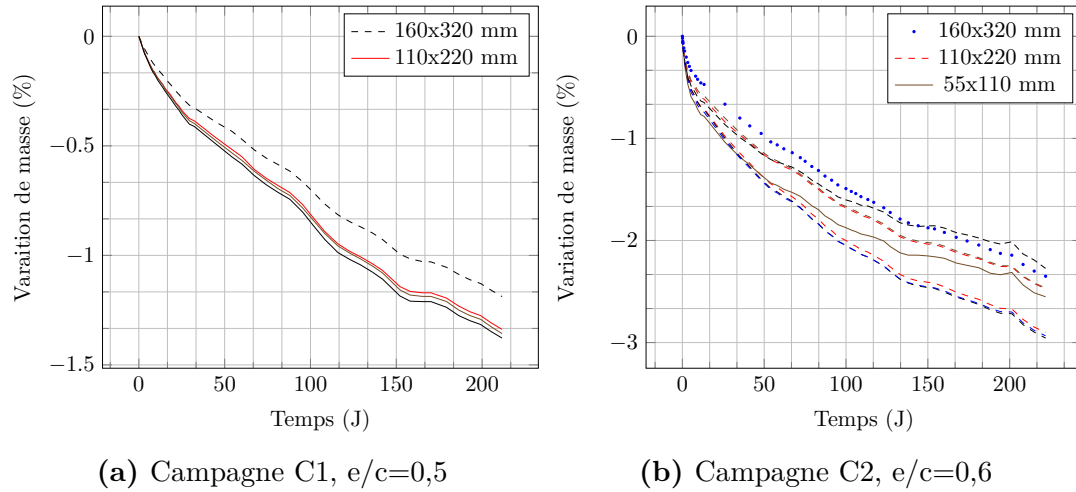
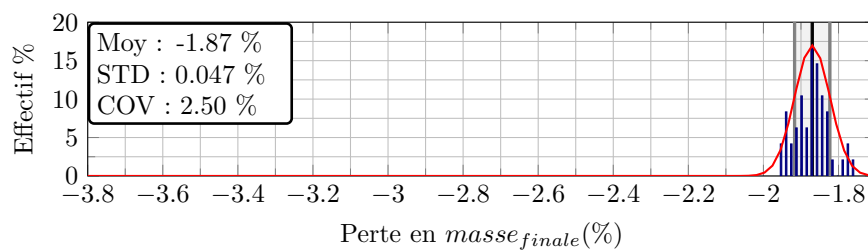


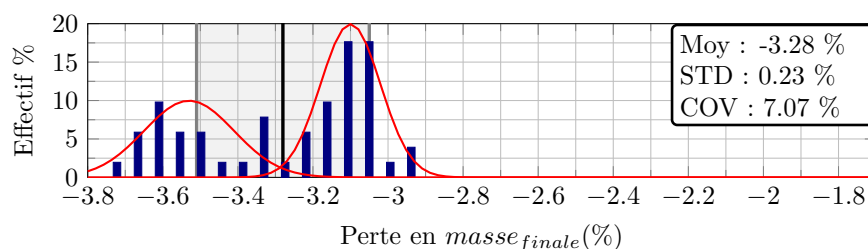
Figure 2.41 – Évolution de la perte de masse des éprouvettes cylindriques en fonction du temps.

Table 2.25 – Perte ou Gain de masse des éprouvettes 70x70x280mm

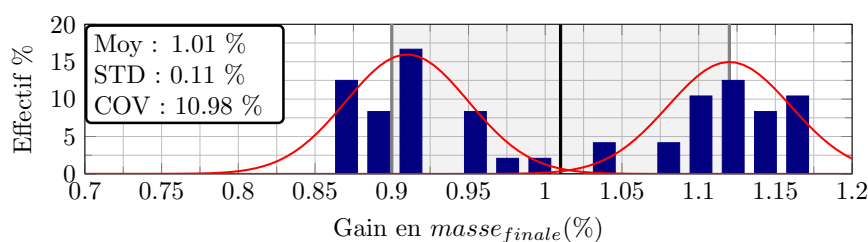
($\pm 0, 1g$)	Moyenne	Écart-type	Mini	Maxi	COV
C1 : 48 spécimens	-1,87%	0,047%	-1,76%	-1,86%	2,50%
C2 : 51 spécimens	-3,28%	0,23%	-2,92%	-3,70%	7,07%
C2a : 21 spécimens	-3,53%	0,12%	-3,33%	-3,70%	3,39%
C2b : 30 spécimens	-3,10%	0,08%	-2,92%	-3,29%	2,53%
C3 : 48 spécimens	1,02%	0,11%	0,87%	1,17%	10,98%
C3a : 24 spécimens	0,91%	0,04%	0,87%	1,00%	3,98%
C3b : 24 spécimens	1,12%	0,04%	1,04%	1,17%	3,20%
C4 : 11 spécimens	-2,45%	0,03%	-2,40%	-2,51%	1,34%



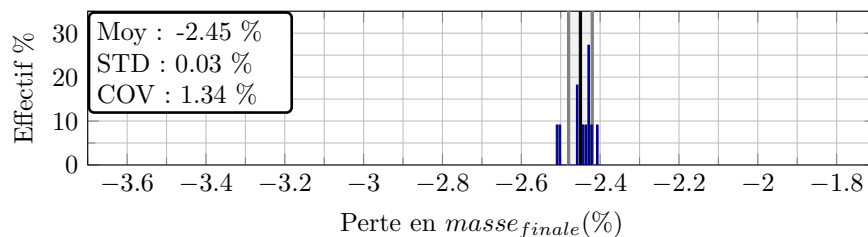
(a) C1 : 48 spécimens



(b) C2 : 51 spécimens



(c) C3 : 48 spécimens



(d) C4 : 11 spécimens

Figure 2.42 – Distributions normalisées des pertes en masse finale pour les campagnes C1 C2 et C4 des éprouvettes conservées sous retrait de dessiccation et sous solution aqueuse (campagne C3).

2.4 Essais de flexion trois points

Ces campagnes d'essais permettent de quantifier la variabilité expérimentale des matériaux cimentaires. Des essais en flexion trois points sont réalisés sur des poutres 70x70x280mm pour caractériser le comportement mécanique du matériau. Par ailleurs, les éprouvettes ont été préalablement conservées en condition de séchage (Campagne C1, C3, C4) ou dans une solution à $pH = 12$ (Campagne C3), présentées dans la section 2.

2.4.1 Montages expérimentaux de flexion trois points

Cette partie présente les montages permettant de réaliser le chargement et les mesures lors des essais de flexion trois-points.

Un banc d'essai est dimensionné pour les éprouvettes 70x70x280mm. Et un second montage permet de mettre en place un capteur linéaire de déplacement vertical. Il se présente sous la forme de deux étriers reliés entre eux par une barre transversale. La conception et le dessin assisté par ordinateur sont réalisés avec le logiciel CATIA V5.

Banc de flexion

Les essais se réalisent avec une machine hydraulique de la compagnie MTS, équipée d'une cellule d'effort de 10t.

Le banc de flexion en acier, fixé sur vérin hydraulique, constitue le support de l'éprouvette. Un montage de flexion trois-points a été réalisé, pour répondre à nos besoins (FIGURE.2.43). Ce banc se constitue de deux appuis alignés sur un seul rail. L'alignement vertical est assuré par les pions de centrage semi-encastés.

Les éprouvettes en mortier ou en béton présentent généralement des défauts de géométrie, principalement du fait de la mise en œuvre ou du retrait au jeune âge. Afin d'appliquer un effort homogène sur toute la largeur de l'éprouvette, il est nécessaire d'avoir des appuis rotulés, pour éviter d'engendrer de la flexion parasite. Dans l'industrie, les bancs proposés ne présentent pas cette caractéristique, car ils ne sont pas spécifiques au béton, mais plutôt aux matériaux présentant des surfaces planes tels que l'acier ou l'aluminium.

Pour prendre en compte les défauts de planéité de l'éprouvette, il est nécessaire, d'avoir au moins deux rotules pour un essai de flexion trois-points. Sur ce banc, un appui seulement est rotulé. L'appui supérieur permettant l'application du déplacement imposé sur la surface est également rotulé. Il aurait également été possible de rotuler les deux appuis sur le banc d'essai et de garder l'appui supérieur fixe. C'est une solution faisable mais moins pratique pour l'opérateur qui doit fixer deux appuis.

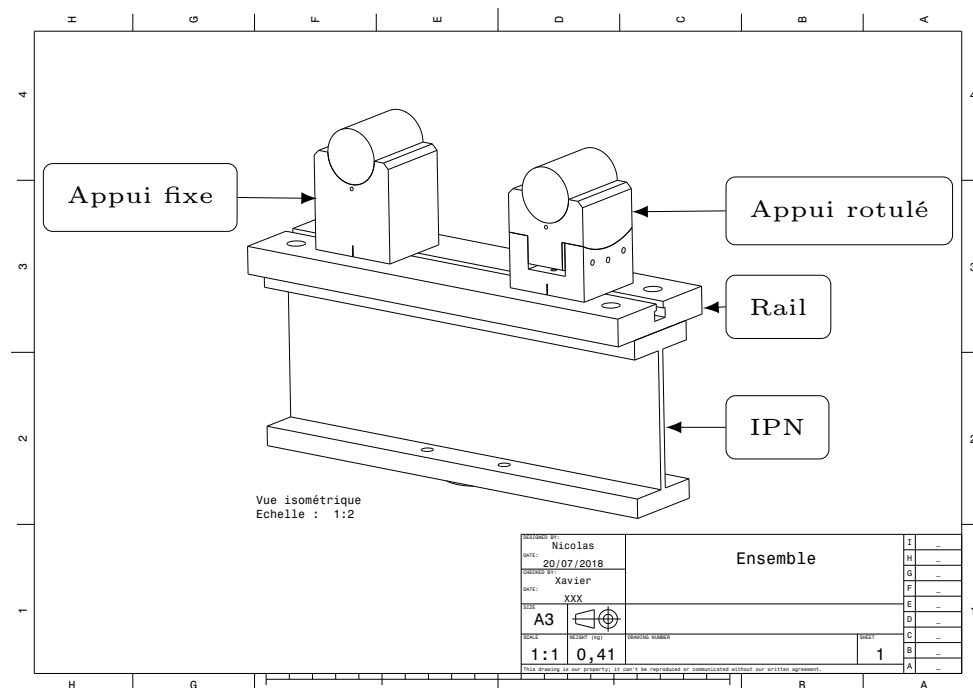


Figure 2.43 – Banc d’essais de flexion 3 points en acier, supporté par un IPN qui repose sur le vérin hydraulique. L’appui rotulé permet de corriger l’éventuel défaut de parallélisme de l’éprouvette. L’ensemble est aligné par rapport à l’axe vertical de la machine avec des pions de centrage.

Après réflexion, l’éprouvette est positionnée sur l’appui rotulé qui est bloqué, lors de la précharge avant le début de l’essai. En effet, si la rotule bute contre son support lors de l’essai, l’effort généré influence les résultats.

Un système simple a été mis en place pour l’appui rotulé inférieur présenté sur la FIGURE.2.44. La fixation sur l’appui rotulé se fait en plaquant l’appui sur son support avec des vis et une plaque en acier intermédiaire permettant de répartir l’effort et pour éviter de détériorer l’appui. Ces appuis glissent sur un seul rail pour assurer le parallélisme et se fixent à l’aide de tasseaux.

Les rouleaux sont traités thermiquement pour faciliter le mouvement de rotation selon l’axe de révolution.

Le banc se fixe sur la machine d’essai par l’intermédiaire de pions de centrage ainsi qu’un IPN avec une âme non renforcée transversalement sur les parties latérales. Les charges maximales imposées pour les essais n’excèdent pas $10kN$.

L’appui supérieur est quand à lui, rotulé par l’intermédiaire d’une bille fixée sur la cellule d’effort et posé sur le spécimen. Le contact avec l’éprouvette s’effectue avec une précharge avant le début de l’essai.

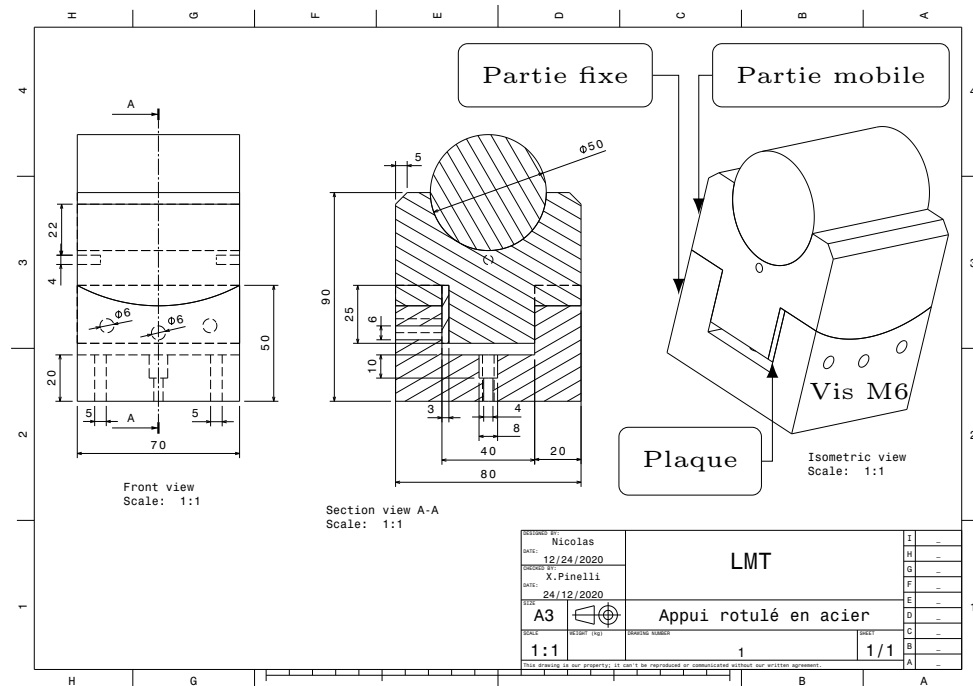


Figure 2.44 – L'appui rotulé en acier permet de corriger les défauts de parallélisme de l'éprouvette

Mesure des déplacements

Pour piloter l'essai de flexion et analyser les résultats expérimentaux, des déplacements sont mesurés sur le spécimen. Le banc MTS est composé d'un capteur de déplacement vertical au niveau du vérin hydraulique et sa précision est de l'ordre du μm . Cependant, la machine MTS est elle-même composée d'un assemblage de pièces métalliques déformables, induisant des déplacements parasites à la jonction de chaque pièce mais également au niveau de la traverse. Ces déplacements parasites sont du même ordre de grandeur que la consigne de pilotage de l'essai. Les travaux de Robin [1995] illustrent les différences entre la mesure du déplacement vertical avec le capteur sur l'éprouvette et celui du vérin hydraulique dans ses essais.

Par conséquent, les différents capteurs doivent être placés directement sur l'éprouvette. Dans la littérature, plusieurs types de capteurs, avec des précisions équivalentes et convenables pour les essais de génie civil, sont utilisés. Par exemple, les jauges de déformations sont peu coûteuses et la mise en place est simple à réaliser. Mais pour un matériau cimentaire, un traitement particulier de la surface doit être réalisé, en l'occurrence le séchage de la zone d'intérêt, pour éviter le retrait de dessiccation et la perte d'adhérence de la jauge collée. Par ailleurs, le protocole doit être facilement répétable pour l'analyse de la variabilité. Pour éviter ce séchage local et la

création de la fissuration de manière artificielle, un capteur inductif LVDT (*Linear Variable Differential Transformer*) ou transformateur différentiel linéaire variable, en français, permet de convertir la mesure d'un déplacement en une tension électrique. Il se constitue de bobines et d'un noyau ferromagnétique pouvant coulisser. Il permet donc une mesure de déplacement par mise en contact avec l'éprouvette. Les capteurs lasers permettent également de mesurer un déplacement [Myrtja, 2020]. Mais le coût et la limite de la portée ne sont pas adaptés pour les applications dans ces travaux.

Le choix se porte sur les capteurs de type LVDT pour la mesure de la flèche et de l'ouverture de fissure.

Mesure du déplacement vertical

La mesure de la flèche est obtenue par la différence entre le déplacement vertical de la section centrale de l'éprouvette et celui des sections situées sur les deux appuis. Mais lors d'un chargement, les matériaux cimentaires sont soumis à des tassements aux conditions aux limites. Le poinçonnement aux niveaux des appuis modifie la localisation de la fibre neutre. C'est pour cette raison que le capteur doit être placé directement sur l'éprouvette.

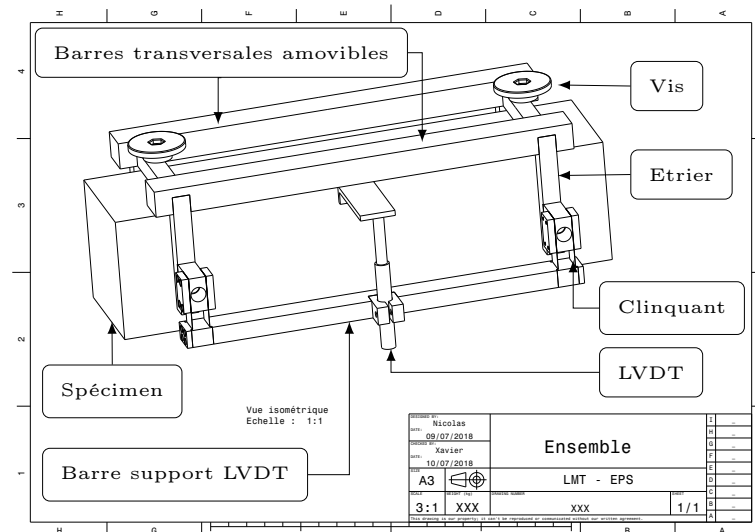


Figure 2.45 – Mesure du déplacement vertical du spécimen 70x70x280mm, à l'aide d'un système d'étrier fixé sur la ligne moyenne de l'éprouvette.

Pour mesurer le déplacement vertical de l'éprouvette, le support du LVDT (FIGURE.2.45) se constitue de deux étriers, en contact avec quatre vis sur le spécimen, dont deux ayant une bille afin d'avoir un contact ponctuel, au niveau de la ligne

moyenne. Ce qui permet de ne pas tenir compte du poinçonnement de l'éprouvette. Ces points se trouvent verticalement alignés avec les appuis. Le capteur LVDT est placé sur une barre transversale qui relie les deux étriers. La pointe du LVDT s'appuie sur une équerre collée sur la face latérale de l'échantillon au niveau du centre de l'éprouvette.

Avant essai, deux barres amovibles posées sur les étriers assurent le parallélisme des éléments. Elles sont retirées une fois que les étriers sont correctement mis en place. Lors de l'essai en flexion, la poutre subit à la fois un mouvement de translation et de rotation. Le déplacement imposé pilote la translation verticale. La rotation induite ne doit pas être empêchée sous peine d'obtenir des résultats erronés. En général, la barre support du LVDT est en contact avec les étriers, soit avec des élastiques soit avec un mouvement de translation autorisé. Selon le retour d'expérience de campagnes expérimentales antérieures, les élastiques s'usent rapidement, nécessitant de les remplacer très souvent. Dans le cas d'une barre rigide, le capteur LVDT se déplace horizontalement à cause de la rotation de la poutre. Même si ce déplacement est petit devant le déplacement imposé, il faut garder à l'esprit que la mesure de la flèche s'effectue au micromètre près. Le système présenté ci-dessus à la FIGURE.2.45 est une alternative à ces deux phénomènes. En effet, le mouvement de rotation est absorbé par la déformation élastique des feuilles d'aluminium très mince (le clinquant) [Robin, 1995]. Cette dernière permet d'avoir une grande rigidité membranaire, pour supporter la barre du support LVDT et une grande flexibilité hors plan, pour absorber les mouvements de rotation. Cette solution permet au système de rester fiable et permet de simplifier la mise en place du système pour le grand nombre d'éprouvettes à tester. Ce système est fonctionnel dans le cas d'un matériau présentant de faibles déformations avant rupture. En effet dans le cas de grandes déformations, les clinquants seraient sollicités avec un risque de déformations irréversibles.

Mesure de l'ouverture de fissure

Pour mesurer l'ouverture de fissure, un capteur LVDT est placé sur la face inférieure par l'intermédiaire d'un plot support collé sur le matériau. La mesure s'effectue à l'aide d'un second plot placé en vis-à-vis. La distance entre les deux plots doit être la plus proche possible de la fissure, pour éviter l'effet de la rotation de l'éprouvette. Mais ils doivent également être le plus éloignés possible pour éviter d'influencer ou de gêner la trajectoire de la fissure (FIGURE.2.46). Finalement, les essais tests ont indiqués que les plots doivent être placés à $\pm 30\text{mm}$ du plan central de l'éprouvette. Sur le plot support, l'axe du capteur LVDT est décalé de 8.25mm par rapport à la surface de l'éprouvette. Par conséquent, la vraie valeur de l'ouverture de fissure est recalculé par rapport au ratio entre le décalage du capteur par rapport à la surface du matériau.

Il existe également des capteurs à ouverture de fissure constitués de pales qui

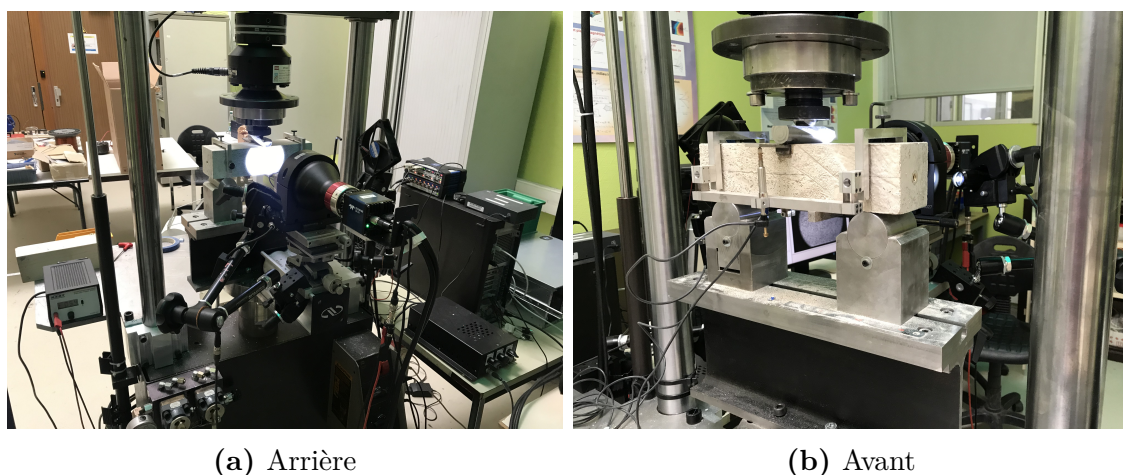


Figure 2.47 – Montage de flexion trois-points : Deux capteurs LVDT. L'un mesure la flèche l'autre l'ouverture de fissure. Un capteur optique permet de post-traiter les essais par corrélation d'images.

Les deux capteurs LVDT sont placés sur l'éprouvette. L'un mesure l'ouverture de fissure et l'autre le déplacement vertical. Le vérin hydraulique est piloté en ouverture de fissure ou CMOD « Crack mouth opening displacement » à une vitesse de $1\mu m.s^{-1}$ pour obtenir une rupture « quasi-fragile », traduisant la baisse progressive des efforts à cause de la propagation de la fissuration (FIGURE.2.48a). Toutes les éprouvettes sont soumises à un effort cyclique correspondant à 10% de la résistance maximale pour le tassement au niveau des appuis. Elles sont ensuite préchargées avant l'essai de flexion pour positionner l'appui supérieur en contact avec le matériau. La FIGURE.2.48b présente un exemple de rupture brutale. L'énergie libérée lors de l'initiation de la fissure, engendre une propagation non maîtrisée du pilotage en ouverture de fissure car l'asservissement proportionnel intégrateur ne peut pas rattraper une ouverture aussi brusque sur la machine MTS. Dans les essais qui suivent, la robustesse des paramètres d'asservissement a été préalablement calibrée, sur des éprouvettes ayant la même formulation. La rupture fragile et incontrôlée est systématique, avec un pilotage par la flèche. Le pilotage en CMOD permet un meilleur contrôle puisque l'ouverture de fissure augmente au cours de la propagation.

Table 2.26 – Nombre d'essais des campagnes expérimentales. Le nombre de post-pic indique que la propagation de la fissure macroscopique est contrôlée contrairement au nombre de rupture fragile.

	C1	C2	C3	C4
Nombres d'éprouvettes	48	51	51	11
Nombre de ruptures « quasi-fragiles »	32	18	50	11
Nombre de ruptures « fragiles »	16	33	1 accident	0

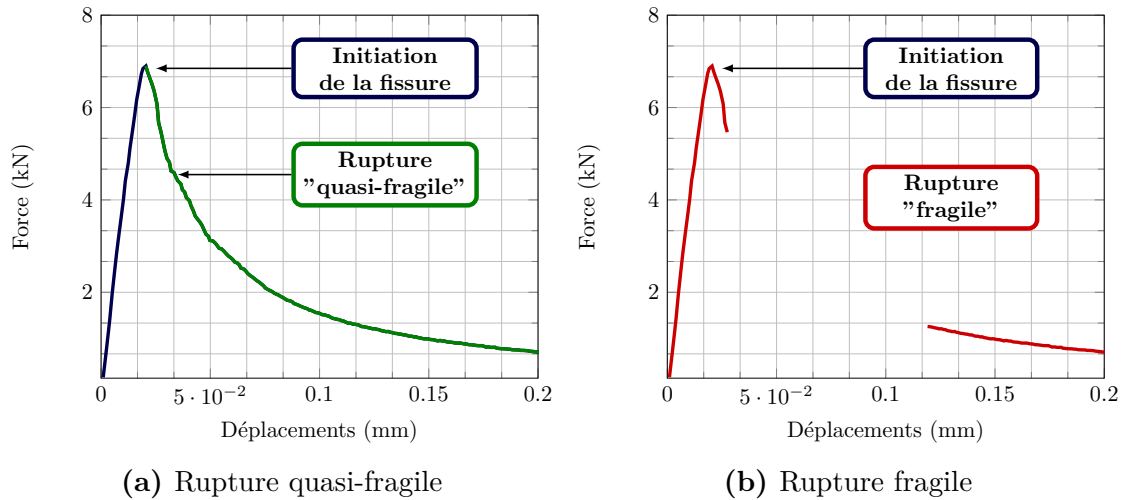


Figure 2.48 – Comportement des matériaux cimentaires. Le comportement fragile provient d’une rupture brutale, provoquant une ouverture de fissure ne pouvant être compensée par l’asservissement de la machine d’essais. Le caractère quasi-fragile permet d’analyser le comportement post-pic.

En complément, une caméra munie d’un objectif télécentrique, permettant aux rayons lumineux d’être parallèle à l’axe optique, prend une photo toutes les secondes par impulsions électriques. Les photos sont exploitées, dans la suite, par corrélation d’images, au niveau de la zone de fissuration au centre de l’éprouvette.

Le TABLEAU.2.26 récapitule le nombre d’essais dans chaque campagne expérimentale. Selon la campagne d’essais, un nombre plus ou moins important de ruptures fragiles est observé. Ce tableau indique à première vue que le caractère fragile peut être d’autant plus marqué, que le matériau est soumis au retrait de dessiccation. En effet, ce phénomène apporterait un désordre supplémentaire, et une augmentation de la variabilité, à travers la micro-fissuration.

Les résultats présentés illustrent les courbes effort-déplacements issues du capteur mesurant la déflexion et l’ouverture de fissure. La première constatation concerne la reproductibilité de l’essai. En effet, la FIGURE.2.49 et la FIGURE.2.50 montrent une faible variabilité, au niveau de la partie élastique comparés aux travaux de Aît-Mokhtar *et al.* [2013] présentés précédemment, confirmant la simplicité de la mise en place de l’éprouvette sur le banc d’essai. La dispersion des résultats se situe surtout au niveau de la force au pic et de la partie post-pic. Selon les constructeurs, la cellule d’effort à une incertitude de l’ordre de $\pm 10N$ et le capteur LVDT CMOD de l’ordre de $\pm 1\mu m$.

Par ailleurs, une baisse de raideur du matériau plus importante est observée au niveau de la flèche (TABLEAU.2.28 et FIGURE.2.52) contrairement au CMOD (TABLEAU.2.27). Ceci est probablement dû à la sensibilité de la mesure dépendant

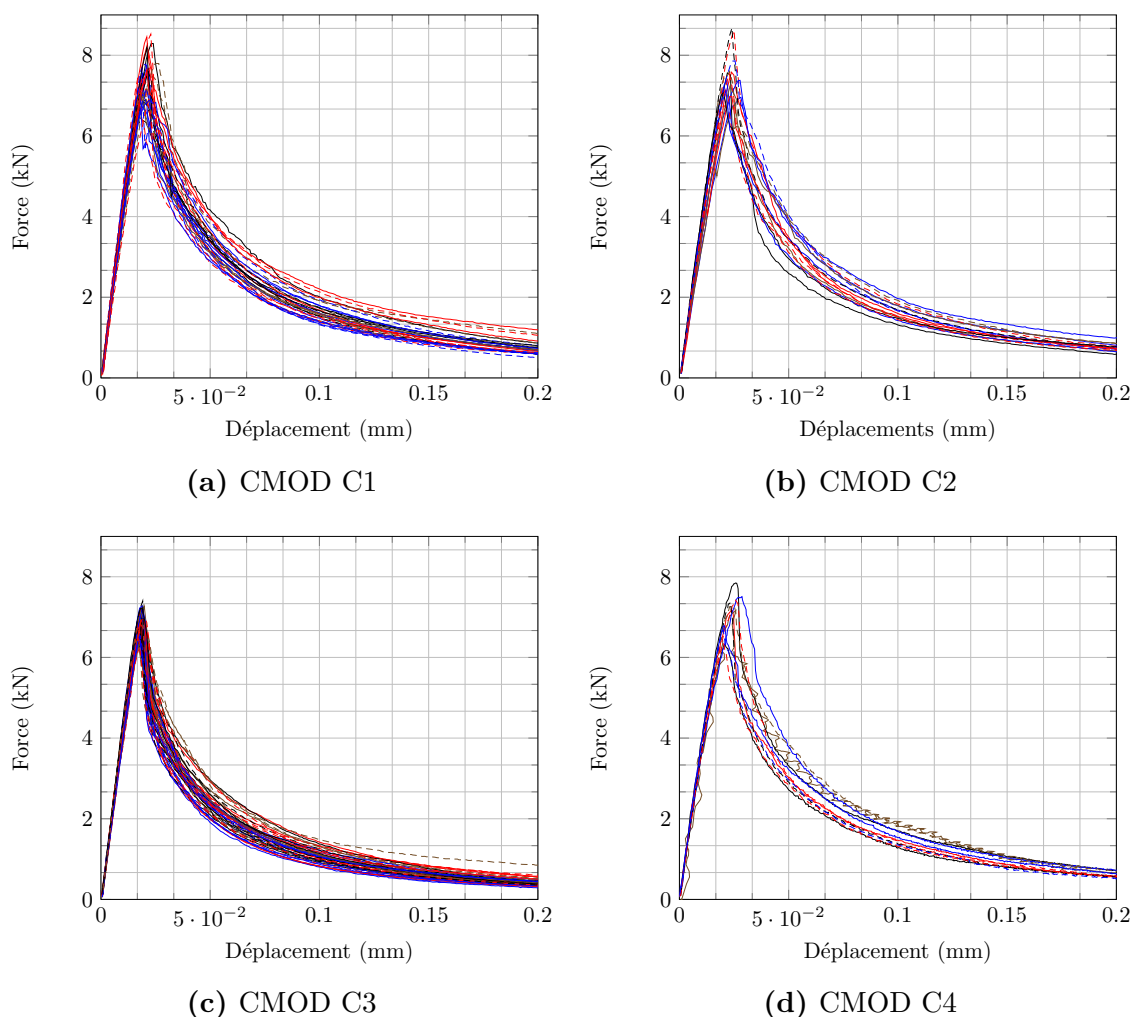


Figure 2.49 – Courbes force-déplacements des essais pilotés par des mesures CMOD dans ces quatre campagnes expérimentales.

de la position du capteur. De plus la position des plots peuvent également influencer les résultats. Ils se placent avec une cale fabriquée sur mesure.

Entre la campagne C3 et C1, respectivement conservées dans l'eau et en condition de séchage, une baisse de 11% est observée sur la raideur associée à la flèche (FIGURE.2.52). En augmentant le rapport e/c à 0.6 dans la campagne C2 au lieu de 0.5, une diminution de 32% est obtenue, dans les mêmes conditions environnementales que la campagne C1. Au niveau du coefficient de variation, la raideur est également impactée par le retrait de dessiccation (TABLEAU.2.28). En effet, la micro-fissuration issue du retrait de dessiccation induit une augmentation de l'hétérogénéité du matériau et provoque une augmentation de la variabilité des résultats mécaniques.

Par ailleurs, la répartition des forces aux pics (FIGURE.2.53a), montre l'effet de

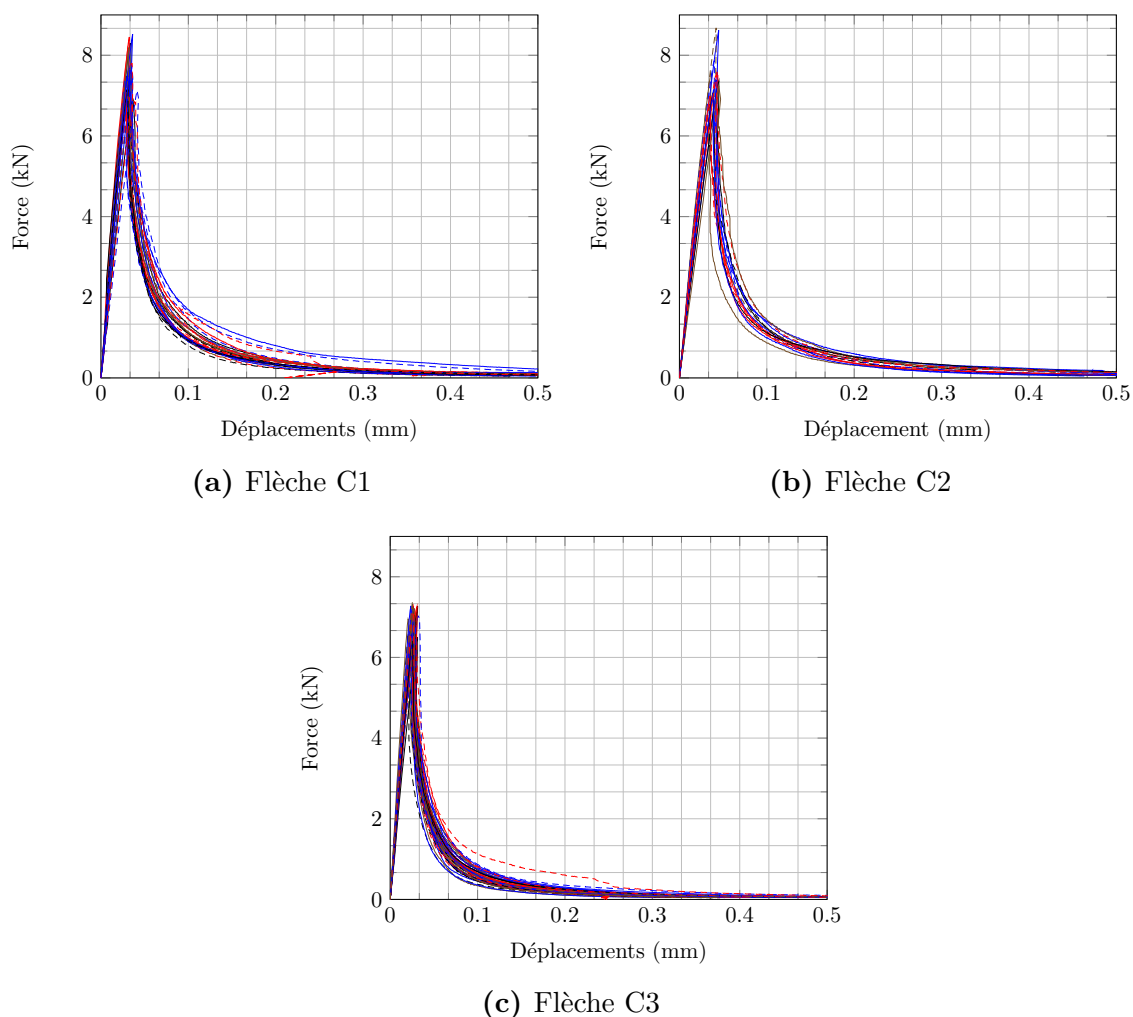
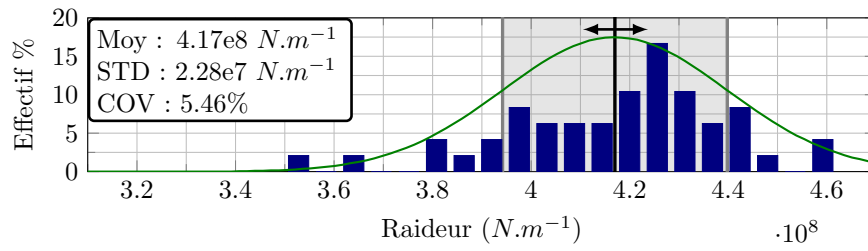


Figure 2.50 – Mesures de la flèche des trois campagnes expérimentales en flexion trois-points

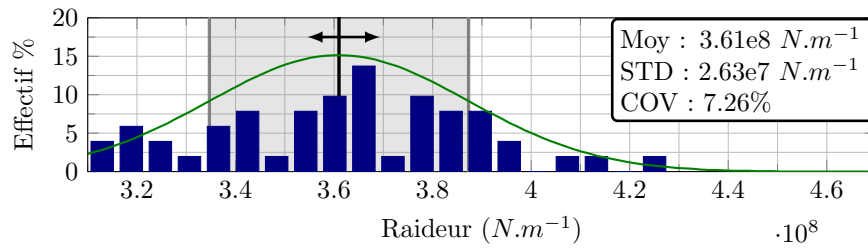
Table 2.27 – Raideur du matériau selon le CMOD

($\pm 11.21 \text{ kN.mm}^{-1}$)	Moyenne	Écart-type	Mini	Maxi	COV
C1 : 48 spécimens	417.11	22.78	350.44	461.92	5.46%
C2 : 51 spécimens	361.97	26.29	314.61	427.12	7.26%
C3 : 50 spécimens	411.06	15.21	375.88	435.60	3.60%
C4 : 11 spécimens	370.63	37.28	269.75	406.53	10.06%

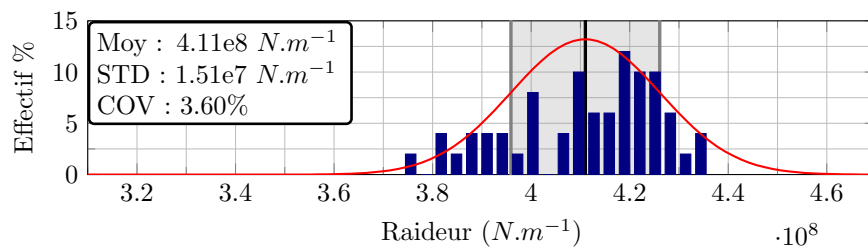
la dessiccation sur la variabilité du matériau. En effet, selon le TABLEAU.2.29 le coefficient de variation s'élève 4.4% pour la campagne C3, non séchante, tandis que pour les éprouvettes conservées en température et à humidité relative contrôlées, le coefficient de variation est de l'ordre de 7%.



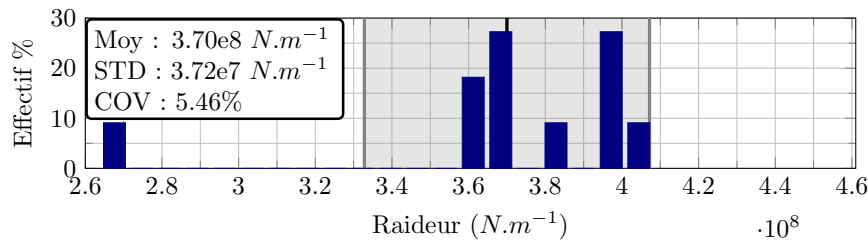
(a) C1 : 48 spécimens



(b) C2 : 51 spécimens



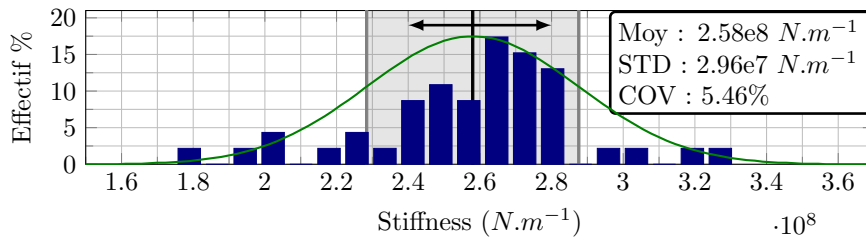
(c) C3 : 51 spécimens



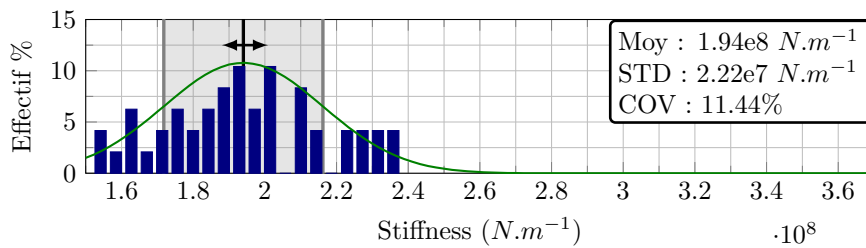
(d) C4 : 11 spécimens

Figure 2.51 – Distribution de la raideur selon la mesure du CMOD pour chaque campagne expérimentale. La sensibilité du CMOD ne permet pas d’observer clairement des différences entre chaque gâchée.

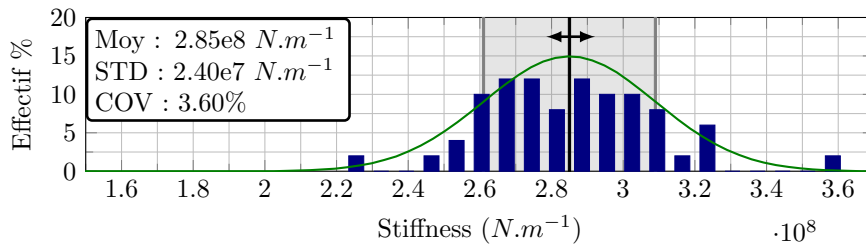
Comme le récapitule le TABLEAU.2.29, le retrait de dessiccation améliore la résistance maximale en traction. Ce résultat peut paraître contre-intuitif, comparé à une conservation endogène, mais il a déjà été observé dans la littérature [Yurtdas



(a) C1 : 48 spécimens



(b) C2 : 51 spécimens



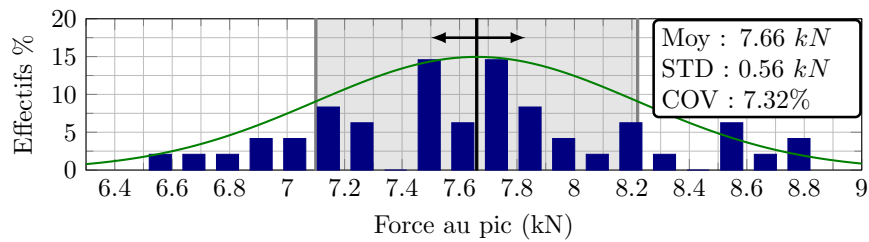
(c) C3 : 51 spécimens

Figure 2.52 – Distribution de la raideur selon la flèche mesurée.**Table 2.28** – Raideur du matériau selon la flèche

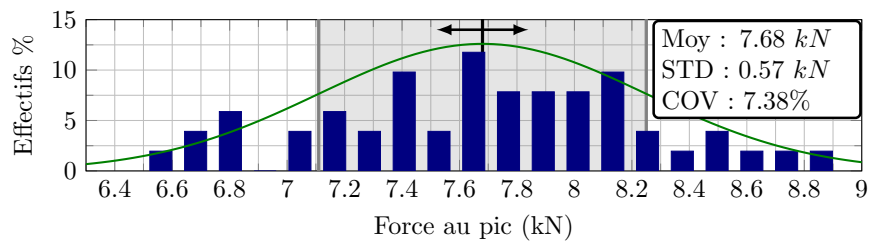
($\pm 5.46 \text{ kN.mm}^{-1}$)	Moyenne	Écart-type	Mini	Maxi	COV
C1 : 48 spécimens	257.76	29.64	180.99	330.87	5.46%
C2 : 51 spécimens	194.44	22.25	153.19	236.32	11.40%
C3 : 50 spécimens	285.34	24.05	224.00	361.33	3.60%

et al., 2004; Wittmann, 1976; Pihlajavaara, 1974; Soleilhet, 2018]. Le principal effet expliquant cette augmentation est la pression capillaire existant au sein des pores du matériau. Son rôle permet de relaxer le matériau dans la zone sous contrainte, lors du comportement élastique. Par conséquent, le retrait de dessiccation a un impact au niveau du coefficient de variation qui est quasiment doublé (FIGURE.2.53). Les fissures microscopiques de séchage sont une source de variabilité et leurs répartitions aléatoires apportent une hétérogénéité supplémentaire. Il est à noter que sur

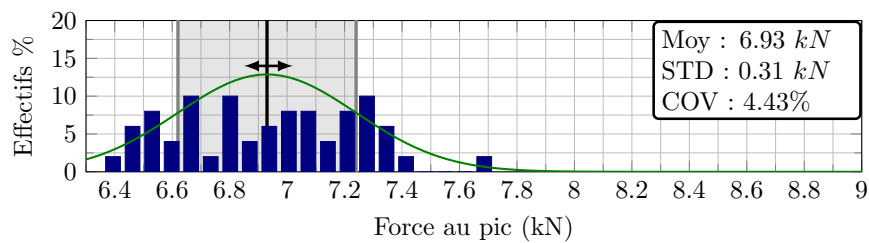
les éprouvettes, les fissures de retrait ne sont pas visibles ou rarement présentes par observation au microscope optique. En effet, le rapport entre la largeur de l'éprouvette et le diamètre du sable est de l'ordre de 35, la fissuration due à l'incompatibilité pâte de ciment-granulat est minimisée.



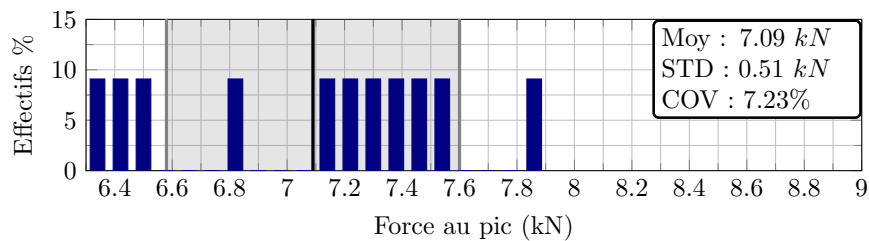
(a) C1, $e/c=0.5$ en retrait de dessiccation



(b) C2, $e/c=0.6$ en retrait de dessiccation



(c) C3, $e/c=0.5$ en solution aqueuse à $pH = 12$



(d) C4, $e/c=0.5$ en retrait de dessiccation

Figure 2.53 – Distribution de la force au pic en flexion des trois campagnes expérimentales.

Table 2.29 – Résultats de la force au pic des essais de flexion trois points

($kN \pm 0.05 kN$)	Moyenne	Écart type	Mini	Maxi	COV
C1 : 48 spécimens	7.66	0.56	6.57	8.83	7.32%
C2 : 51 spécimens	7.68	0.57	6.55	8.90	7.38%
C3 : 50 spécimens	6.93	0.31	6.39	7.70	4.43%
C4 : 11 spécimens	7.09	0.51	6.32	7.90	7.23%

Pour quantifier l'impact de la dessiccation sur la propagation de la fissure dans la phase post-pic, l'énergie de dissipée, notée G_F , s'exprime selon Hillerborg [1985] par l'expression (2.2), en tenant compte du poids propre de la poutre $mg u_0$ et de la section de rupture $S_{rupture}$, considérée droite et orthogonal au plan moyen. Les résultats (FIGURE.2.54), se calculent à partir de l'aire de la courbe force-déplacement (2.1), notée ω , entre le début de l'essai δ_0 jusqu'à une ouverture de fissure δ_f lorsque l'adoucissement diminue à 1.5% de la force maximale, permettant ainsi d'éviter la rupture totale.

$$\omega = \int_{\delta_0}^{\delta_f} F(u) du \quad (2.1)$$

$$G_F = \frac{\omega + mg u_0}{S_{rupture}} \quad (2.2)$$

La propagation de la fissure macroscopique est également liée à l'état initial du matériau. Le retrait de dessiccation semble augmenter l'énergie dissipée (TABLEAU.2.30 et FIGURE.2.54). L'une des raisons possibles est que le spécimen interconnecte les zones micro-fissurées aléatoirement par le retrait de dessiccation, orientant ainsi la propagation de la fissure, théoriquement plane.

Table 2.30 – Énergie dissipée par fissuration

($J.m^{-2}$)	Moyenne	Écart-type	Mini	Maxi	COV
C1 : 31 spécimens	82.72	12.55	65.80	124.31	15.18%
C2 : 17 spécimens	86.67	9.56	68.35	101.44	11.03%
C3 : 50 spécimens	54.64	8.22	37.00	85.74	15.05%

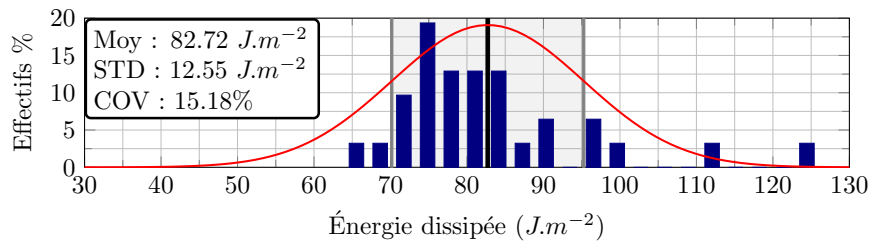
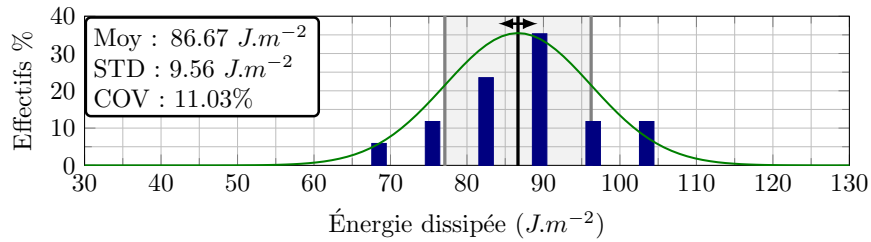
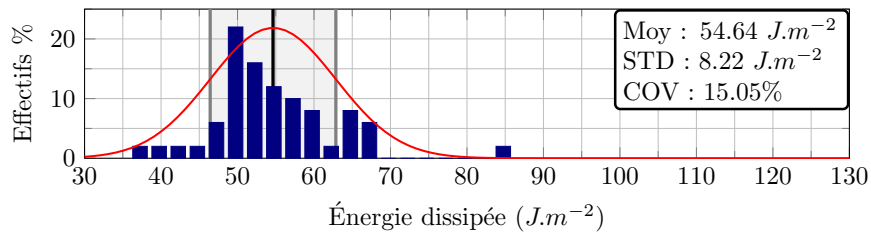
(a) C1 : $e/c=0.50$ en retrait de dessiccation(b) C2 : $e/c=0.61$ en retrait de dessiccation(c) C3 : $e/c=0.50$ en solution aqueuse pH=12

Figure 2.54 – Énergie dissipée par fissuration du matériau des trois campagnes expérimentales en flexion trois-points.

2.4.3 Zone d'initiation de la fissure mécanique sous flexion trois points.

Les conditions de conservation des éprouvettes influencent les propriétés mécaniques du matériau. Lors des essais de flexion trois points, le faciès de fissuration est également impacté par son historique de température et d'humidité relative.

Lors des essais de flexion trois points, les images prises sont traitées par la méthode de corrélation d'images numériques, notée : CIN (ou DIC en anglais). Équipée d'une caméra *Dalsa Falcon* et d'un objectif télécentrique x0, 125, dans ces travaux, la CIN a l'avantage de ne pas interférer dans le suivi quantitatif du champ de déformation, contrairement aux techniques classiques nécessitant la présence de plots. Cette mesure optique et sans contact direct avec le matériau permet de suivre le champ de déplacement et la propagation de la fissure au cours de l'essai. Le programme utilisé est Correli-RT3 [Tomičevć *et al.*, 2013]. Les avantages et les limitations de la CIN en 2D et 3D sont détaillés dans les travaux de Sutton [2013].

La corrélation d'images consiste à calculer le champ de déplacement u représenté par des pixels x (2.3), en comparant une image de référence f et sa déformée g . Ce déplacement peut être détecté grâce à la conservation des niveaux de gris. L'un des challenge de la CIN est de mesurer le champ de déplacement à une précision équivalente à un capteur LVDT, et une incertitude de $\pm 1\mu m$. Mais le manque de richesse des niveaux de gris entre deux images, engendre des fluctuations. Les hypothèses de la CIN nécessitent un compromis entre l'estimation du champ cinématique et son incertitude de mesure. Par conséquent, une régularisation mécanique est proposée dans les travaux de Tomičevć *et al.* [2013] qui joue le rôle de filtre passe-bas. Cette méthode se base sur l'admissibilité mécanique avec une résolution par la méthode des éléments finis. La régularisation a pour objectif de minimiser le résidu de la résolution mécanique des nœuds du maillage. Par ailleurs, les nœuds sur le contour du maillage sont spécifiquement régularisés pour limiter les fluctuations.

Pour résumer, la CIN doit minimiser les erreurs de corrélation, de la résolution mécanique et des nœuds de bord entre deux images prises au temps sur la même région d'intérêt, nommée ROI (*region of interest*) (2.4). Une base d'éléments finis TRI3 est utilisée au niveau de la ROI.

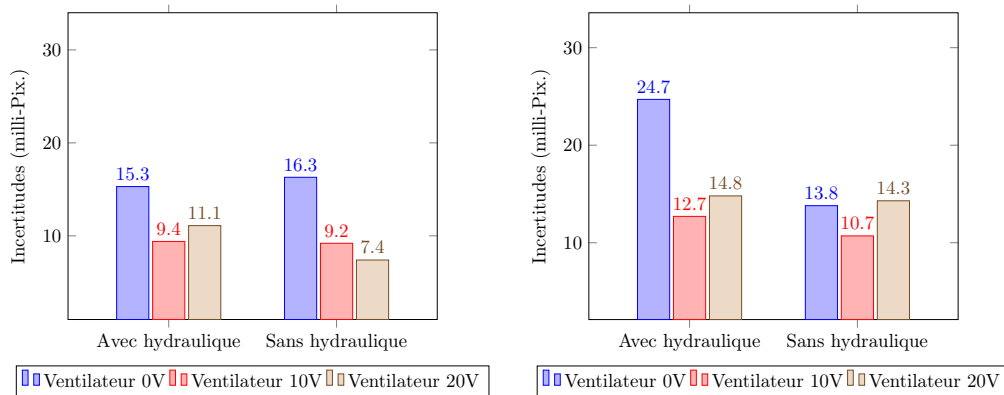
$$f(\mathbf{x}) = g(\mathbf{x} + \mathbf{u}(\mathbf{x})) \quad (2.3)$$

$$u(\mathbf{x}) = \arg \min_{\mathbf{u}} \|g(\mathbf{x} + \mathbf{u}(\mathbf{x})) - f(\mathbf{x})\|_{(ROI)}^2 \quad (2.4)$$

La taille physique d'un pixel est de $40\mu m$, l'incertitude de mesure est estimée selon l'influence des conditions environnementales et numériques. Les sources d'incertitudes proviennent de la vibration du vérin, de la luminosité ou des niveaux de gris. Par conséquent, l'influence de la longueur de régularisation a permis d'estimer une taille de maille de 30 pixels et une régularisation de 40 pixels dans ces travaux.

En se mettant dans les conditions d'essais de flexion trois points, le spécimen $70 \times 70 \times 280 \text{ mm}$ est préchargé. Puis, l'incertitude de mesure observée sur le bruit blanc engendré par les vibrations et les conditions environnementales de l'essai montrent que le signal de l'axe vertical noté U_y est plus bruité que l'axe U_x (FIGURE.2.55). Ceci s'explique par les vibrations du vérin orienté verticalement. Sur les deux axes, la luminosité est identique pour le cas avec et sans la pression hydraulique. Les différences se font en fonction de la mise en pression ou non du vérin hydraulique. Sur les deux axes, la tension de ventilation permet de réduire quasiment d'un facteur deux, le bruit de mesure, impactant directement l'incertitude. En effet, l'air entre la surface de l'éprouvette et le télécentrique est chauffé par la LED. Le souffle du ventilateur balaie cet air parasite.

Sur l'axe U_x (FIGURE.2.55b), les mêmes constantes sont observées, mais l'amplitude de réduction est moins conséquente. Finalement, pour les conditions d'essais, un flux sous une tension de $10V$ semble être un bon compromis pour limiter au mieux l'incertitude de mesure. Physiquement, cette incertitude de centième de pixel permet une précision de déplacement de l'ordre de $1 \mu\text{m}$, soit autant qu'un capteur LVDT. La présence d'un courant d'air dans la salle induit également une augmentation de l'incertitude de mesure. Finalement, une tension de $10V$ est choisie pour la DIC.



(a) Incertitude de mesure du déplacement U_x par DIC sur l'axe horizontal. (b) Incertitude de mesure du déplacement U_y par DIC sur l'axe vertical.

Figure 2.55 – Analyse d'incertitudes sur 100 photos théoriquement identiques. Pour une intensité électrique donnée, la tension module la puissance de la ventilation (sachant que $1 \text{ pix.} \simeq 40 \mu\text{m}$). Un ventilateur permet la circulation d'un flux d'air, balayant l'air chauffée par les LED au niveau de la région d'intérêt [Berny *et al.*, 2018].

Par corrélation d'images numériques, la trajectoire de la fissure mécanique, ainsi que sa zone d'initiation, sous flexion trois-points peut être extraite avec le résidu

issu de la comparaison du champ de déplacement de l'image initiale et déformée. A travers la FIGURE.2.56, la dépendance de la longueur de régularisation dans l'analyse par corrélation d'images numériques ne permet pas la visualisation de la rugosité ou la détection de la pointe de fissure.

Dans un calcul peu régularisé des artefacts numériques apparaissent à cause de la discontinuité (FIGURE.2.56a). Au contraire, une régularisation quatre fois plus élevée que la taille de l'élément finis induit une fissure plus diffuse. Pour autant, la zone d'initiation et de fin de la fissure est détectée, ainsi que la tortuosité (FIGURE.2.56c).

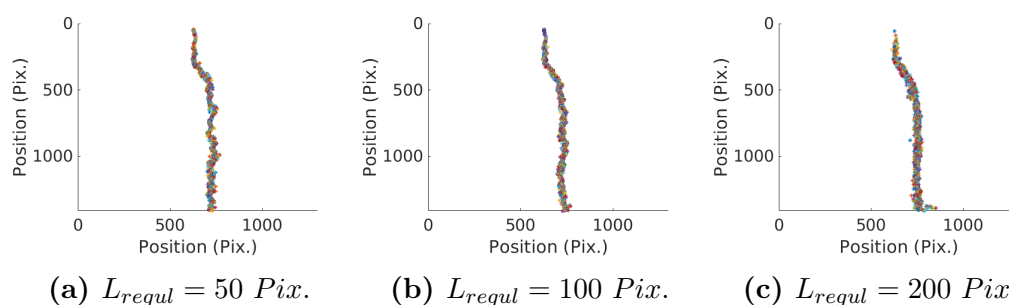
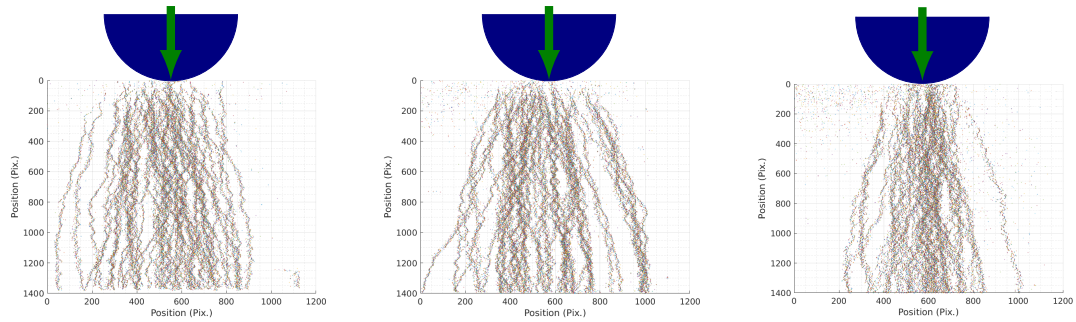


Figure 2.56 – Extraction de la fissure mécanique macroscopique avec la DIC. Le maillage a une taille d'éléments de 40 pixels. Ces illustrations permettent de montrer l'influence de la longueur de régularisation sur la tortuosité de la discontinuité cinématique.

La FIGURE.2.57 donne un aperçu de la trajectoire de la fissure sous flexion trois-points. La dispersion provient d'une compétition entre la zone de moment maximal et les défauts du matériau. Ces observations peuvent aussi être retrouvées à partir de mesures acoustiques qui suivent l'endommagement du matériau [Grégoire *et al.*, 2015; Saliba *et al.*, 2016].

La zone d'initiation de la fissuration sous flexion trois-points représentée par la FIGURE.2.58 montre une distribution de l'initiation de la fissure dans une zone à mi-portée du spécimen pour les trois campagnes expérimentales, correspondant à la zone au niveau du moment maximal. Le caractère hétérogène du matériau : la porosité ou les incompatibilités pâtes de ciment granulats, induisent une variabilité au niveau de la zone d'initiation de la fissure (FIGURE.2.58c) avec un coefficient de variation de 3.85% contre 5.80% et 9.13%, respectivement pour C1 et C2. Par ailleurs, sur la FIGURE.2.58a et 2.58b, le retrait de dessiccation induit un désordre aléatoire à la surface du matériau, expliquant une augmentation du coefficient de variation, également impacté par la quantité d'eau dans la formulation. Au final, l'initiation de la fissure dans ces essais est à $140 \pm 20mm$ du milieu du spécimen.

Par ailleurs, la zone d'arrivée de la fissure au niveau de l'appui, présente également une variabilité (FIGURE.2.58). Comme dans les travaux de Wendner *et al.*

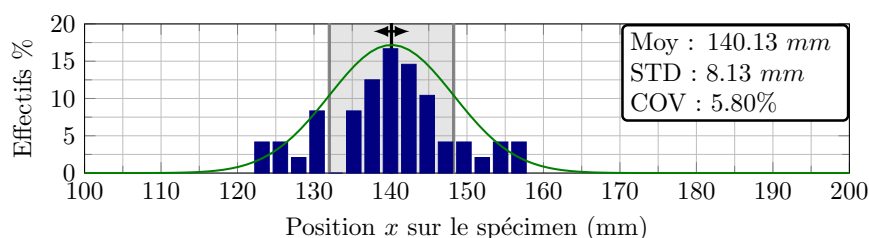


(a) C1, sous retrait de des- (b) C2, sous retrait de des- (c) C3, conservée en solution
siccation siccation aqueuse, à pH=12

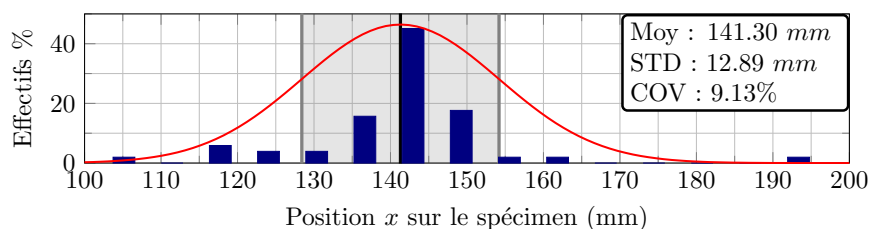
Figure 2.57 – Superposition des différents faciès de fissuration des trois campagnes expérimentales issus des essais de flexion trois points. Chaque ligne représente la trajectoire d'une fissure macroscopique.

[2015], la fissure converge tend à converger vers son appui. Pour les campagnes, C1 et C2, conservées en condition de séchage, la largeur de cette zone est de l'ordre de 20mm , tandis que pour la campagne C3, n'ayant pas subi de séchage, la largeur de cette zone est de 16mm .

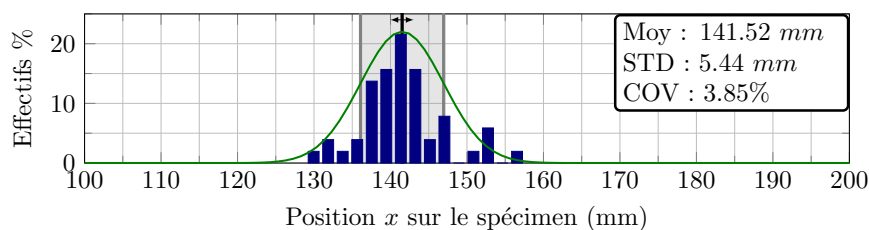
Avec la corrélation d'image, il est également possible d'obtenir une estimation de l'ouverture de fissure, sur toute la hauteur de l'éprouvette, à partir des sauts de déplacement.



(a) Campagne C1 : éprouvettes sous retrait de dessiccation avec un rapport $e/c = 0.5$



(b) Campagne C2 : éprouvettes sous retrait de dessiccation avec un rapport $e/c = 0.6$



(c) Campagne C3 : éprouvettes conservées dans l'eau à $pH = 12$ avec un rapport $e/c=0.5$

Figure 2.58 – Zone d'initiation de la fissure mécanique sous flexion trois-points. L'intervalle [100 ; 200mm] représente l'abscisse horizontale de la poutre. La dispersion provient du caractère hétérogène du matériau et/ou du retrait de dessiccation. La dispersion observée est à $\pm 20mm$ du centre de l'éprouvette pour une moyenne à 140mm correspondant au milieu de l'éprouvette.

2.5 Essais complémentaires

Les essais présentés dans cette partie permettent d'apporter des informations complémentaires sur les propriétés mécaniques et les transferts hydriques du matériau.

Dans un premier temps, les mesures complémentaires permettent d'estimer les propriétés mécaniques avec des essais, autres que la flexion trois points. Les mesures ultrasonores ont pour avantages d'être simples, avec un modèle d'ondes sphériques (section 2.5.1). Les avantages et limitations de cette méthode sont exposés. Ensuite, des essais de compression et de fendage sont réalisés sur des éprouvettes de tailles normalisées $160 \times 320 \text{ mm}$, $110 \times 220 \text{ mm}$, avec le surplus de matériau coulé lors de la fabrication des gâchées C1, C2 et C3 (section 2.5.2).

Puis, une estimation qualitative de la carbonatation est réalisée avec une solution de phénolphthaléine, permettant d'estimer une éventuelle carbonatation du matériau, influençant les propriétés mécaniques (section 2.5.3).

Les essais de fluage apportent des informations sur les déformations différées du matériau. En effet, ces essais sont nécessaires car la déformation de fluage est bien plus importante que la déformation élastique et joue un rôle dans la fissuration du matériau. (section 2.5.4).

Et, la porosité accessible à l'eau liquide est également mesurée, avec plusieurs paliers de séchage, à température et humidité contrôlées, permettant d'apporter des informations concernant les propriétés de transfert hydrique du matériau pour le modèle numérique (section 2.5.5).

Toutes ces données permettront d'enrichir le modèle discret, pour améliorer la modélisation, à la fois à l'échelle macroscopique et mésoscopique, dans des futurs travaux.

2.5.1 Essais ultrasonores

Les méthodes ultrasonores permettent d'estimer les propriétés mécaniques élastiques d'un matériau. Le principal avantage est la mesure non destructive permettant de conserver l'intégrité de la structure. Le principe consiste à estimer le temps de parcours des ondes dans le matériau à travers une émission et une réception du signal, avec deux capteurs ou un seul à travers la réflexion de l'onde lors d'un changement milieu. Deux types d'ondes sont utilisés : longitudinales et transversales. Les mesures peuvent être effectuées à condition que la longueur d'onde des pulsations soit plus grande que la taille de la plus grande hétérogénéité et le milieu doit être non dispersif, sous peine de perdre l'amplitude du signal.

Le modèle présenté permet de lier la vitesse de propagation des ondes et les propriétés élastiques du matériau. En supposant une petite perturbation sphérique de

pression P et de masse volumique ρ , l'équation de continuité (2.5) et l'équation d'Euler (2.6) permettent d'obtenir l'équation de d'Alembert, modélisant la propagation d'une onde. En complétant les expressions avec l'équation d'état, le coefficient de compressibilité isentropique χ_S (2.7), il est possible de montrer que cette grandeur est liée à la vitesse \underline{v} de l'onde (2.8).

$$\frac{\partial P}{\partial t} + \text{div}(\rho \underline{v}) = 0 \quad (2.5)$$

$$\rho \frac{\partial \underline{v}}{\partial t} + \underline{\text{grad}}(P) = 0 \quad (2.6)$$

$$\chi_S = \frac{1}{\rho} \left(\frac{\partial \rho}{\partial p} \right)_T \quad (2.7)$$

$$\chi_S = \frac{1}{\rho c_{\text{fluide}}^2} = \frac{1}{K} \quad (2.8)$$

D'un autre côté, les équations de la mécanique introduisent les coefficients de Lamé λ et μ , dans le cadre linéaire élastique isotrope. Le module de compressibilité K et le module de cisaillement μ (2.9) (2.10) s'expriment en fonction de des vitesses de propagation (2.11) (2.12).

$$K = \lambda + \frac{2\mu}{3} = \frac{E}{3(1-2\nu)} \quad (2.9)$$

$$\mu = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (2.10)$$

$$\rho V_c^2 = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \quad (2.11)$$

$$\rho V_s^2 = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (2.12)$$

Cette méthode est souvent utilisée pour suivre l'évolution des propriétés élastiques au jeune âge [Boumiz *et al.*, 1996]. En effet, l'hydratation influence la vitesse de propagation des ondes dans le matériau, reflétant l'évolution des propriétés mécaniques. Dans ces trois campagnes expérimentales, un suivi des mesures a été réalisé sur les éprouvettes conservées dans une solution à $pH = 12$. Pour réaliser ces essais une interface, appelée couplant, doit assurer le contact des capteurs avec la surface rugueuse du matériau, afin d'assurer la propagation de l'onde d'un matériau à un autre car la propagation dans l'air n'est pas possible. Pour les campagnes soumises aux conditions de séchage, les mesures ultrasonores sont réalisées juste avant l'essai mécanique en flexion trois points. En effet, le couplant appliqué à la surface du spécimen risquerait de s'infiltrer dans le matériau et ainsi gêner le retrait de dessiccation. Pour chaque éprouvette trois mesures sont réalisées, puis moyennées.

L'incertitude de la mesure ultrasonore provient de la mesure visuelle du temps de propagation de l'onde dans le matériau et de l'hypothèse de la valeur du coefficient de Poisson. Sur la FIGURE.2.61, plusieurs temps de propagation de l'onde sont tracés en fonction du module de Young dynamique et du coefficient de Poisson. En prenant par exemple, la courbe associée à une propagation de $16\mu s$ de l'onde de compression (2.11) et un coefficient de Poisson $\nu = 0.2$, le module de Young dynamique est de $40GPa$. En estimant l'erreur apportée par l'expression (2.11), correspondant à l'estimation visuelle du temps de propagation, l'incertitude s'élève à $\pm 1.6GPa$. Ensuite, selon la variation du coefficient de Poisson ν à ± 0.3 (FIGURE.2.61), induit une variation du module de Young dynamique de $\pm 5.8GPa$.

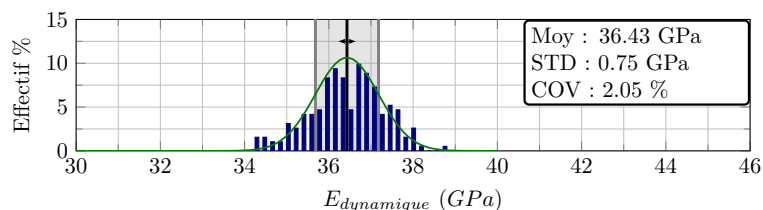
Sur la FIGURE.2.59 et le TABLEAU.2.31, les mesures indiquent un module dynamique de l'ordre de $35GPa$ pour les campagnes C1 et C2, conservées sous conditions de séchage. Concernant la troisième campagne, les mesures donnent un module dynamique de $40GPa$ (TABLEAU.2.31). Les valeurs présentent une incertitude théorique de l'ordre de $\pm 1.6 GPa$. Elles se calculent en tenant compte de la lecture à l'oscilloscope et en supposant que le coefficient de Poisson est constant. Mais la lecture du Δt sur l'oscilloscope, s'effectue à l'œil et induit donc une incertitude liée à l'opérateur. Les coefficients variations présentés, dans le TABLEAU.2.31, montre une valeur plus importante pour les campagnes ayant subi un retrait de dessiccation. Mais l'incertitude de mesure remet en cause ce constat.

Des mesures ponctuelles ont été réalisées sur la campagne C3 conservée dans une solution à $pH = 12$ (FIGURE.2.60). Le module de Young dynamique sembleraient augmenter avec le temps. Comme les éprouvettes sont conservées dans une solution aqueuse, l'eau absorbée hydrate les grains de ciment anhydre restant. Cependant, cette hypothèse est réfutable au vu de l'incertitude de mesure.

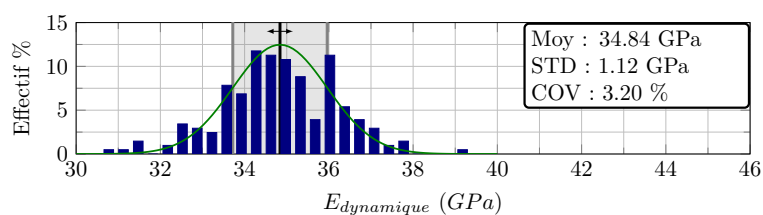
Table 2.31 – Module de Young dynamique

($\pm 1.6 GPa$)	Jours	Moyenne	Écart type	Mini	Maxi	COV
C1 : 48 spécimens	+212	36.43	0.75	34.88	38.13	2.05%
C2 : 51 spécimens	+215	34.84	1.12	32.67	36.77	3.20%
C3 : 51 spécimens	+173	40.18	0.49	38.42	41.17	1.23%

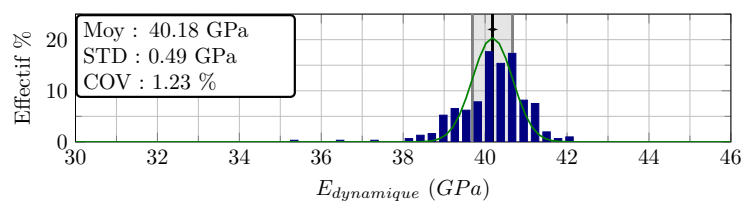
Les résultats, non satisfaisant, obtenus lors des mesures d'onde de cisaillement ont contraint d'ajouter une hypothèse sur le coefficient de Poisson ($\nu = 0.2$). Les explications de ces résultats non satisfaisant proviennent du fait que l'eau liquide ou la vapeur présente dans la porosité, dissipent l'énergie transportée par l'onde. Par ailleurs, les transducteurs de cisaillement captent à la fois les deux types d'ondes ne permettant pas de déterminer la réception de l'onde de cisaillement. Le choix d'une valeur pour ν ajoute une incertitude de mesure.



(a) Mesures ultrasonores de la campagne C1 sous retrait de dessiccation



(b) Mesures ultrasonores de la campagne C2 sous retrait de dessiccation



(c) Mesures ultrasonores de la campagne C3 sous $pH = 12$

Figure 2.59 – Estimation du module de Young dynamique avec les mesures ultrasonores des trois campagnes expérimentales.

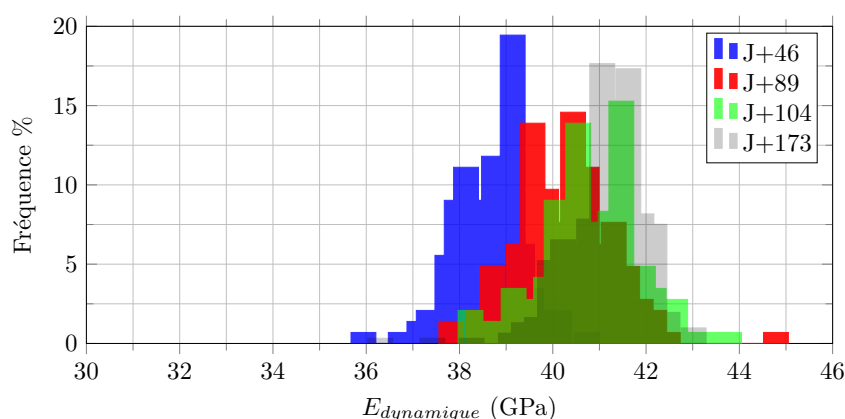


Figure 2.60 – Suivi des mesures ultrasonores de la campagne C3, depuis la fabrication du matériau.

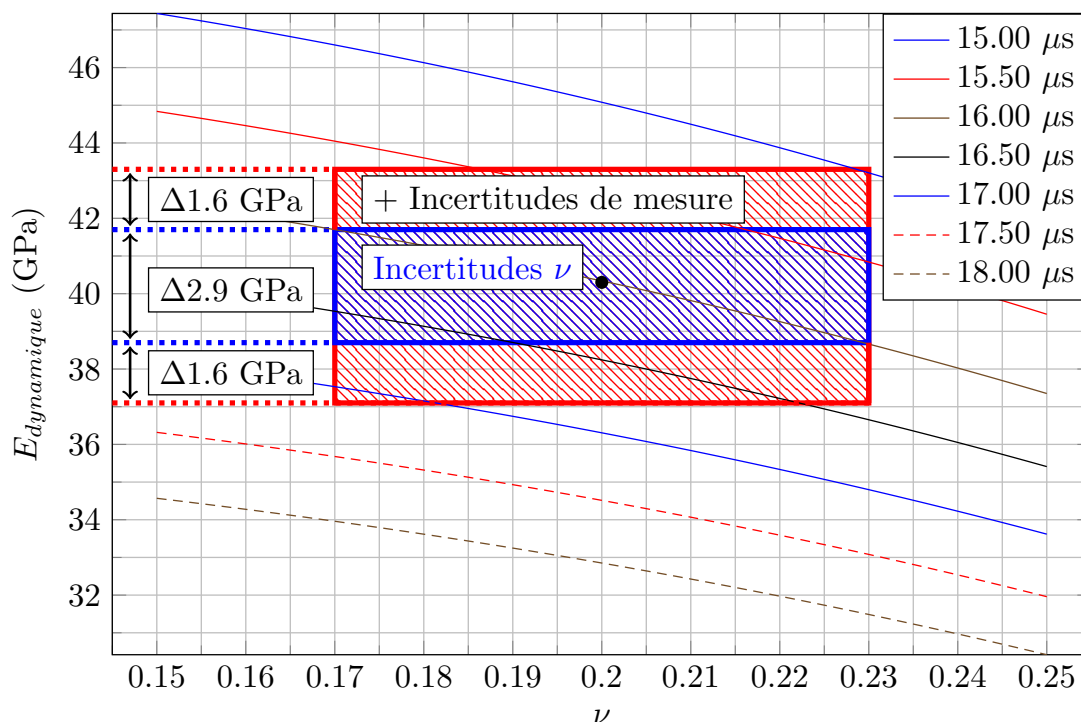


Figure 2.61 – Influence de ν en fonction du temps de transmission longitudinale de l'onde

Comme illustré sur la FIGURE.2.61, le calcul du module de Young dynamique à partir du modèle (2.11) est influencé par le coefficient de Poisson. Le calcul du module dynamique pour plusieurs mesures montre l'influence de la vitesse de transmission de l'onde. Dans le cas de la transmission en $16\mu s$, en considérant $\nu = 0.2$, le module de Young dynamique $E_{dynamique} = 40.3GPa$ est obtenu. Cette méthode de mesure non destructive permet donc d'avoir seulement une estimation des propriétés mécaniques, en l'absence de mesure du coefficient de Poisson.

Dans la littérature, il est difficile de mesurer le coefficient de Poisson. En effet, pour un essai de compression par exemple, les effets de bord (fretage) empêchent la déformation du spécimen, influençant la déformation radiale le long de la hauteur [Aili *et al.*, 2016].

La méthode ultrasonore se présente comme une technique simple à mettre en oeuvre. Cependant, les résultats restent qualitatifs. En effet, l'incertitude de mesure empêche de conclure précisément. De plus, un écart existe entre les valeurs statiques et dynamiques étant donné que les matériaux cimentaires sont sensibles à la vitesse de chargement [Forquin *et al.*, 2010].

2.5.2 Essais de compression et de fendage

Pour chaque campagne expérimentale, plusieurs essais destructifs complémentaires ont été réalisés, sur les éprouvettes obtenues en fin de gâchée.

Les essais de compression permettent à la fois de mesurer le module de Young et la résistance maximale en compression. La préparation de cet essai doit assurer le contact total entre le bâti et le matériau, dans la direction uniaxiale, afin d'éviter un cisaillement ou de la flexion parasite. Avant essai, une étape de rectification des éprouvettes est nécessaire, afin de rendre les zones de contact planes et parallèles. La machine utilisée est une presse hydraulique de 250 tonnes (FIGURE.2.62). L'essai se déroule selon la norme AFNOR [2019] à une vitesse de chargement en force de $10kN.s^{-1}$ pour les cylindres 160x320 mm et de $4kN.s^{-1}$ pour les cylindres 110x220 mm pour assurer une contrainte de chargement quasi-statique.

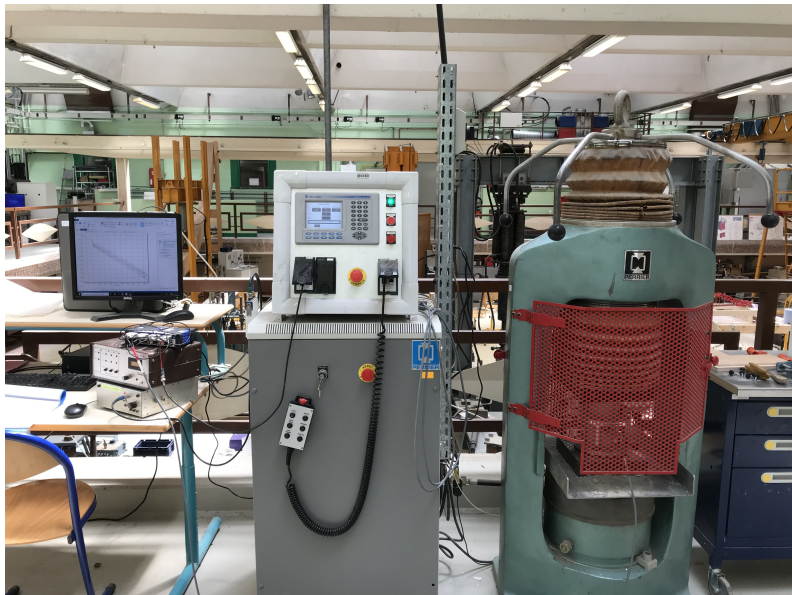
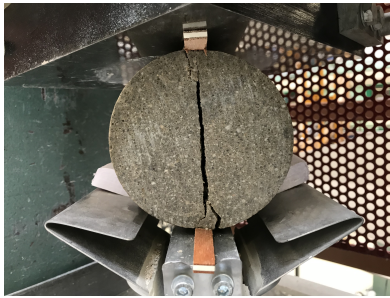


Figure 2.62 – Système de compression. La presse se trouve à droite, le pilotage du vérin et la pompe au centre, à gauche le conditionneur et le système d'acquisition des données.

Dans un essai de compression FIGURE.2.63b, le centrage de l'éprouvette joue un rôle primordial. En effet, l'un des appuis est fixe, tandis que l'autre est rotulé, afin de reprendre les éventuels défauts géométriques.

Pour les deux tailles d'éprouvettes cylindriques, un système de capteur LVDT (FIGURE.2.63), permet de mesurer les déformations. Il s'agit de trois capteurs LVDT positionnés chacun à 120° de l'axe vertical pour mesurer le module de Young en s'affranchissant d'une éventuelle flexion parasite. Ces capteurs se fixent sur deux

anneaux en contact avec le matériau par l'intermédiaire d'un système ressort-pointeaux. La position et le contact assurés par les pointeaux sur ressort permet de limiter l'effet tonneau, provoqué par le frottement [Indelicato et Paggi, 2008] et parasitant la mesure. Les deux anneaux se positionnent parallèlement, ils permettent de détecter les mouvements hors plan dû à un éventuel décentrage. Lors de la mise en place, les barres verticales, appelées entretoises et fixées sur les deux anneaux, assurent le parallélisme et le maintient de la distance entre les anneaux.



(a) Essai de fendage



(b) Essai de compression

Figure 2.63 – Bancs d'essais

Le TABLEAU.2.32 présente le module de Young, la résistance moyenne en compression et en traction des éprouvettes testées. Pour chaque campagne expérimentale, seulement deux à quatre éprouvettes sont testées ne permettant pas de conclure à propos de la variabilité des propriétés mécaniques. L'incertitude de mesure provient en majeure partie de la cellule d'effort, ayant une capacité de 250t. Les valeurs obtenues pour la résistance en traction sont du même ordre de grandeur que l'incertitude de mesure, rendant ces valeurs difficilement exploitables. En comparant, ces résultats avec le module de Young dynamique mesuré dans les essais ultrasonores (TABLEAU.2.31), pour les campagnes C1,C2 et C3, une différence respective de 50%, 60% et 40% apparaît entre le module statique et dynamique. Ces résultats sont supérieurs aux estimations de Neville et Brooks [1987] de l'ordre de 20%.

Table 2.32 – Propriétés mécaniques moyennes des éprouvettes cylindres en traction et en compression.

$E \pm 2GPa$				$f_c \pm 2MPa$				$f_t \pm 1MPa$			
C1	C2	C3	C4	C1	C2	C3	C4	C1	C2	C3	C4
24.4	21	28.3	26.6	45.3	38	42.3	38	3.3	4.2	3.1	2.6

Comme observé précédemment (section 2.4.2) pour la résistance en flexion, les

éprouvettes C1 sous retrait de dessiccation présentent des résistances en compression légèrement supérieures à celles conservées dans l'eau (campagne C3).

Dans le cas de l'essai de fendage (FIGURE.2.63a), l'éprouvette se place à l'horizontal entre deux cales en bois qui assurent la répartition des efforts sur toute la longueur du cylindre et sur une largeur non nulle. Le support en acier permet d'assurer la mise en place du spécimen lors du contact avec le second plateau.

Selon la norme NF EN 12390-6 AFNOR [2012], la force en traction par fendage s'exprime selon l'expression (2.13).

$$f_t = \frac{2.F}{\pi.L.d} \quad (2.13)$$

Avec F la force, L la longueur de l'éprouvette, d le diamètre. Dans ces essais, le pilotage en force ne permet pas de récupérer la phase post-pic. Il n'est pas possible d'estimer l'énergie de fissuration.

2.5.3 Essais de carbonatation

Les interactions du matériau et du CO_2 dans la salle de conservation induit une réaction chimique caractérisée par une dissolution de la portlandite. Celle-ci se dissout après la perte des conditions d'équilibre chimique. La précipitation de la calcite, modélisée par Bary et Mügler [2006], modifie les propriétés de transport et les propriétés mécaniques du matériau [Auroy *et al.*, 2015].

L'essai de carbonatation permet d'estimer qualitativement la profondeur de la carbonatation. L'essai est réalisé après une conservation des éprouvettes durant 289 jours. Le matériau fraîchement découpé est aspergé de phénolnaphthaléine, un composé organique de formule brute $C_{20}H_{14}O_4$ (FIGURE.2.64). Cette molécule se comporte comme un indicateur coloré. Elle est constituée d'un cycle dit lactone, c'est-à-dire d'un groupe cétone et d'un hétérocycle, un cycle composé d'au moins deux atomes différents. Sous forme solide ou acide FIGURE.2.64(1), la phénolnaphthaléine se compose d'un cristal blanc. En solution basique, $8 < pH < 10$, FIGURE.2.64(2), la libération d'une molécule d'eau provoque la formation d'un système conjugué sous deux formes mésomères, responsable de la couleur rosée. En cas d'excès de base, $pH > 12$, la molécule formée (FIGURE.2.64(3)) redevient incolore. Dans ces campagnes expérimentales, l'application de la phénolphtaléine indique une couleur rosasée, à cause de la consommation des ions $[OH^-]$ provenant de la portlandite.

Sur la FIGURE.2.65, la carbonatation observée sur certains spécimens correspond à une photo prise 24h après l'application de la phénolphtaléine. Le capteur CO_2 indique 1100ppm le jour de l'essai, à cause de la très forte activité humaine dans la salle. En temps normal ce taux est de l'ordre de 450ppm.

Ces échantillons ont été choisis en fonction du pourcentage de perte en masse (Maximale/Moyenne/Minimale) pour avoir une représentation globale de la gâchée.

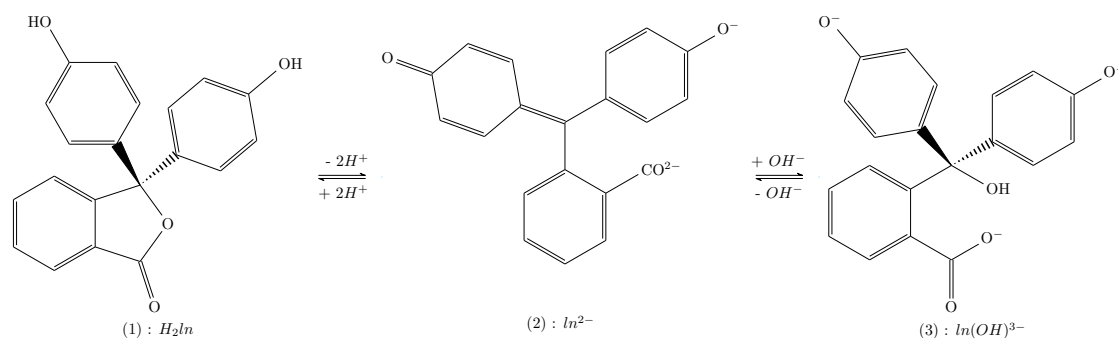


Figure 2.64 – Représentation de Cram de la molécule de phénolphtaléine [Kuwaraba *et al.*, 1998]



Figure 2.65 – Échantillons carbonatés à J+1 après application de la phénolnaphtaléine pour les échantillons provenant des trois campagnes expérimentales. Chaque spécimen correspond à une observation qualitative d'une éprouvette caractéristique de la gâchée.

Pour les campagnes séchantes dans la salle contrôlée, la carbonatation négligeable du mortier n'indique pas de changement de la composition chimique influençant les propriétés hydriques du matériau. En effet, Ashraf et Olek [2016] montrent le changement de composition chimique d'un spécimen après carbonatation. Dans le cas de la conservation dans une solution aqueuse, le milieu saturé empêche la carbonatation et la portlandite se lixivie en interagissant avec la solution aqueuse. Cet essai ne permet pas de conclure sur la raison pour laquelle une chute de pH est observée dans l'un des bacs de conservation dans la campagne C3 (FIGURE.2.31).

Par conséquent, les différentes nuances de rose indiquent un front de carbonata-

tion difficilement mesurable, observé sur la FIGURE.2.65 à J+1, après application du composé chimique. D'une part, cette photo a été prise un jour après l'application de la phénolnaphthaléine, et la carbonatation n'a pas eu lieu de manière homogène. L'observation montre que la face non coffrée de l'échantillon subit une légère carbonatation. Le léger front de carbonatation observé permet de conclure que le matériau conservé en température et humidité contrôlées, a été peu impacté.

2.5.4 Essais de fluage

Les essais de fluage complémentaires permettent de caractériser les déformations différées du matériau (TABLEAU.2.33). Cette donnée est nécessaire pour prédire plus précisément les contraintes liées aux gradients de retrait de dessiccation. Le fluage est également impacté par la saturation de l'eau liquide dans le matériau, mais à un rôle dans la réduction de la fissuration du matériau, en relaxant les contraintes dans le matériau, dans le cas où le retrait est restreint.

Dans un premier temps, des essais de compression permettent de caractériser le matériau et notamment de mesurer la résistance maximale en compression. Puis quatre essais de fluage sont mis en place et monitorés durant 120 jours (FIGURE.2.66). Deux essais en conditions endogènes permettent de caractériser le fluage propre, et deux autres éprouvettes sont conservées sous température et humidité relative contrôlées pour estimer le fluage de dessiccation (seuls quatre bâtis sont disponibles). Ces éprouvettes ont préalablement subi une cure de 28 jours, en conditions endogènes.

Les éprouvettes proviennent de la quatrième campagne C4, dont la formulation correspond à celle du mortier normalisé comme pour les campagnes C1 et C3.

Caractérisation mécanique

Les essais de compression réalisés sur une presse Perrier, de capacité de $2500kN$ indiquent une résistance moyenne en compression de l'ordre de $38MPa$ sur des cylindres (TABLEAU.2.33). Dans notre cas, l'important est de ne pas dépasser une charge correspondant à plus d'un-tier de la contrainte maximale au cours de l'essai de fluage. En effet, le fluage mesuré concerne seulement le fluage primaire, linéaire à la contrainte appliquée.

Fluage du mortier

Les éprouvettes $70 \times 70 \times 280$ mm sont chargées à un-tiers de la résistance moyenne en compression. Sachant que la section des échantillons est de 70×70 mm, et l'aire de la section du vérin est de $14.6cm^2$, une pression de 420 bars est appliquée, pour atteindre une contrainte moyenne de l'ordre de $13MPa$. Le système hydraulique étant contrôlé seulement par un seuil correspondant à la valeur de la consigne d'entrée, la pression varie entre 420 et 435 bars (FIGURE.2.67). Les mesures d'humidité relative



Figure 2.66 – Deux essais de fluage propre (côté gauche) et deux essais de fluage de dessiccation (côté droit).

Table 2.33 – Caractérisation mécanique du matériau par des essais de compression sur des éprouvettes cylindriques.

	Modules de Young	Efforts	Contraintes
Spécimens	E (GPa)	F_{max} (kN)	σ_{max} (MPa)
160x320 mm	29.4	801	40.2
110x220 mm	25.8	408.5	37.3
110x220 mm	25.9	375.9	38.1
110x220 mm	25.4	372.4	37.1

diminuent progressivement et tendent vers 40% suite à une panne du régulateur, il n'est pas possible de restabiliser l'humidité relative avec une solution saline à cause de la taille de la salle d'essais.

Les éprouvettes conservées en conditions endogènes présentent une perte en masse parasite qui s'élèvent à 0.17% et 0.30% pour les deux éprouvettes. Une mesure de masse a été réalisée avant chargement et après la décharge du spécimen. Les fuites se présentent au niveau de la fixation des plots, composée de Sikadur. Ces spécimens permettent de quantifier le fluage propre du matériau. Comme l'indique [Bazant et Chern \[1985\]](#), les matériaux cimentaires sont fortement sensibles à teneur en eau, d'où la nécessité de minimiser la perte en masse.

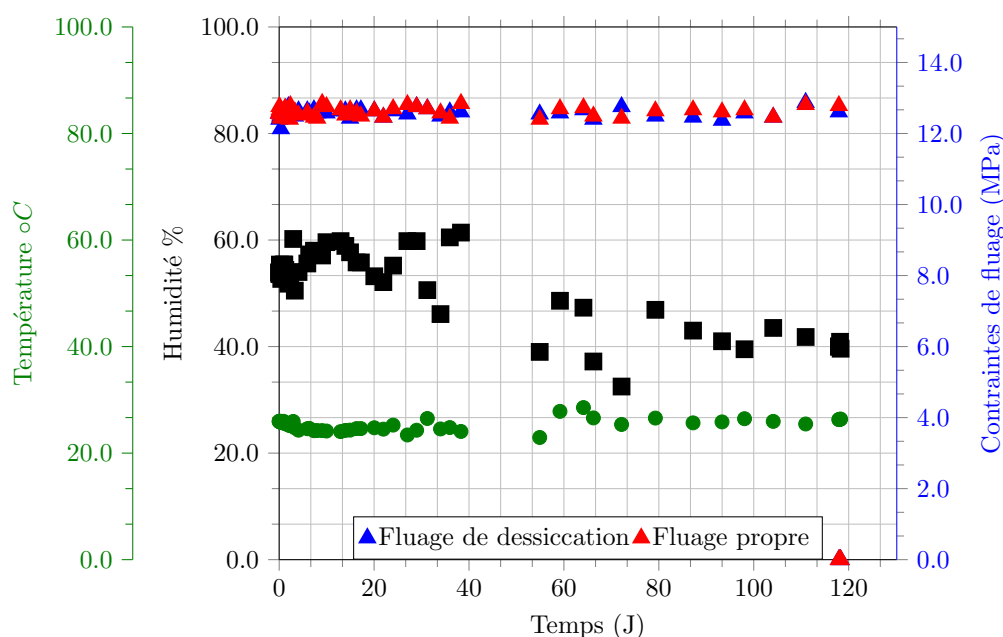


Figure 2.67 – Conditions environnementales : température et humidité relative et de chargement des essais de fluage propre et de dessiccation.

Les résultats des quatre essais de fluage réalisés sont présentés sur la FIGURE.2.68. Deux spécimens permettent d'identifier le fluage de dessiccation (FIGURE.2.68a et FIGURE.2.68b), les deux autres sont en condition de fluage propre (FIGURE.2.68c et FIGURE.2.68d).

Les déformations sont suivies, en moyennant quatre fois la même mesure, sur chaque face latérale, durant 120 jours sous chargement en compression. Puis une période de recouvrement d'une semaine est réalisée. Les observations montrent une différence de déformation selon les faces. Les différences indiquent que la contrainte n'est pas homogène sur la surface d'appuis provenant d'un centrage inadapté. En effet, lors de la mise sous pression, le plateau lié au vérin se met en place et oscille. Par ailleurs, les autres incertitudes proviennent de la disposition des plots collés sur le spécimen. Ils ne sont pas forcément parfaitement alignés. Les mesures réalisées, avec le système de mesure, peuvent fluctuer de l'ordre de $\pm 25\mu\text{m}$ à cause de la pièce métallique qui dérègle le calibrage au moindre mouvement brusque.

Toutes ces incertitudes conduisent par exemple à l'essai FIGURE.2.68a où un rapport de deux entre deux faces est observé sur les déformations. Par ailleurs, les joints du groupe hydraulique ont fuit à différent moment. Pour les essais de fluage propre FIGURE.2.68c et FIGURE.2.68d, une décharge de cinq minutes au jour 59 est nécessaire pour effectuer la maintenance. Pour les essais de fluage de

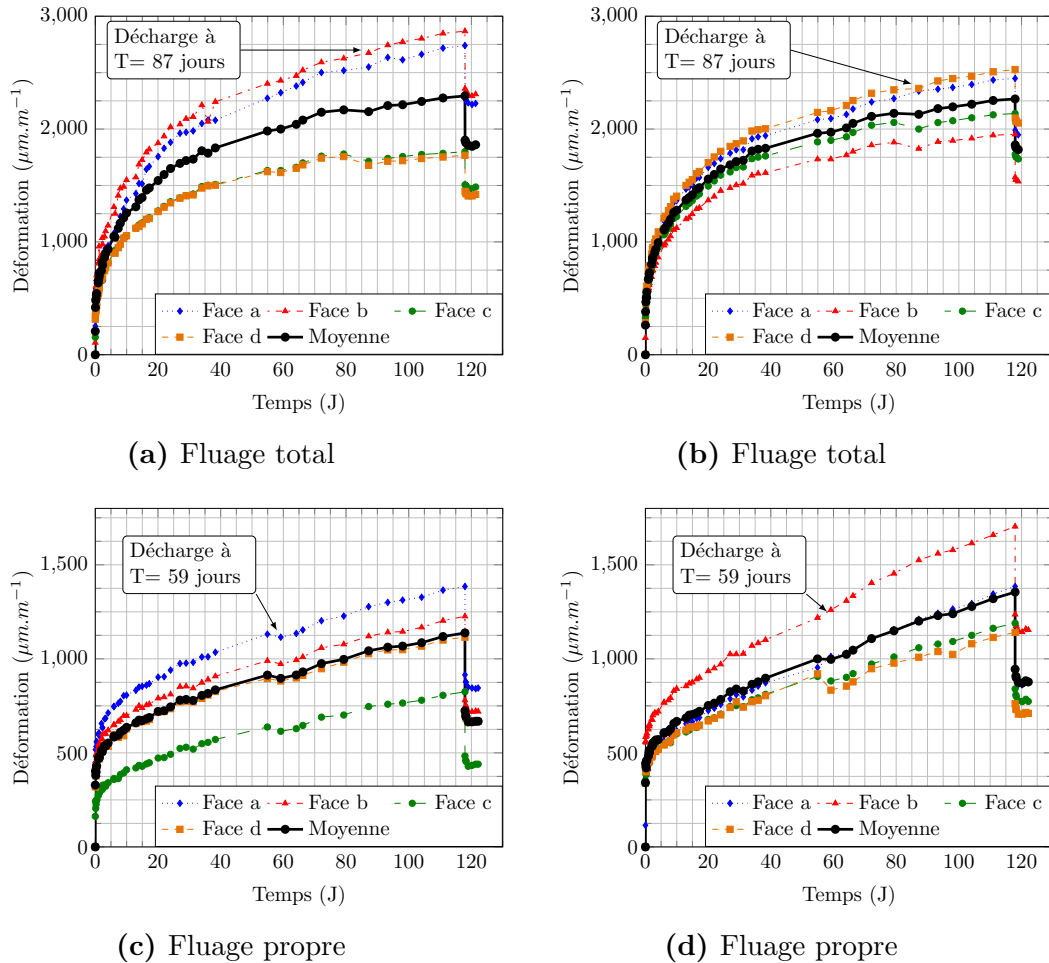


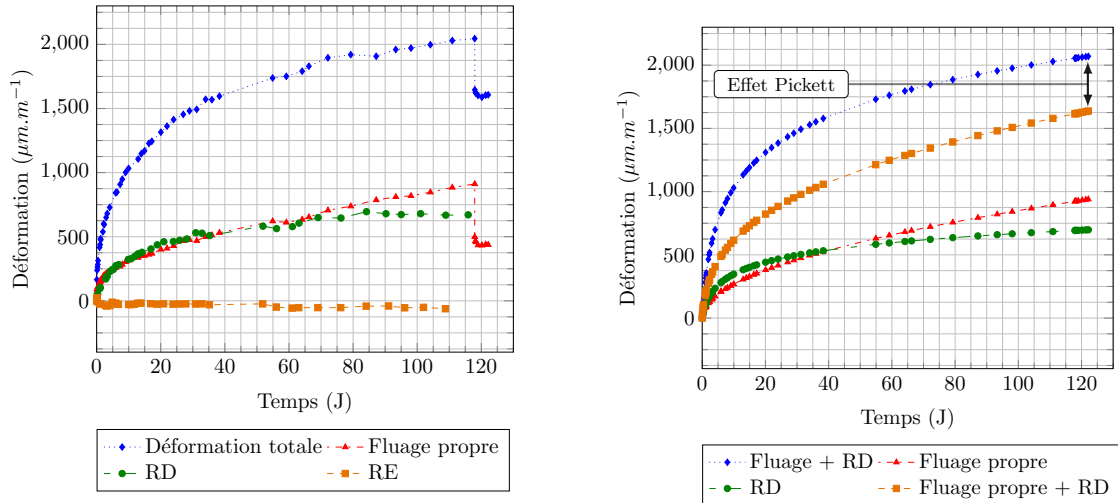
Figure 2.68 – Quatre essais de fluage suivis pendant 120 jours sur chaque face des spécimens parallélépipédiques 70x70x280mm : 2 spécimens en conditions endogènes (FIGURE.2.68c 2.68d) et 2 spécimens en conditions de dessiccation (FIGURE.2.68a 2.68b). L'incertitude de mesure est de l'ordre de $50\mu m.m^{-1}$ provenant principalement du système de mesure.

dessiccation FIGURE.2.68a et FIGURE.2.68b, la décharge est de quelques heures. Les sauts observés n'impactent pas significativement les mesures de fluage.

Les déformations différées sont illustrées dans la FIGURE.2.69 pour cette campagne expérimentale. Les essais commencent après la cure endogène au jeune âge. Le retrait endogène, de l'ordre de $50\mu m/m$, peut être négligé au vu de sa déformation comparé au retrait de dessiccation FIGURE.2.33d. Les courbes présentées correspondent aux moyennes de chaque essai.

Identification des paramètres

Les déformations observées lors des essais se modélisent en supposant l'hypo-



(a) Essais de fluage complétés par des spécimens en dessiccation, sans la déformation instantanée de chargement. RD : retrait de dessiccation, RE : retrait endogène

(b) Mise en évidence de l'effet Pickett, avec les essais expérimentaux calibrés avec une fonction logarithme népérien. RD : retrait de dessiccation

Figure 2.69 – Essais de fluage : Comportement moyen des éprouvettes. La charge est appliquée après une cure sous retrait endogène. L'incertitude de mesure du système est de l'ordre de $\pm 25\mu\text{m}/\text{m}$.

thèse de superposition. Le fluage propre $\varepsilon_{\text{fluage propre}}^{\text{exp}}$ est donné par l'expression (2.14), avec $\varepsilon_{\text{fluage}}^{\text{exp}}$ la mesure expérimentale, $\varepsilon_{\text{élastique}}^{\text{exp}}$ la déformation élastique lors du chargement, $\varepsilon_{\text{retrait endogène}}^{\text{exp}}$ les mesures de retrait endogène.

$$\varepsilon_{\text{fluage propre}}^{\text{exp}} = \varepsilon_{\text{fluage}}^{\text{exp}} - \varepsilon_{\text{élastique}}^{\text{exp}} - \varepsilon_{\text{retrait endogène}}^{\text{exp}} \quad (2.14)$$

L'identification des paramètres de fluage propre est réalisée avec une chaîne de Kelvin-Voigt complétée par un amortisseur vieillissant (TABLEAU.2.34) pour représenter à la fois les déformations différées avec un comportement viscoélastique et le vieillissement du matériau [Benboudjema *et al.*, 2005]. La courbe expérimentale est identifiée avec (2.15) par une minimisation avec la méthode des moindres carrés. Avec ν_0 le paramètre de viscosité, σ_0 la contrainte appliquée, t_0 le temps de référence et E_{KV} le module de Young considéré dans la chaîne de Kelvin-Voigt.

$$\varepsilon_{\text{fluage propre}} = \left(-\frac{\sigma_0}{\eta_0} \ln\left(\frac{t+t_0}{t_0}\right) + \frac{\sigma_0}{E_{KV}}(1 - e^{-\frac{t}{t_0}}) - \frac{\sigma_0}{E} \right) \quad (2.15)$$

La déformation issue du fluage propre correspond à la différence avec la déformation élastique $\varepsilon_{\text{élastique}}$ et de retrait endogène $\varepsilon_{\text{retrait endogène}}$. La déformation élastique provient de la mise en charge. L'estimation de cette déformation en compression permet de retrouver un module de Young de l'ordre de 25GPa . Par ailleurs, le retrait endogène après le jeune âge est quasiment nul (FIGURE.2.69a).

Table 2.34 – Paramètres du fluage propre

Paramètres					
E (GPa)	ν	t_0 (J)	E_{KV} (GPa)	η_0 (GPa.s ⁻¹)	τ_{KV} (J)
25	0.2	44	170	20	15

La déformation issue du fluage de dessiccation (2.16) correspond à la différence, entre le retrait de dessiccation et le fluage propre. Sur la FIGURE.2.69b, la déformation élastique est soustraite. Une différence est observée entre les déformations totales expérimentales et le modèle théorique. Ce décalage représente l'effet [Pickett \[1942\]](#).

$$\varepsilon_{\text{fluage dessiccation}} = \varepsilon_{\text{fluage total}} - \varepsilon_{\text{élastique}} - \varepsilon_{\text{retrait dessiccation}} - \varepsilon_{\text{fluage propre}} \quad (2.16)$$

Le fluage de compression empêche la fissuration surfacique en traction, induisant une sous-estimation de la déformation totale. Il s'agit du fluage de dessiccation structurel. Par ailleurs, certains auteurs comme [Bazant et Chern \[1985\]](#) proposent de relier la déformation du fluage de dessiccation et la vitesse de séchage avec un coefficient correcteur λ_{dessi} [[Hilaire, 2014](#)]. Il s'agit de la partie intrinsèque du fluage de dessiccation.

$$\dot{\varepsilon}_{\text{dessi}} = \lambda_{\text{dessi}} |\dot{h}| \sigma \quad (2.17)$$

Ces essais de fluage permettent d'apporter des informations complémentaires sur les déformations différées du matériau cimentaire, pouvant atteindre plusieurs fois la déformation élastique. L'effet bénéfique du fluage permet de limiter la fissuration du matériau soumis au retrait de dessiccation [[Soleilhet, 2018](#)].

2.5.5 Mesures de porosité

Les mesures de porosité réalisées permettent à la fois d'identifier ce paramètre, dans la modélisation des transferts hydriques et de réaliser une étude de variabilité.

La porosité se définit comme le rapport entre le volume de vide et le volume total. Cependant, le vide n'a pas la même signification à différentes échelles. Les mesures de porosité effectuées ne concernent que les zones dans lesquelles circule l'eau. Dans la suite, le terme « porosité » indique la porosité accessible à l'eau. Cet essai se présente comme une étape dans la caractérisation du matériau cimentaire.

L'estimation de la porosité permet de caractériser « le vide matériel ». La quantité de pores est notamment liée au malaxage du mortier, ainsi qu'à sa vibration.

Concernant, le mélange, la porosité dépend de la quantité d'eau, influençant le retrait d'autodessiccation. Plusieurs méthodes permettent d'estimer cette porosité. La difficulté de cette mesure provient de la fissuration potentiellement engendrée par le protocole d'essais, la température et de l'humidité relative. En effet, plusieurs tailles de pores, de l'ordre du μm ou du nm , composent le mortier [Li *et al.*, 2021] et le béton [Gallé, 2001]. Les essais par injections de mercure permettent d'atteindre des pores de l'ordre de $0.1nm$, mais la pression appliquée n'est pas compatible avec les propriétés du matériau. Par ailleurs, les essais au tomographe peuvent également être réalisés. Cependant, la résolution est limitée. En effet, pour une résolution de $1\mu m$ l'échantillon doit avoir un diamètre équivalent de $2mm$, ce qui n'est pas suffisant d'un point de vue de la représentativité du VER. Sachant que dans le mortier, le plus gros grain de sable a une longueur de $2mm$, induisant une résolution de $16\mu m$ avec le tomographe du LMT. Par ailleurs, une autre méthode consiste à réaliser un essai de séchage, inspiré de la norme NF-P18-459 [AFNOR, 2010]. Le protocole indique de plonger les éprouvettes dans l'eau, puis de sécher jusqu'à une variation de la masse inférieure à $0,05\%$ sur un intervalle de 24h à $105^{\circ}C$. Cependant, cette température peut induire de la fissuration et conduire à la vaporisation d'une partie de l'eau chimiquement liée, faussant le résultat.

Dans la norme NF-P18-459, un dégazage permet d'évacuer l'air piégé avant l'imbibition. Les mesures effectuées permettent d'estimer une différence de masse apparente. En effet, le séchage a lieu seulement pour la porosité accessible à l'eau, mais la fissuration engendre un biais difficilement quantifiable.

La FIGURE.2.70 représente la surface de l'échantillon avant l'essai de porosité. Le découpage à la scie ne semble pas avoir créé de nouvelle fissure apparente.

Suite aux essais de flexion, deux tranches de $20mm$ d'épaisseur sont extraites de la partie supérieure de l'éprouvette conservée en position verticale, dans une solution à $pH = 12$, durant sept mois pour assurer la saturation des échantillons. Le séchage des spécimens s'effectue en plusieurs paliers. Le protocole s'inspire des travaux de Aît-Mokhtar *et al.* [2013].

1. Un palier à $20^{\circ}C$, et $40\%HR$
2. Un palier à $40^{\circ}C$, et $20\%HR$
3. Un palier à $60^{\circ}C$, et $7\%HR$

Un séchage direct à $105^{\circ}C$ conduit à une porosité plus importante à cause de la fissuration par gradient hydrique, comparé à un séchage par palier [Aît-Mokhtar *et al.*, 2013].

Au total, 300 spécimens sont découpés pour estimer la porosité du matériau (FIGURE.2.71). Le critère d'arrêt est lié à la stabilisation de la perte en masse. Le séchage à $60^{\circ}C$ est terminé, lorsque la variation de masse est inférieure à 0.05% en 24h. La masse de l'éprouvette sèche se note M_{sec} . La masse saturée en eau M_{air} et la masse hydrostatique M_{eau} .

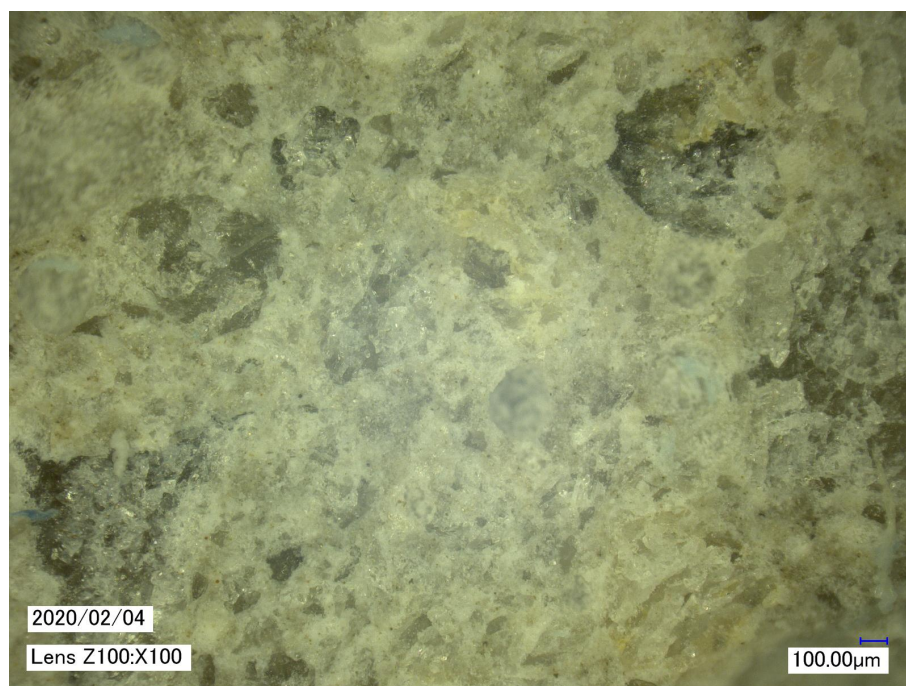


Figure 2.70 – Observation au microscope optique Keyence : État de surface d’un spécimen avant l’essai de porosité. En parcourant la surface de l’échantillon, les micro-fissures sont rarement visibles, même avec un grossissement maximal x1000 (qui permet de détecter les ouvertures de fissure de $1\mu m$).

Cette température de $60^{\circ}C$ assure de limiter les modifications de la microstructure, comme la dissolution de l’ettringite et la micro-fissuration du matériau.

Ces données permettent de définir une masse volumique apparente (2.18)

$$\rho_{app} = \frac{M_{sec}}{M_{air} - M_{eau}} \quad (2.18)$$

Et l’estimation de la porosité (2.19)

$$\phi = \frac{M_{air} - M_{sec}}{M_{air} - M_{eau}} \quad (2.19)$$

Table 2.35 – Distribution de la porosité obtenue expérimentalement.

($\pm 0.03\%$)	Moyenne	Écart-type	Maxi	Mini	COV
C1 : 99 spécimens	14.93%	0.69%	17.3%	10.96%	4.63%
C2 : 112 spécimens	16.17%	0.65%	17.84%	14.31%	4.05%
C3 : 106 spécimens	17.74%	2.53%	25.83%	6.05%	14.26%

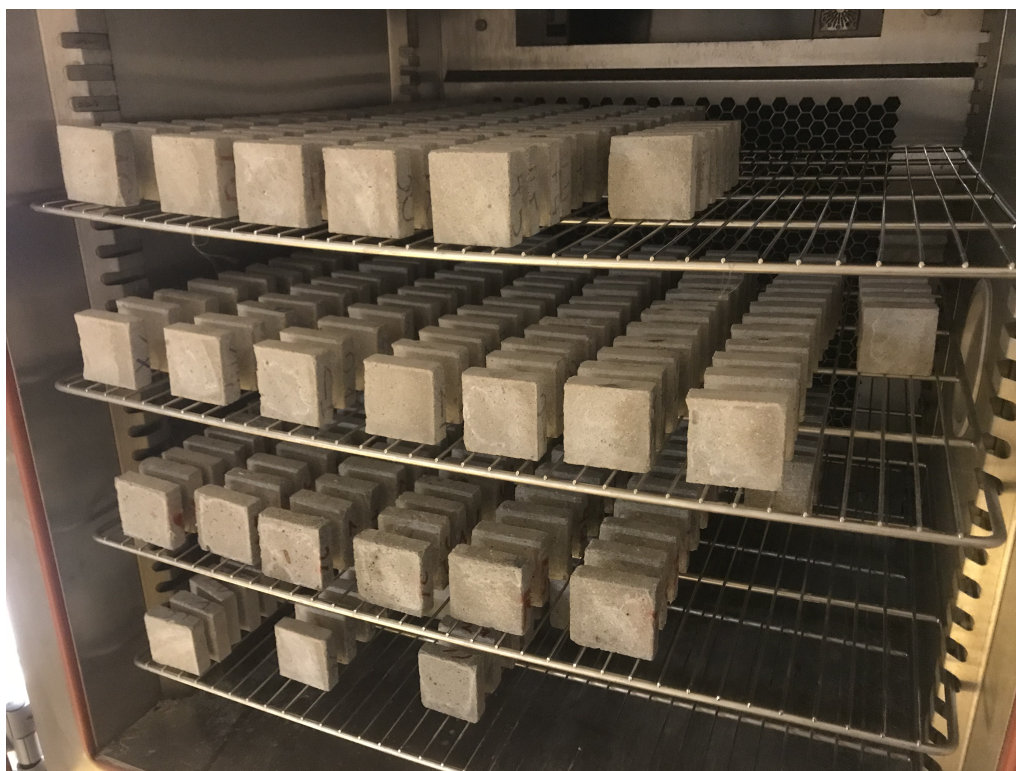


Figure 2.71 – Essais de porosité sur des tranches 70x70x20mm. Environ 300 spécimens sont testés pour les trois premières campagnes expérimentales.

Le TABLEAU.2.35 et la FIGURE.2.72 présentent les essais de porosité pour chaque campagne expérimentale. Pour les éprouvettes soumises préalablement au retrait de dessiccation, des campagnes C1 et C2, les résultats sont similaires. La moyenne de C2 est supérieure à celle de C1, car le rapport e/c est respectivement de 0.6 contre 0.5. Cette différence est également observable au niveau du retrait de dessiccation et de la perte en masse. Pour la campagne C3, le résultat est contradictoire. En effet, les échantillons n'ont jamais été soumis au retrait de dessiccation. Par conséquent, aucune fissure de retrait n'est présente. Mais la valeur moyenne de la porosité est supérieure à C1 et C2. Cela peut s'expliquer par le protocole utilisé. Les campagnes C1 et C2 ont déjà réalisés un cycle de séchage à 60%HR à 20°C. L'humidité imposée dans l'étuve est de 40%, initialement. Autrement dit, le matériau sèche sur deux paliers, contrairement aux spécimens de la campagne C3 toujours conservées dans l'eau. Le gradient hydrique de la campagne C3 est bien plus fort que pour les deux autres. Par conséquent, la fissuration, qui se forme en surface pendant les mesures de porosité, a atteint plus en profondeur des zones initialement non accessibles à l'eau, expliquant potentiellement les valeurs de porosité obtenues pour la troisième campagne et un coefficient de variation plus conséquent. Par ailleurs, selon les travaux de Choi et Yang [2013] la lixiviation induit une augmentation de la taille des pores, impactant la perméabilité. Dans les travaux de Aït-Mokhtar *et al.* [2013], les essais

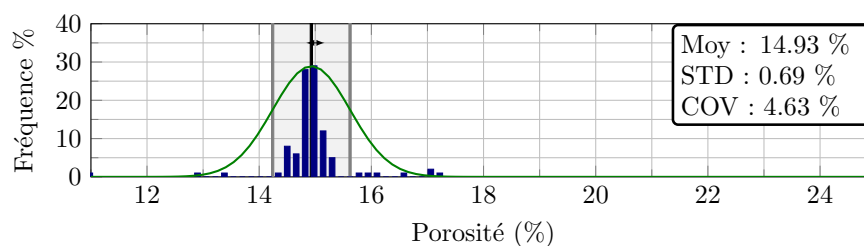
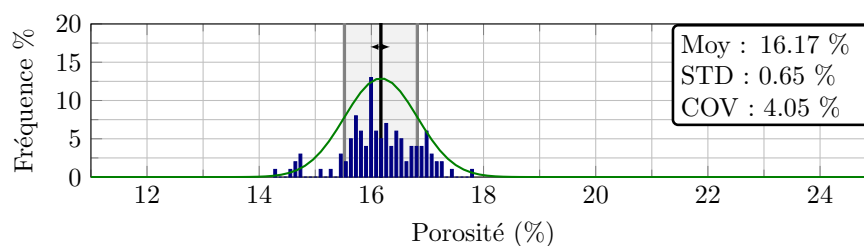
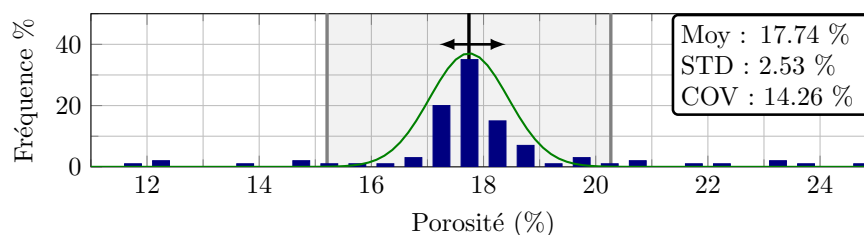
(a) C1, $e/c = 0.5$, sous retrait de dessiccation(b) C2, $e/c = 0.61$, sous retrait de dessiccation(c) C3, $e/c = 0.5$, sous solution aqueuse à $pH = 12$

Figure 2.72 – Essais de porosité sur environ 300 spécimens provenant des différentes campagnes expérimentales.

de porosité réalisés sur 39 spécimens indiquent un coefficient de variance de l'ordre de 6%. Les résultats TABLEAU.2.35 de cette campagne expérimentale est de l'ordre de 4% pour les campagnes conservées en conditions de séchage. De plus, l'incertitude de mesure estimée correspond à la masse hydrostatique, à la masse saturée et à la masse sèche.

3 Analyse statistique des résultats expérimentaux

Dans cette partie, l'analyse statistique proposée, permet de confronter les résultats expérimentaux à la loi normale qui est la plus utilisée. Cette analyse, à travers le test de normalité est nécessaire pour l'estimation du coefficient de corrélation, entre les différentes mesures réalisées dans la campagne expérimentale.

Le respect de ce test de normalité permet de définir un intervalle de confiance et assure la reproductibilité des essais. Cependant, les essais sont généralement insuffisant pour des raisons de temps, coût, etc, et ne respectent donc pas le test de normalité. Par conséquent, les tendances obtenues peuvent être erronées. Par exemple, dans la littérature, les travaux de [Indelicato \[1997\]](#) présentent une analyse de l'intervalle de confiance en proposant une corrélation entre la résistance en compression d'un cube et d'un cylindre. Les résultats de ces essais ne semblent pas respecter l'hypothèse de normalité. Par ailleurs, [Bažant et Baweja \[1995\]](#) proposent de comparer le modèle B3, le CEB et ACI ([Recommandation et De La Rilem \[1995\]](#)), avec une approche uniquement phénoménologique. Les résultats de fluage et de retrait de dessiccation comparé à ces trois modèles surestiment ou sous-estiment les données expérimentales. Les difficultés expérimentales et le non-respect des hypothèses de statistique ne permet pas d'assurer la répétabilité des essais dans les campagnes d'essais.

La première chose à comprendre concerne l'objectif de ce test. Le but étant de tester la distribution en la confrontant avec une loi de probabilité. Ce test n'a pas pour but d'identifier une loi de probabilité. Mais de vérifier son adéquation.

Une estimation du nombre d'essais pour chaque grandeur physique mesurée est estimée en fonction de l'erreur par rapport à la moyenne.

3.1 Test de normalité

Les tests statistiques ont pour objectif d'estimer la concordance des distributions empiriques avec les lois de probabilité. Pour cela, le principe de ces tests consiste à comparer la fonction de répartition théorique, en général de la loi normale et celle obtenue expérimentalement avec les données empiriques. Ce test dit de « normalité » n'associe pas une loi de probabilité aux données expérimentales, mais supposent le degré de compatibilité de la loi, sous l'hypothèse d'accepter un risque d'erreur. Les tests les plus connus sont ceux de [Shapiro et Wilk \[1965\]](#), de Kolmogorov-Smirnov [[Massey Jr, 1951](#)] et ses dérivés [[Lilliefors, 1967](#); [Anderson et Darling, 1952](#)]. Généralement, les données se confrontent aux tests de normalité avec une confiance à 95% ou un risque à 5%. Le rejet ou l'acceptation de l'hypothèse de normalité dépendent notamment de la taille de l'échantillon et des valeurs extrémales.

3.1.1 L'hypothèse nulle et alternative

Le principe d'un test statistique consiste à poser une hypothèse H_0 , dite nulle et de prédire les conséquences de cette hypothèse sur la distribution des données expérimentales. La comparaison entre ces prédictions aux observations permet d'apporter une conclusion sur la vérification de cette hypothèse. Si ce n'est pas le cas, l'hypothèse H_1 dite alternative est considérée.

Dans le cas d'un test de normalité les deux hypothèses sont :

- H_0 : la distribution suit une loi normale centrée réduite (l'hypothèse nulle).
- H_1 : la distribution ne suit pas une loi normale centrée réduite (l'hypothèse alternative).

L'hypothèse H_0 indique qu'il n'y a pas de différence entre la prédiction et les données d'un point de vue statistique. Ces tests objectifs ne garantissent pas l'acceptation de l'hypothèse, mais seulement la possibilité du rejet de H_0 qui favorise l'hypothèse alternative H_1 . En effet, il n'est pas possible de fournir une réponse absolue, mais seulement un résultat conforté par le test de significativité.

3.1.2 Méthode graphique

Il existe plusieurs méthodes graphiques pour tester l'hypothèse de normalité H_0 : comparaison des histogrammes, étude de la boîte à moustache, étude de la droite d'Henry (ou test quantile-quantile)

Ce dernier test consiste à comparer la fonction de répartition théorique à celle expérimentale (3.1), via la détermination des les quantiles empiriques et ceux de la loi normale centrée réduite.

$$F_{exp}(X) = P(Z \leq \frac{X - \mu}{\sigma}) \quad (3.1)$$

Avec $X \in N(\mu, \sigma)$ la variable aléatoire, $Z \in N(0, 1)$ la variable aléatoire centrée réduite, μ l'estimation de la moyenne, σ l'écart-type, F_{exp} la fonction de répartition, P la fonction de probabilité.

Dans le cas où l'hypothèse H_0 est vérifiée, les valeurs doivent suivre la droite dite « droite de Henry » qui donnent un premier aperçu de l'hypothèse de normalité (3.2).

$$Q = \frac{1}{\sigma}X - \frac{\mu}{\sigma} \quad (3.2)$$

3.1.3 Méthodes probabilistes

Dans cette partie, la notion de p -value et le test de Shapiro-Wilk sont définis pour être appliqués dans la partie suivante, avec les données expérimentales obtenues dans les campagnes d'essais.

Test de significativité : p -value

Les tests peuvent d'abord être réalisés visuellement, puis complétés par une méthode plus rigoureuse faisant appel au test de significativité statistique renvoyant la p -value. La p -value s'interprète comme la probabilité que les valeurs observées ne suivant pas l'hypothèse H_0 , pour un risque α donné. Son rôle permet d'indiquer la significativité du test en rejetant, ou non, l'hypothèse nulle dans le cas d'un événement peu probable. Elle est comparée avec une valeur seuil α fixée représentant une probabilité acceptable de rejeter l'hypothèse nulle H_0 .

Deux cas sont possibles :

- p -value $< \alpha$: l'hypothèse nulle est rejetée et l'hypothèse alternative est acceptée. Les données expérimentales s'écartent donc significativement de la normalité.
- p -value $> \alpha$ l'hypothèse nulle ne peut pas être rejetée. En effet, si un risque $\alpha = 5\%$ est considéré, alors le risque de d'erreur en rejetant l'hypothèse de normalité est supérieur à 5%.

Test de Shapiro-Wilk

Le test de [Shapiro et Wilk \[1965\]](#) est associé à la statistique W qui s'exprime avec l'expression (3.3). Cette dernière provient de la généralisation du théorème des moindres carrés [[Aitken, 1936](#)].

En considérant, \mathbf{y} les valeurs ordonnées obtenues par expérimentation et \bar{y} la moyenne estimée.

$$W = \frac{\left[\sum_{i=1}^n a_i y_i \right]^2}{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2} \quad (3.3)$$

Avec a_i les coefficients de covariance issue de la loi normale (3.4). Ils représentent la meilleure estimation de la linéarisation sans biais [[Sarhan et Greenberg, 1956](#)].

$$\mathbf{a}_i = \frac{m^T V^{-1}}{(m^T V^{-1} V^{-1} m)^{1/2}} \quad (3.4)$$

où m est défini comme l'ordre statistique des valeurs indépendantes issues de la loi normale. C'est-à-dire que les valeurs sont reclassées dans l'ordre croissant. Chaque valeur a un rang associé. Et V la matrice de covariance associée.

La comparaison des quantiles de la loi normale et les résultats expérimentaux à travers l'expression de Shapiro-Wilk valident l'hypothèse de normalité si la condition (3.5) est respectée. Les valeurs de W_{crit} sont détaillées dans les travaux de [Shapiro et Wilk \[1965\]](#). Elles dépendent du risque α considéré pour le test de significativité et de la taille de l'échantillon.

$$W \geq W_{crit} \quad (3.5)$$

La comparaison des différents tests de normalité est réalisée par [Razali et al. \[2011\]](#) et [Yap et Sim \[2011\]](#). Elle montre que dans le cas d'une distribution symétrique ou asymétrique, le test de Shapiro-Wilk est parmi les plus performants pour un risque à 5% pour des tailles de distribution quelconque, supérieures à trente éléments.

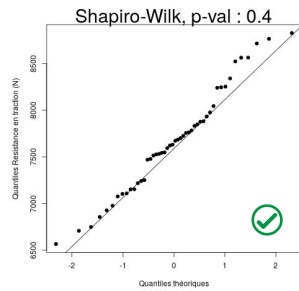
Dans le cas du rejet de l'hypothèse de normalité le test de Shapiro-Wilk est également le plus sensible, car il rejette l'hypothèse de normalité avec le plus petit nombre d'échantillons [[Ahad et al., 2011](#)].

3.1.4 Étude des données expérimentales

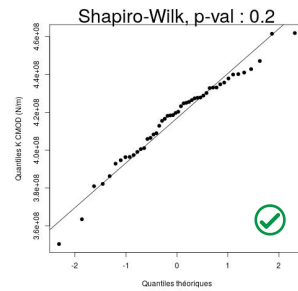
Les tests quantile-quantiles sont réalisés pour chaque grandeur physique mesurée lors de ces campagnes expérimentales (FIGURE.2.73, FIGURE.2.74, FIGURE.2.75). Chaque point représente une donnée expérimentale. Le test de normalité est vérifié graphiquement si les données s'alignent sur la droite de Henry.

Pour chaque test, la $p - value$ est donnée. L'hypothèse de normalité n'est pas rejetée si cette $p - value$ est supérieure à 5%. Les tests de Shapiro-Wilk valident ou réfutent l'hypothèse de normalité avec un risque à 5%.

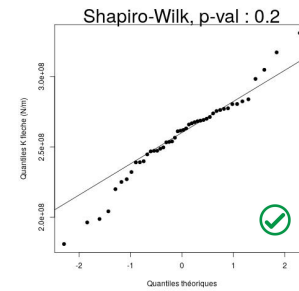
Concernant, les grandeurs physiques n'ayant pas validé ce test, les résultats dépendent fortement des valeurs en queue de distribution. Par exemple, sur la FIGURE.2.75d, la dégénérescence d'un point provoque la non validation du test. Cependant, ce point est expérimentalement correct. Toutes les mesures sont considérées dans ces travaux et aucune suppression n'a eu lieu. Chaque campagne présente des résultats différents du fait de l'état hydrique et de la formulation.



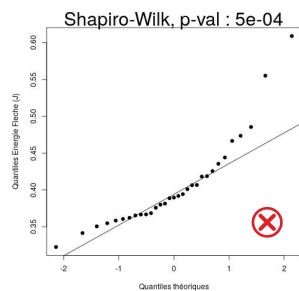
(a) Résistance en traction



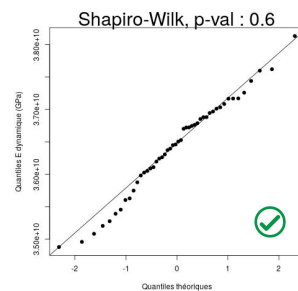
(b) Rigidité mesurée par CMOD



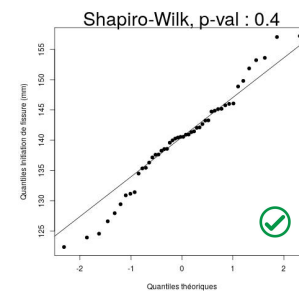
(c) Rigidité mesurée à partir de la Flèche



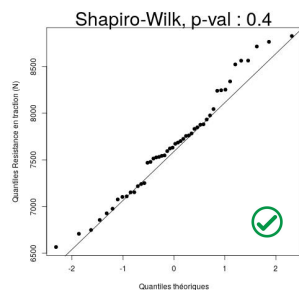
(d) Énergie de fissuration



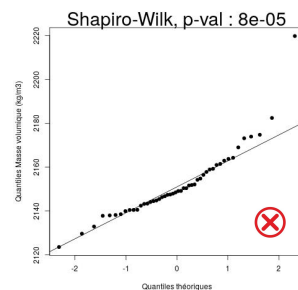
(e) Module de Young dynamique



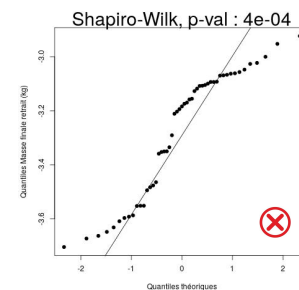
(f) Position d'initiation de la fissure



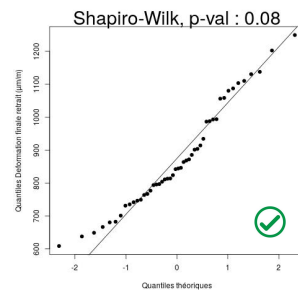
(g) Porosité



(h) Masse volumique

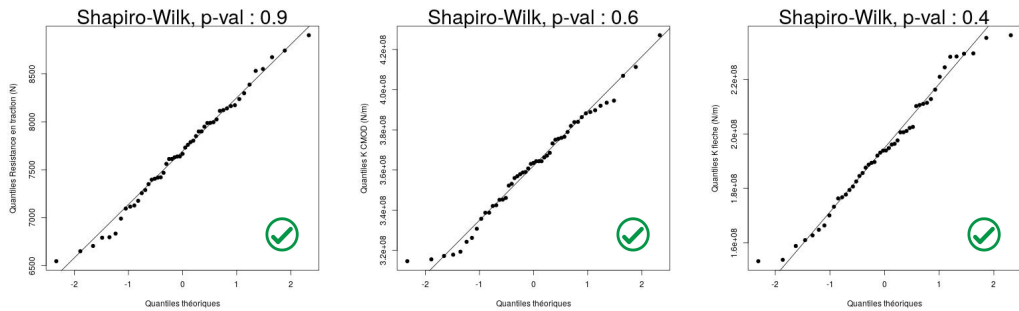


(i) Perte en masse

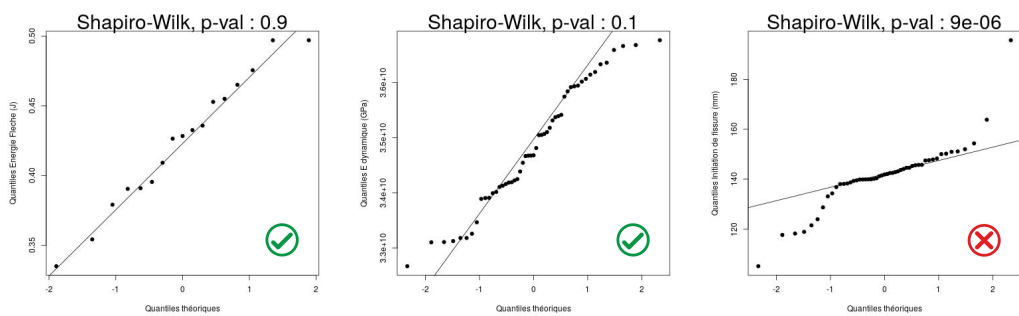


(j) Déformation de retrait

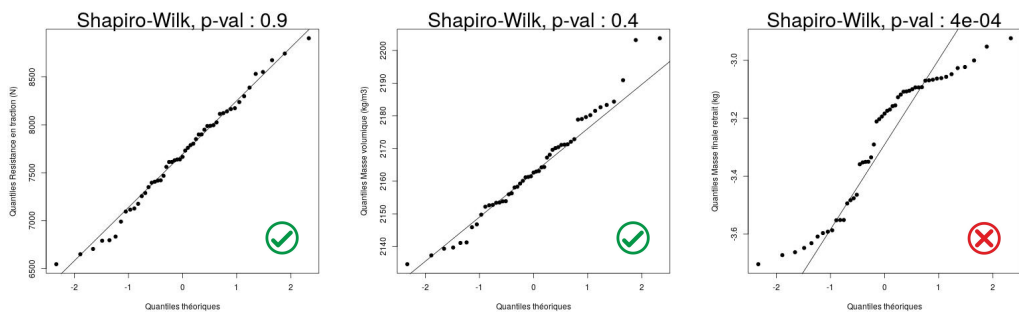
Figure 2.73 – Tests quantile-quantile pour 10 grandeurs physiques de la campagne expérimentale conservée en conditions de séchage et avec un rapport $e/c = 0.5$.



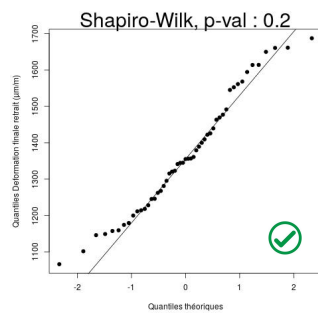
(a) Résistance en traction (b) Rigidité mesurée par CMOD (c) Rigidité mesurée à partir de la flèche



(d) Énergie de fissuration (e) Module de Young dynamique (f) Position d'initiation de la fissure

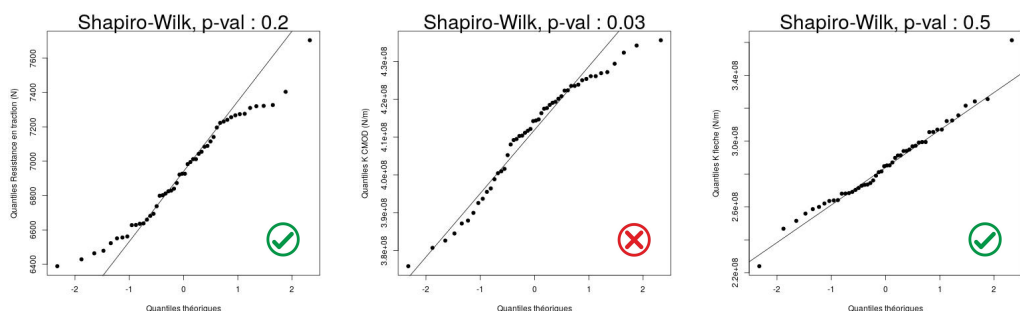


(g) Porosité (h) Masse volumique (i) Perte en masse

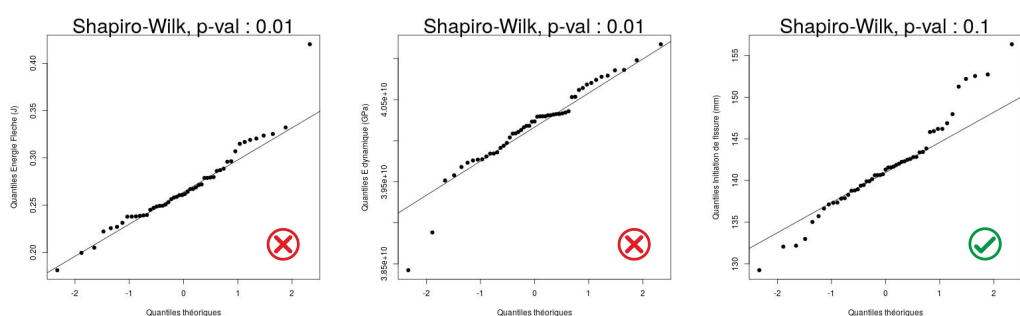


(j) Déformation de retrait

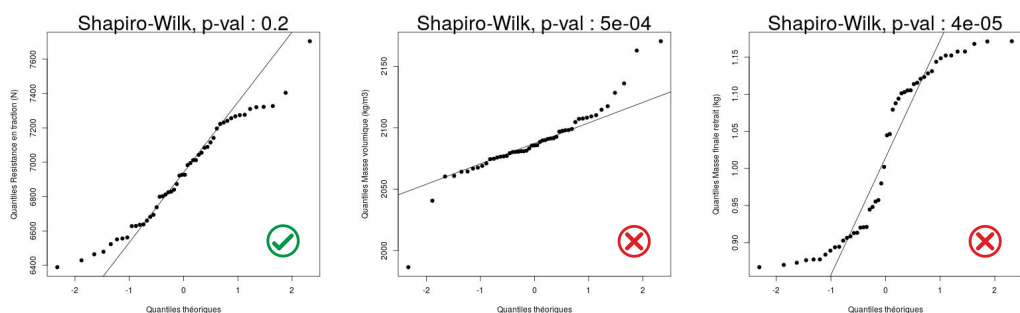
Figure 2.74 – Tests quantile-quantile pour 10 grandeurs physiques de la campagne expérimentale conservée en conditions de séchage et avec un rapport $e/c = 0.6$.



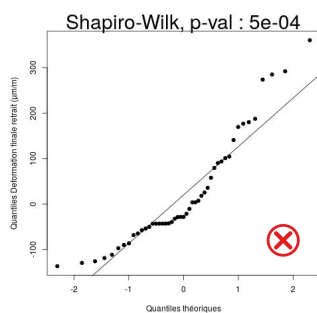
(a) Résistance en traction (b) Rigidité mesurée par CMOD (c) Rigidité mesurée à partir de la flèche



(d) Énergie de fissuration (e) Module de Young dynamique (f) Position d'initiation de la fissure



(g) Porosité (h) Masse volumique (i) Perte en masse



(j) Déformation de retrait

Figure 2.75 – Tests quantile-quantile pour 10 grandeurs physiques de la campagne expérimentale conservée dans une solution à $pH = 12$ et avec un rapport $e/c = 0.5$.

3.2 Analyse de la corrélation entre les différentes grandeurs physiques

Dans cette partie, les tests de corrélation linéaire, principalement la méthode de Pearson [1900] et le critère de Kendall [1938], sont présentés. Puis, elles sont appliquées aux données expérimentales pour chaque gâchée de 50 éprouvettes réalisées.

3.2.1 Test de corrélation linéaire

Le coefficient de corrélation permet de lier linéairement deux grandeurs physiques sans pour autant créer un lien de causalité. Sa valeur varie entre +1 et -1. Une valeur de zéro indique une absence de corrélation et les valeurs extrêmes indiquent des grandeurs corrélées ou anti-corrélées.

Dans la littérature, les corrélations paramétriques comme la méthode de Pearson [1900] (3.6) lient deux variables indépendantes, respectant l'hypothèse de normalité.

$$r = \frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})(y_i - \bar{y})}{\left(\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2 \sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2 \right)^{1/2}} \quad (3.6)$$

avec x_i et y_i deux valeurs ponctuelles associées aux moyennes \bar{x} et \bar{y} .

A contrario, les tests non paramétriques comme le critère de Kendall [1938] ne font pas intervenir la statistique descriptive, mais définit un rang qui correspond aux valeurs ordonnées dans l'ordre croissant

Il correspond à la différence entre le nombre de paires d'observation (x_i, y_i) concordantes n_c et discordantes n_d , divisé par le nombre de combinaisons possibles C_n^2 .

$$\tau = \frac{n_c - n_d}{C_n^2} \quad (3.7)$$

Une paire est dite concordance si deux éléments (mesures expérimentales) i et j respectent la condition $(x_i - x_j)(y_i - y_j) > 0$. Inversement la paire est dite discordante si $(x_i - x_j)(y_i - y_j) < 0$. Une valeur de $\tau = 0$ indique que les paires sont indépendantes.

Selon, Croux et Dehon [2010] et Abdullah [1990] le critère de Kendall serait plus robuste que celui de Spearman [1961]. La comparaison est réalisée en introduisant volontairement un rapport de valeurs aberrantes. La faible robustesse du critère de Pearson est également démontrée car quelques valeurs erronées peuvent fausser les résultats. De plus, le critère de Pearson nécessite des grandeurs vérifiant le test de normalité, contrairement au critère de Kendall [1938].

3.2.2 Étude des données expérimentales

À partir des données expérimentales, la corrélation linéaire entre les différentes grandeurs physiques mesurées est réalisée (FIGURE.2.76, 2.77, 2.78). La méthode utilisée est celle de Kendall [1938], car toutes les distributions ne valident pas le critère de normalité. Chaque point correspond à une mesure expérimentale moyennée, et les courbes (en rose) représentent la droite de corrélation. Le signe du niveau de corrélation indiqué, représente des grandeurs qui sont corrélées ou anti-corrélées. Le couleur rouge représente, en valeur absolue, les corrélations supérieures à 20%, sauf pour l'énergie de fissuration G_f en flexion trois points de la campagne C2 qui présentent seulement 18 valeurs au lieu de 51, à cause des ruptures fragiles lors des essais mécaniques.

Ces figures montrent la difficulté de corréler les différentes grandeurs physiques au sein d'une même gâchée. Ceci a également été observé dans les travaux de Aït-Mokhtar *et al.* [2013] sur un matériau de chantier. Sur certaines comparaisons, quelques points semblent dégénérés, mais aucune raison ne pousse à écarter ces valeurs expérimentales. En effet, ceci forcerait la corrélation linéaire. Ces corrélations sont également difficiles à réaliser, car certaines mesures sont locales comme la résistance en traction tandis que d'autres, globales comme la raideur. Pour établir nettement des corrélations linéaires, il est nécessaire de changer la formulation chimique du matériau. Cela est possible dans le cas où chaque gâchée est associée à une formulation. Autrement dit, il n'est pas possible de se soustraire de la variabilité issue de la coulée.

La représentativité d'un résultat a un sens lorsque les erreurs épistémiques sont minimisées. En effet, la répétabilité du protocole a permis de limiter les erreurs afin d'accéder à la variabilité provenant du matériau. Évidemment, dans cette variabilité l'erreur aléatoire ne peut être quantifiée.

Table 2.36 – Notations utilisées pour les Figures 2.76, 2.77, 2.78

Notations	Unités	Grandeurs
$m_{d\text{ess}}/m_{g\text{ain}}$	(kg)	Perte/Gain en masse finale
$\varepsilon_{d\text{ess}}$	-	Déformation de retrait
ρ	(kg.m ⁻³)	Masse volumique
F_{max}	(kN)	Résistance maximale en flexion trois points
E_{dyn}	(GPa)	Module de Young dynamiques
K_{fle}	(N.m ⁻¹)	Raideur du matériau mesurée par le capteur vertical
K_{CMOD}	(kg.m ⁻³)	Raideur du matériau mesurée par CMOD
G_f	(J)	Énergie de fissuration
<i>Porosité</i>	(%)	Porosité du matériau
x_{fiss}	(m)	Position de l'initiation de la fissure en flexion trois points

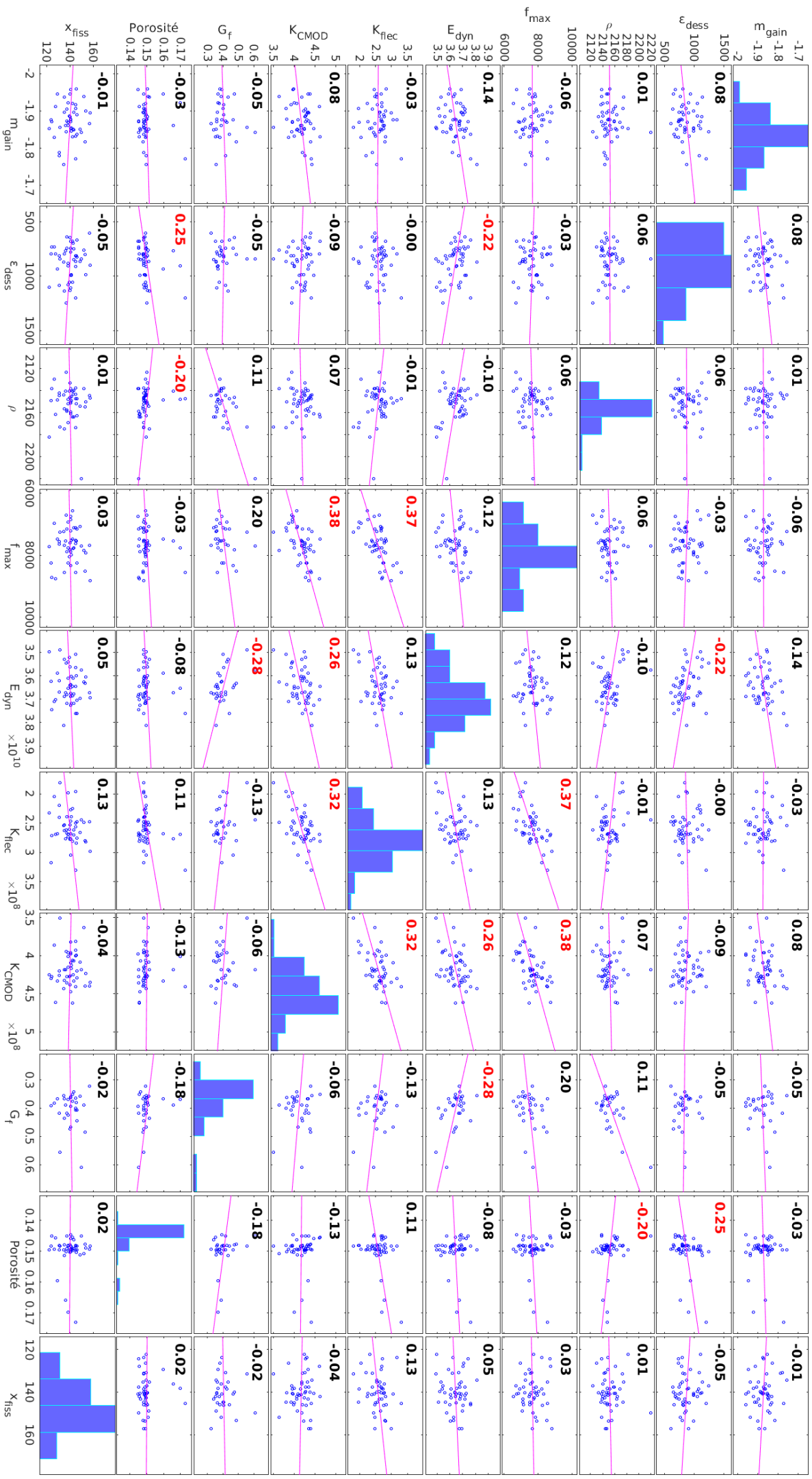


Figure 2.76 – Campagne 1 : coefficients de corrélation

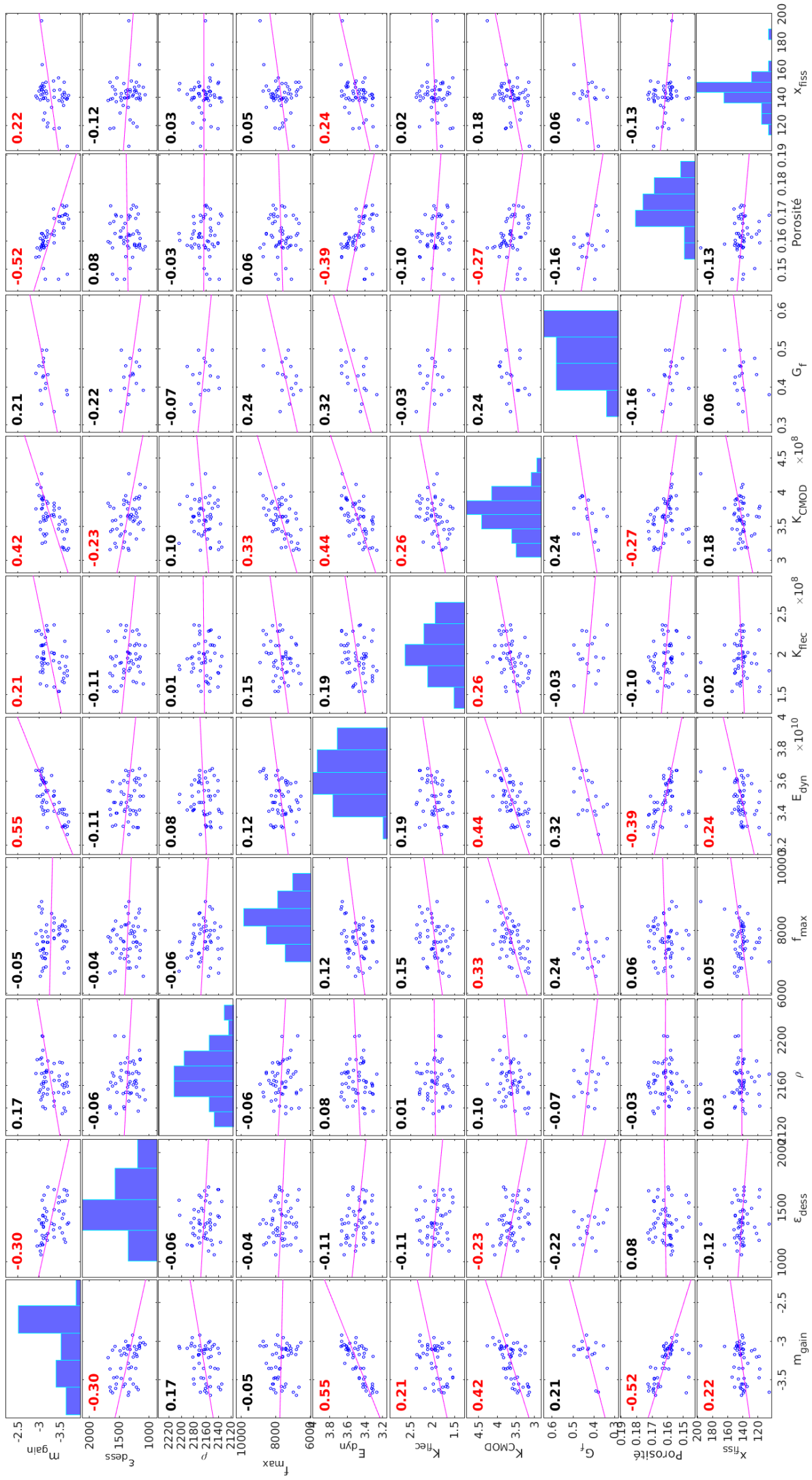


Figure 2.77 – Campagne 2 : coefficients de corrélation

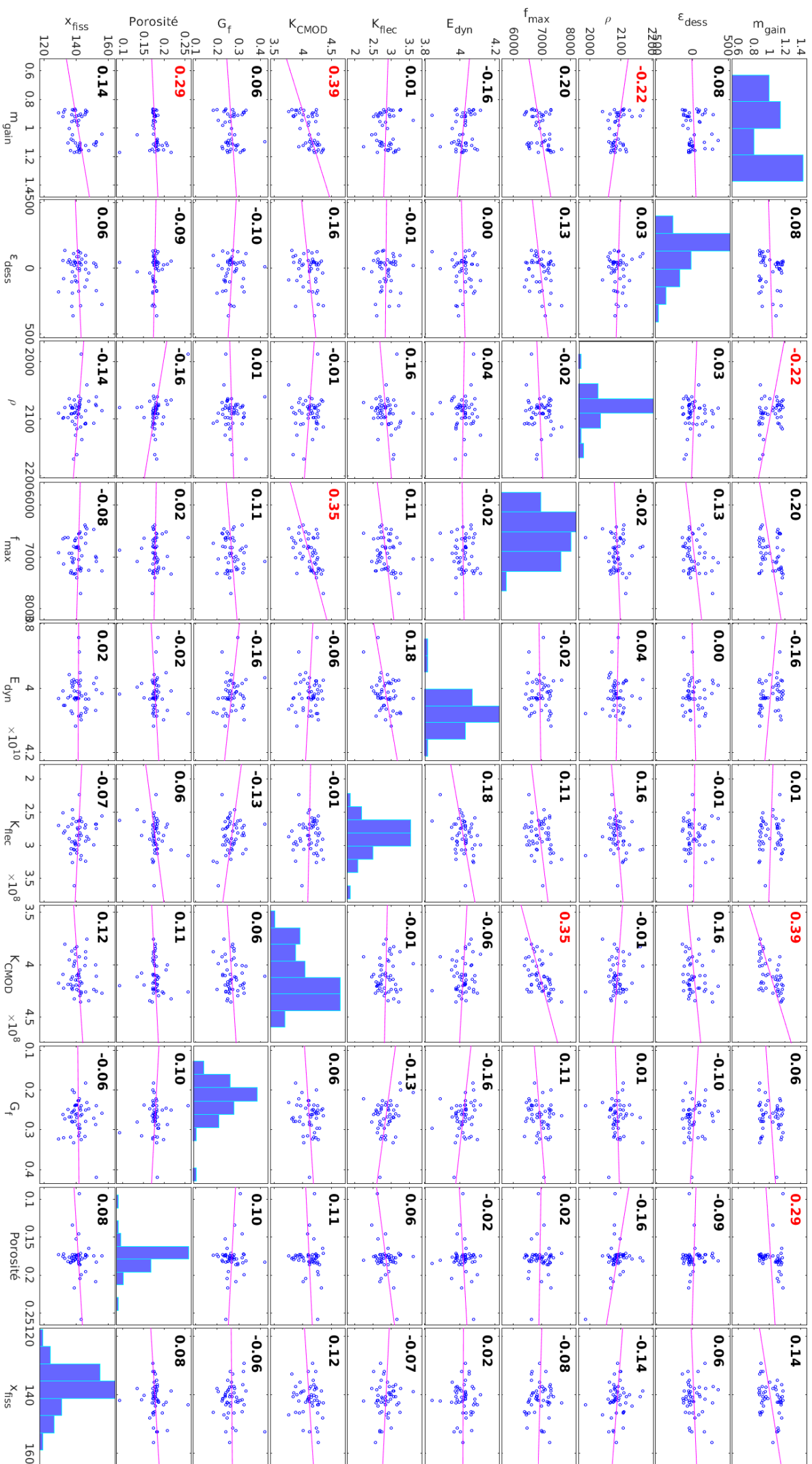


Figure 2.78 – Campagne 3 : coefficients de corrélation

3.3 Estimation du nombre d'essais

Sachant que les résultats expérimentaux permettent de quantifier la variabilité des paramètres du matériau, la réflexion se pose sur la représentativité des résultats. En effet, à cause de l'hétérogénéité, le comportement moyen associé à une grandeur physique dépend du nombre d'essais. Généralement, trois essais identiques sont réalisés. Mais selon, le TABLEAU.2.37, le TABLEAU.2.38, et le TABLEAU.2.39, ce nombre arbitraire n'est pas forcément correct.

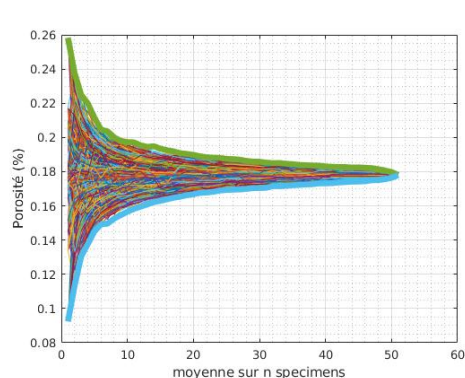
Pour obtenir ces tableaux, n valeurs expérimentales sont tirées aléatoirement sur l'ensemble des valeurs d'une grandeur physique à disposition. La moyenne est calculée sur chaque tirage. Le critère choisi est défini par l'expression (3.8). Il correspond à la différence entre la moyenne minimale et maximale, normalisée par la moyenne sur n échantillons (FIGURE.2.79). Une erreur cible est ensuite choisie de manière à limiter les écarts obtenues entre la moyenne trouvée avec un échantillon limité et la moyenne réelle. Selon l'erreur acceptée, les valeurs indiquent le nombre d'essais à réaliser afin d'estimer correctement les grandeurs physiques.

$$K_{nb} = \frac{\mu_{max} - \mu_{min}}{\mu_{moy}} \quad (3.8)$$

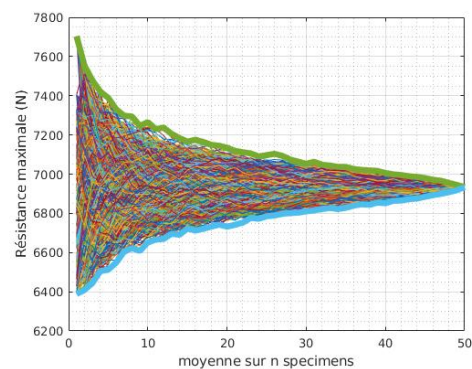
avec μ la moyenne de la grandeur considérée.

Les valeurs proches du nombre total d'éprouvettes testées ne sont pas représentatives, car la convergence est pilotée par la moyenne du nombre d'éprouvettes totales, au lieu de la moyenne réelle qui n'est pas connue. Ainsi, pour obtenir une moyenne avec moins de 10% d'erreur, la majeure partie des essais nécessitent plus de trois essais.

Par ailleurs, le nombre d'essais nécessaires pour obtenir une tendance indique la difficulté à obtenir une valeur représentative, soit à cause du système de mesure, soit à cause de la variabilité trop importante du matériau.



(a) Estimation de la moyenne de la porosité en fonction du nombre de spécimens tirés aléatoirement.



(b) Estimation de la résistance maximale en traction moyenne en fonction du nombre de spécimens tirés aléatoirement.

Figure 2.79 – Exemples de valeurs moyennes en fonction du nombre de spécimens et des valeurs expérimentales tirées aléatoirement.

Table 2.37 – Nombre d'essais expérimentaux représentatifs pour la campagne C1, en condition de dessiccation.

Erreur	70 %	50%	20%	10%	5%	3%	2%	1 %	Nombre
$m_{retrait}$	1	1	1	1	1	1	1	1	48
$\varepsilon_{retrait}$	1	5	24	37	44	45	46	47	48
ρ	1	1	1	1	1	2	5	15	48
f_{tmax}	1	1	5	17	36	41	44	46	48
$E_{dynamique}$	1	1	1	1	7	16	28	40	48
K_{fleche}	1	2	11	26	39	43	44	45	46
K_{CMOD}	1	1	3	11	27	37	42	46	48
G_f	1	2	12	22	29	30	31	31	31
$Porosite$	1	1	1	5	13	24	34	45	48
$x_{fissure}$	1	1	3	11	27	38	42	46	48

Table 2.38 – Nombre d'essais expérimentaux représentatifs pour la campagne C2, en condition de dessiccation.

Erreur	70 %	50%	20%	10%	5%	3%	2%	1 %	Nombre
$m_{retrait}$	1	1	1	1	1	1	1	1	51
$\varepsilon_{retrait}$	1	1	13	30	42	47	48	49	51
ρ	1	1	1	1	1	2	5	17	51
ft_{max}	1	1	6	19	35	43	46	49	51
$E_{dynamique}$	1	1	1	4	14	27	37	46	51
K_{fleche}	1	1	12	26	40	44	45	46	49
K_{CMOD}	1	1	5	18	34	44	47	49	51
G_f	1	1	7	13	15	16	17	17	17
$Porosite$	1	1	1	6	18	32	40	47	51
$x_{fissure}$	1	1	8	21	38	46	48	50	51

Table 2.39 – Nombre d'essais expérimentaux représentatifs pour la campagne C3 conservée en solution à pH basique.

Erreur	70 %	50%	20%	10%	5%	3%	2%	1 %	Nombre
$m_{retrait}$	1	1	12	27	40	43	44	46	48
$\varepsilon_{retrait}$	45	45	46	46	46	46	46	46	48
ρ	1	1	1	1	3	8	14	30	51
ft_{max}	1	1	1	7	23	36	41	46	50
$E_{dynamique}$	1	1	1	1	3	8	13	30	51
K_{fleche}	1	1	8	19	37	44	47	48	50
K_{CMOD}	1	1	1	5	17	31	39	46	50
G_f	1	3	15	32	44	47	48	49	50
$Porosite$	1	3	11	24	42	48	49	50	51
$x_{fissure}$	1	1	1	6	20	31	40	47	51

4 Conclusion

À travers, ces quatre campagnes expérimentales, une estimation de la variabilité du matériau a été réalisée, en condition de laboratoire, et en minimisant les facteurs de variabilité, tels que : l'environnement, le protocole ou les couplages hydriques. Les résultats montrent que cette variabilité s'initie probablement dès la coulée du matériau. En effet, la température ou l'humidité de la salle influencent l'hydratation du ciment. Le protocole induit également de nombreux aléas lors du malaxage. Ces différences sont illustrées par la masse volumique du matériau mesurée.

L'intérêt se porte ensuite sur l'influence du retrait de dessiccation. Le suivi de la perte en masse lors de la cure endogène a permis d'éviter le couplage entre la dessiccation et l'auto-dessiccation du matériau. Les mesures régulières de la perte en masse et de la déformation axiale de l'éprouvette permettent la caractérisation de l'état hydrique du matériau sur plus de 200 jours. Chaque spécimen a été ensuite testé en flexion trois-points sur un banc d'essai conçu pour la campagne expérimentale. Les essais sont pilotés en ouverture de fissure et un capteur LVDT est ajouté pour la mesure de la flèche. De nombreux tests complémentaires ont été réalisés afin d'appuyer les résultats expérimentaux. Les essais de flexion trois-points montrent que la variabilité du matériau influe fortement sur l'initiation de la fissure mécanique. La faible dispersion au niveau de partie élastique illustre la reproductibilité des essais. Comme les résultats le montrent, la résistance maximale en traction sous flexion trois-points peut varier de 25% à 30% en conditions de séchage ou endogènes. Les mesures montrent également que l'état hydrique accentue la variabilité du matériau, car un désordre supplémentaire est induit par les fissures de retrait.

Les données expérimentales montrent qu'il est difficile de corréliser deux variables au sein d'une même gâchée. Il n'est pas possible de distinguer l'incertitude de mesure et les fluctuations liées aux propriétés hétérogènes du matériau.

Les tests statistiques montrent que les grandeurs physiques mesurées ne respectent pas toute l'hypothèse de normalité. Autrement dit, il n'est pas possible d'estimer l'intervalle de confiance avec une loi comme celle de Student.

Au niveau des transferts hydriques, un seul essai de perte en masse suffit pour avoir un comportement représentatif du matériau. Par contre, la mesure du retrait de dessiccation nécessite plus de spécimens. Cette variabilité tient compte à la fois de l'incertitude provenant du protocole et de la dispersion du matériau.

Cette base de données expérimentales permettra d'enrichir les modèles numériques, notamment le choix d'une loi de probabilité pour représenter numériquement l'hétérogénéité des transferts hydriques du matériau. Dans la suite de ces travaux, la modélisation numérique permet de représenter les essais expérimentaux avec la prise en compte d'une discontinuité cinématique.

Chapitre 3

Modélisations particulaire-lattices des transferts hydriques et de la fissuration dans les matériaux cimentaires

*Dans ce chapitre, la représentation explicite de la
fissuration à travers une approche particulaire-lattice,
permet de représenter la modélisation des transferts
hydriques et du comportement mécanique dans un milieu
poreux et fissuré.*

*Les développements du modèle particulaire-lattice du LMT
au fil des années ainsi que tous les phénomènes physiques
associés sont présentés.*

***D**iscrete **E**lements **A**nalysis **P**rogram*

Sommaire

1	Fissuration de retrait des matériaux quasi-fragiles avec une approche particulaire-lattice	141
1.1	Modélisation de la fissuration des matériaux cimentaires . . .	141
1.1.1	Modèles issus de la mécanique des milieux continus	141

1.1.2	Modélisation de la discontinuité cinématique avec une approche continue	144
1.2	Représentation du matériau avec les modèles discrets	147
1.2.1	Modèles lattices	147
1.2.2	Modèles particuliers	150
1.2.3	Modèles particulaire-lattices	152
1.2.4	Conclusion	158
2	Modélisation des transferts hydriques	160
2.1	Conservation de la masse	161
2.2	Perméabilité relative	163
2.3	Diffusion de la vapeur d'eau	164
2.4	Expression non linéaire de la diffusivité équivalente	164
2.5	Approche continue	165
2.6	Discrétisation spatiale par éléments finis	166
2.7	Discrétisation temporelle	167
2.8	Méthode de résolution	168
3	Le modèle particulaire-lattice : DEAP	170
3.1	Génération du maillage	170
3.2	Cohésion du matériau	171
3.3	Critère de rupture	172
3.4	Interaction des particules	173
3.5	Méthode de résolution	174
3.6	Cas test : Résolution lattice	177
4	Modélisation du retrait de dessiccation et de la flexion trois points avec une approche particulaire-lattice.	178
4.1	Discrétisation spatiale et temporelle	178
4.2	Comportement mécanique du matériau : Identification des paramètres	179
4.3	Impact du retrait de dessiccation sur le comportement mécanique du matériau	182
4.3.1	Isotherme de sorption	182
4.3.2	Modélisation du retrait de dessiccation	185
4.3.3	Impact du retrait de dessiccation sur le comportement mécanique avec le modèle particulaire-lattice	189
4.3.4	Impact du retrait de dessiccation sur le faciès de fissuration.	191
5	Conclusion	194

1 Fissuration de retrait des matériaux quasi-fragiles avec une approche particulaire-lattice

Dans ce chapitre, une première partie expose les différentes méthodes permettant de représenter la fissuration dans les matériaux cimentaires. Une seconde partie concerne la modélisation des transferts hydriques, à travers la conservation de la masse. Et, une troisième partie présente l'implémentation des transferts hydriques dans le modèle particulaire-lattice, pour la représentation de la fissuration issue du retrait de dessiccation.

1.1 Modélisation de la fissuration des matériaux cimentaires

Le comportement quasi-fragile d'un matériau cimentaire est complexe. Sa réponse mécanique à l'échelle macroscopique dépend du volume élémentaire représentatif. La modélisation de la propagation de la non linéarité (fissuration) permet la représentation des essais expérimentaux et la réalisation de prédictions numériques.

Dans cette partie, un état de l'art est réalisé à propos des différents modèles représentant la dégradation mécanique du matériau. Les avantages et inconvénients des approches issues de la mécanique des milieux continus et de la mécanique des solides indéformables sont présentés.

Dans ces travaux, la comparaison des modèles mis en avant se réalise au regard des applications hydriques. En effet, l'intérêt porte sur le séchage et le retrait de dessiccation. Une présentation des discontinuités cinématiques est, dans un premier temps, réalisée à partir d'un champ de déplacement continu (section 1.1.1), puis, avec les approches discrètes (section 1.2).

1.1.1 Modèles issus de la mécanique des milieux continus

La représentation de la fissuration avec la mécanique des milieux continus s'effectue, soit avec des modèles de plasticité et/ou d'endommagement (section 1.1.1), soit par une représentation explicite de la fissuration (section 1.1.2) avec la mise en place d'une discontinuité cinématique.

Modèles de plasticité et d'endommagement

Afin de représenter la dégradation des matériaux quasi-fragiles et les fissures avec une modélisation continue, deux types de modèles ont été développés.

Le premier s'inspire de la théorie de la plasticité [Chen et Chen, 1975; Feenstra et De Borst, 1996]. La déformation totale se décompose en une déformation élastique et plastique, représentant respectivement le matériau sain et la fissuration. Comme le montre les travaux de Grassl *et al.* [2002], cette approche semble adaptée pour la

prédiction des essais de compression uni-axiaux ou multi-axiaux avec un seul jeu de paramètres, combinée avec le critère de [Menetrey et Willam \[1995\]](#) (cité par [Grassl et al. \[2002\]](#)), composé d'une loi d'érouissage et d'un critère de plasticité.

Par ailleurs, les modèles d'endommagement [[Kachanov, 1958](#); [Mazars et Pijaudier-Cabot, 1989](#)], représentent la dégradation du matériau (fissuration) à travers une variable d'endommagement. Par conséquent, une perte de raideur du matériau est liée à la réduction de la section efficace qui transmet les efforts mécaniques [[Lemaitre, 1984](#)]. Les modèles d'endommagement sont adaptés lorsque les essais soumettent le matériau à des efforts de traction [[Mazars, 1986](#)].

Afin de tirer parti des avantages de ces modèles des méthodes mixtes d'endommagement plastique ont été développées [[Lublinter et al., 1989](#); [Peerlings et al., 1996](#); [Alfarah et al., 2017](#)].

Par contre, cette approche conduit à une représentation diffuse de la fissuration, permettant de représenter l'état et le comportement global du matériau. L'un des principaux défauts de ces modèles concerne la dépendance au maillage. Plusieurs méthodes complémentaires sont proposées : les méthodes de régularisation énergétique [[Hillerborg et al., 1976](#)] consistent à ré-estimer l'énergie dissipée sur chaque élément du maillage, mais nécessite une expression analytique de cette grandeur physique. De plus, l'orientation du maillage influence le faciès d'endommagement. Pour pallier cette contrainte, les méthodes non-locales [[Pijaudier-Cabot et Bažant, 1987](#)] limitent le phénomène de localisation sur un élément du maillage, en délocalisant l'endommagement à l'aide d'une longueur interne, impactant la représentation du faciès de fissuration.

Par ailleurs, il existe des approches plus récentes comme la méthode de champs de phase ou « Phase field » [[Francfort et Marigo, 1998](#)]. Cette méthode consiste à attribuer des propriétés spécifiques à chaque phase du domaine. L'évolution de ces champs est également décrite par des approches thermodynamiques. Cette méthode permet de prédire le comportement d'un matériau cimentaire sous chargement complexe [FIGURE.3.1](#) pilotant la propagation de la fissure [[Wu et al., 2017](#)]. Par ailleurs, des améliorations sont apportées par la prise en compte des fissures cohésives [[Verhoosel et de Borst, 2013](#); [Nguyen et al., 2015, 2016](#)].

Théorie de la fissuration répartie

Le modèle de la fissuration répartie de [Rashid \[1968\]](#) propose de décomposer la déformation totale comme la somme de la déformation élastique du matériau et de l'ouverture de fissure. Des améliorations ont été apportées, par exemple avec la prise en compte de la rotation de la fissure, selon le champ de contraintes dans le matériau [[Jirásek et Zimmermann, 2001](#)].

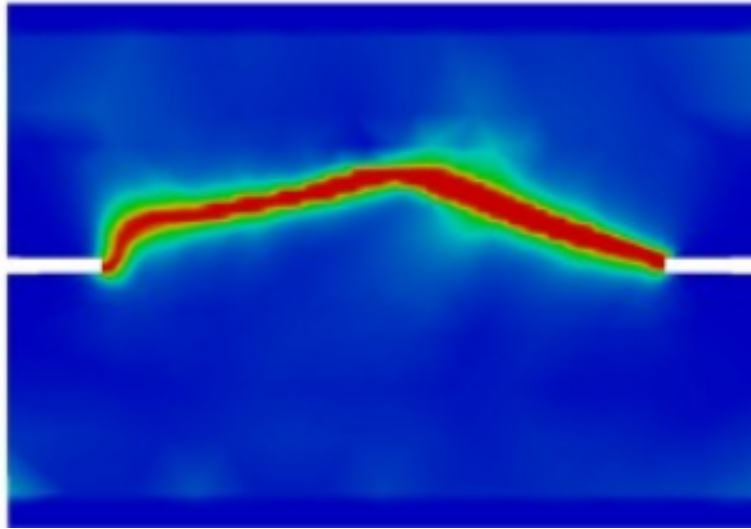


Figure 3.1 – Représentation de l'endommagement du matériau, sous chargement multi-axial, avec la méthode des champs de phase [Wu *et al.*, 2017].

Modèle de la fissure fictive

Le modèle de Hillerborg *et al.* [1976], propose de décrire l'initiation de la fissure et sa propagation avec la mécanique de la rupture, à travers une zone cohésive [Barenblatt, 1962]. Cette approche permet de reproduire numériquement l'adoucissement du matériau lors de la propagation de la fissure. Le critère de rupture se base sur une loi énergétique et la fissure s'initie lorsque le seuil de résistance en traction est atteint. La contrainte calculée dépend de l'ouverture de fissure et diminue jusqu'à la perte de transmission de la contrainte. Avant d'atteindre la contrainte nulle (une fissure), cette loi permet de considérer une ouverture de fissure qui pourrait représenter une zone de micro-fissures.

Dans ces travaux, la fissure doit suivre une propagation prédéterminée, sous une contrainte de traction. En effet, le critère énergétique indique seulement la limite de la zone élastique mais pas la direction de propagation.

Théorie de la bande de fissuration

Les travaux de Bažant et Oh [1983] permettent de représenter la discontinuité avec un saut de déplacement, correspondant à une déformation équivalente dans le maillage aux éléments finis, avec un critère de rupture énergétique (FIGURE.3.2). Une « déformation » complémentaire est associée à l'ouverture de fissure.

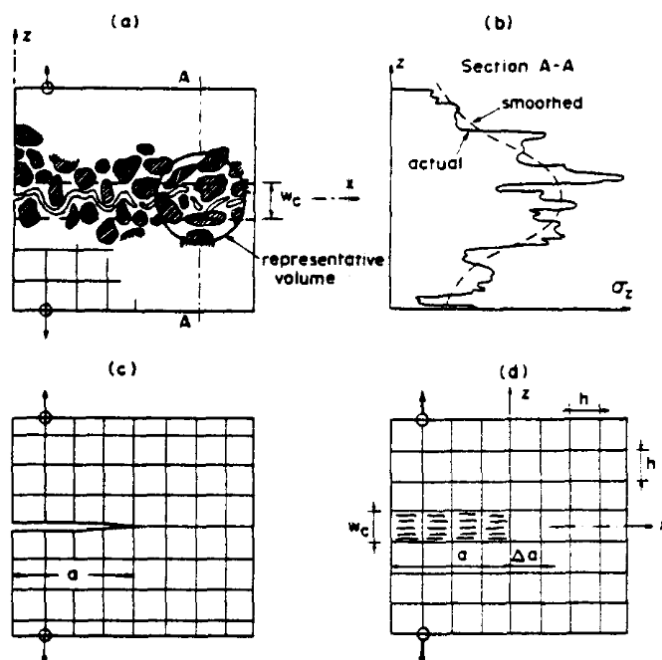


Figure 3.2 – Représentation continue et discontinue de la fissuration. (a) Faciès de fissuration, (b) Contrainte du matériau prédite par le modèle et lissée sur la section AA, (c) Fissuration avec interface, (d) bande de fissuration [Bažant et Oh, 1983].

Cependant, cette approche dépend fortement de la discrétisation spatiale régulière et de la taille de la maillage, influençant la bande de fissuration.

Ces approches permettent de représenter le comportement du matériau et donnent un aperçu de son faciès de fissuration à travers la variable d'endommagement. Les limites de ces approches concernent la représentation de l'ouverture de fissure qui est une information indispensable pour l'estimation des phénomènes de diffusion.

La représentation de la fissuration est nécessaire pour décrire le comportement du matériau. Dans ce qui suit, d'autres méthodes avancées ont été également développées, mais avec une représentation explicite de la discontinuité cinématique.

1.1.2 Modélisation de la discontinuité cinématique avec une approche continue

Cette partie expose les deux principales méthodes permettant la représentation de la fissuration avec une discontinuité cinématique, à partir d'un champ de déplacements continus.

Afin d'obtenir une représentation explicite de la fissuration, deux méthodes ont été développées pour représenter une discontinuité cinématique. Seules les méthodes « eXtended Finite Element Method » (X-FEM) [Moës *et al.*, 1999] et « Embedded

Finite Element Method » (E-FEM) [Ortiz *et al.*, 1987] sont présentées. Les travaux de la communauté indiquent que ces deux visions sont équivalentes [Oliver *et al.*, 2006].

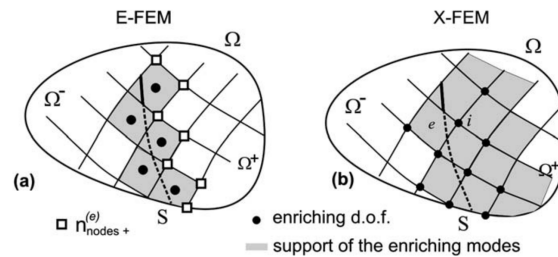


Figure 3.3 – Concept de la représentation de la discontinuité basée sur la mécanique des milieux continus [Oliver *et al.*, 2006]

La FIGURE.3.3 présente les deux types d’enrichissement permettant de représenter la discontinuité explicite des champs de déformation.

La E-FEM [Ortiz *et al.*, 1987] [Oliver, 1996] FIGURE.3.3 a également pour but de représenter une fissure à travers l’enrichissement local de ses éléments finis. Cinématiquement, les fonctions de formes utilisées peuvent être continues par morceau [Jirásek et Belytschko, 2002] et la représentation des frottements est plus simple à prendre en compte. L’avantage de la E-FEM provient également de la discrétisation spatiale et la non nécessité de remailler au niveau de la discontinuité cinématique. Cependant, l’enrichissement local peut conduire à une représentation discontinue de la fissuration, d’un élément à un autre et ne donne pas d’information sur les caractéristiques de la fissure [Brancherie, 2003].

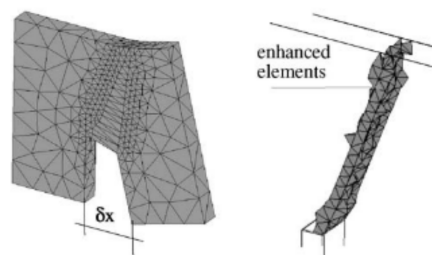


Figure 3.4 – Exemple d’essai « double-cantilever-beam ». Le champ de déformation est enrichi au niveau des éléments atteints par la fissuration [Oliver *et al.*, 2006]

Par ailleurs, la X-FEM FIGURE.3.3 se présente comme une méthode avancée dans la représentation de la discontinuité forte (la fissuration) ou faible (l’interface entre matériaux). Le remaillage total n’est pas nécessaire, mais la méthode de partition de l’unité permet d’enrichir la base des éléments finis, au niveau d’une singularité

[Melenk et Babuška, 1996]. Les degrés de liberté ajoutés proviennent de deux types d'enrichissement selon la position de la fissure par rapport aux éléments finis voisins. Le comportement asymptotique du champ de déplacement [Belytschko et Black, 1999] dans la zone fissurée et la méthode de Level-set (fonction Heaviside) détectent la position de l'élément par rapport à la surface de discontinuité [Sethian, 1999].

Le critère de propagation de fissure élastoplastique se base sur un champ de contrainte [Haboussa *et al.*, 2012]. Ce champ de contrainte considère une zone circulaire caractérisée par un rayon au niveau de la pointe de fissure. La direction de propagation se fait en mode mixte, selon la rotation de la fissure.

La discontinuité forte décrite par la méthode X-FEM permet notamment de prendre en compte l'influence de l'ouverture de fissure. Dans les travaux de Roth *et al.* [2020a], la X-FEM est couplée à une résolution hydrique au niveau de la fissuration. En effet, un maillage hydrique est associé au niveau de la fissure, pour estimer le flux et la pression hydrique exercée sur les bords de la discontinuité cinématique. Ce modèle est appliqué à un barrage pour simuler l'impact de la pression hydrique sur la paroi (FIGURE.3.5).

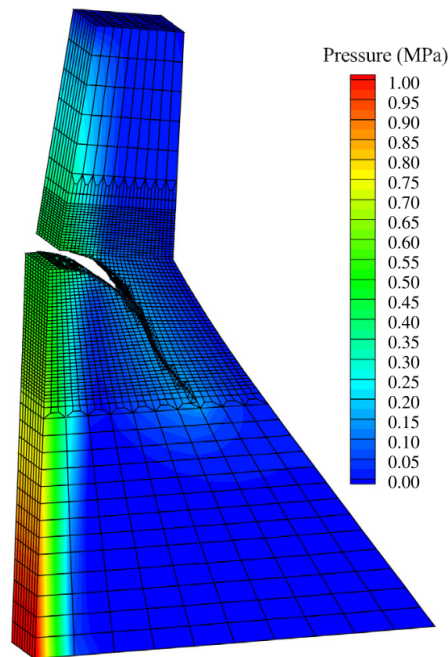


Figure 3.5 – Fracture hydrique couplée à la X-FEM [Roth *et al.*, 2020a]

Pour les applications aux matériaux cimentaires, un couplage modèle d'endommagement continu et X-FEM, validé par des essais expérimentaux [Roth *et al.*, 2015], permettent de bénéficier des avantages des deux approches [Wang et Waisman, 2016; Roth *et al.*, 2020b]. Le modèle continu permet d'estimer dans un premier temps la zone de fissuration ou « Fracture process zone », pour ajuster et prédire la

propagation de la fissure. Lorsque le seuil d'endommagement est atteint, l'énergie dissipée permet de transmettre les informations au modèle X-FEM, sans ajouter de paramètres complémentaires.

Dans ces travaux issus de la X-FEM, la fissure macroscopique s'initie soit sur les bords du spécimen, soit au niveau d'un défaut ou d'une entaille [Benedetti *et al.*, 2017]. Or, la microfissuration se forme également au sein du matériau cimentaire. Les travaux de Saloustros *et al.* [2017] proposent d'initier potentiellement de multiples fissures à partir de n'importe quel point du maillage. Cette méthode permet notamment de représenter à la fois les fissures de traction et de cisaillement.

La méthode X-FEM montre son efficacité pour la représentation de la fissure macroscopique. Cependant, les matériaux cimentaires présentent une micro-fissuration. Le séchage induit une fissuration surfacique et au cœur du matériau à cause du gradient hydrique, difficilement représentable de façon pertinente par le modèle continu. Par ailleurs, comme le montre les essais de compression de Oner et Akyuz [2007], les matériaux cimentaires se micro-fissent avant l'amorçage de la fissure macroscopique, ce que la X-FEM ne peut représenter simplement.

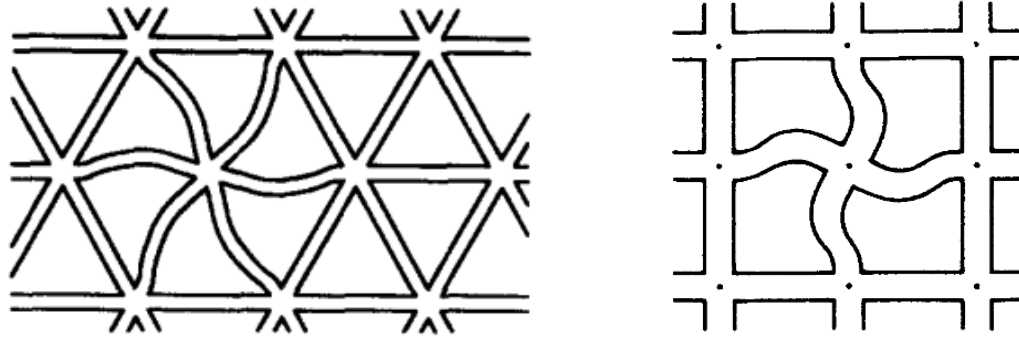
1.2 Représentation du matériau avec les modèles discrets

Les concepts lattices et particuliers permettent une représentation naturelle des discontinuités cinématiques du matériau. Dans cette partie, ces deux modèles sont présentés, puis complétés par les modèles particulaire-lattices.

1.2.1 Modèles lattices

Initiés par les travaux de Hrennikoff [1941], les modèles lattices permettent de résoudre des problèmes élastiques en représentant la discrétisation spatiale d'un matériau et sa cohésion par un ensemble de poutres 1D. Ces travaux repris par Schlangen et Van Mier [1992] indiquent que cette approche permet, certes de représenter explicitement la discontinuité cinématique de la fissure et reproduire les résultats expérimentaux, mais le faciès de fissuration dépend fortement de la disposition des lattices dans le modèle (FIGURE.3.9). Une discrétisation rectangulaire régulière [Herrmann *et al.*, 1989] induit un biais dans la représentation du faciès de fissuration qui tend à suivre une ligne du maillage. La structure régulière triangulaire montre une manière simplifiée de tenir compte de l'hétérogénéité du matériau [Schlangen et Garboczi, 1997]. Ceci est également observé par Jirásek et Bažant [1995] et Yip *et al.* [2005] qui favorisent la distribution d'un lattice triangulaire aléatoire isotrope.

Les poutres assurent la cohésion du spécimen en transmettant localement, les efforts normaux et les moments de flexion. Sous chargement à la rupture, les poutres sont supprimées dès l'atteinte du critère de rupture. Ce dernier correspond à la



(a) Lattice triangulaire Schlangen et Garboczi [1997]

(b) Lattice rectangulaire Herrmann *et al.* [1989]

Figure 3.6 – Discretisation spatiale régulière

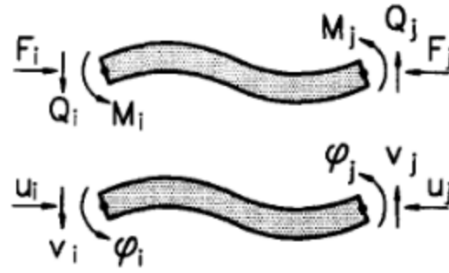


Figure 3.7 – Cinématique de la poutre élémentaire [Schlangen et Garboczi, 1997]

contrainte seuil composée de l'effort normal et du moment engendré sur la poutre 1D [Schlangen et Van Mier, 1992]. Les paramètres complémentaires permettent notamment de réguler le poids de chaque terme du critère [Ince *et al.*, 2003].

Dans le cadre des matériaux cimentaires, le caractère hétérogène des matériaux influe sur le comportement mécanique du spécimen à l'échelle macroscopique. Les travaux suggèrent notamment d'attribuer des lois de probabilité (loi normale, loi de Weibull) à chaque poutre [Schlangen et Garboczi, 1997; Kozicki et Tejchman, 2006]. Des scans de la microstructure dans les travaux de Lilliu et van Mier [2003] et Van Mier *et al.* [2002] permettent d'associer chaque poutre du modèle à une des deux phases du matériau détectées au tomographe à rayons X. Ces résultats montrent que la microfissuration est plus importante avec une loi de Gauss répartie sur l'ensemble du spécimen à cause des éléments les plus faibles, contrairement à une loi de Weibull, pour laquelle la rupture intervient de manière plus localisée. Ceci indique une corrélation entre la trajectoire de la fissuration et la force maximale. Par ailleurs, la loi de Weibull engendre un comportement post-pic adoucissant contrairement à la rupture fragile obtenue par une distribution normale.

Les applications du modèle concernent les phénomènes de transferts hydriques

[Luković *et al.*, 2016] ou de chlorure [Šavija *et al.*, 2013b] engendrant de la corrosion [Šavija *et al.*, 2013a].

Récemment, le modèle lattice de Delft « the Delft lattice fracture model » revisité pour la calibration et la validation [Chang *et al.*, 2020], a diversifié ses possibilités, en associant notamment l'imagerie et le modèle lattice. Des scans au microscope électronique à balayage [Luković *et al.*, 2014] analysent l'auréole de transition pâte de ciment/granulat caractérisée par une porosité plus importante. Un scan au tomographe à rayons X permet d'identifier plus de phases du matériau cimentaire mature à travers les différents niveaux de gris, après segmentation. L'identification du squelette solide, de la porosité capillaire ou des grains de ciment anhydres permettent d'associer des propriétés à chaque barre du modèle lattice. Puis des essais de compression FIGURE.3.8 à l'échelle de la microstructure sont réalisés [Zhang *et al.*, 2019a,b; Jiang *et al.*, 2020] ou avec des micro-spécimens par nanoindentation [Zhang *et al.*, 2017].

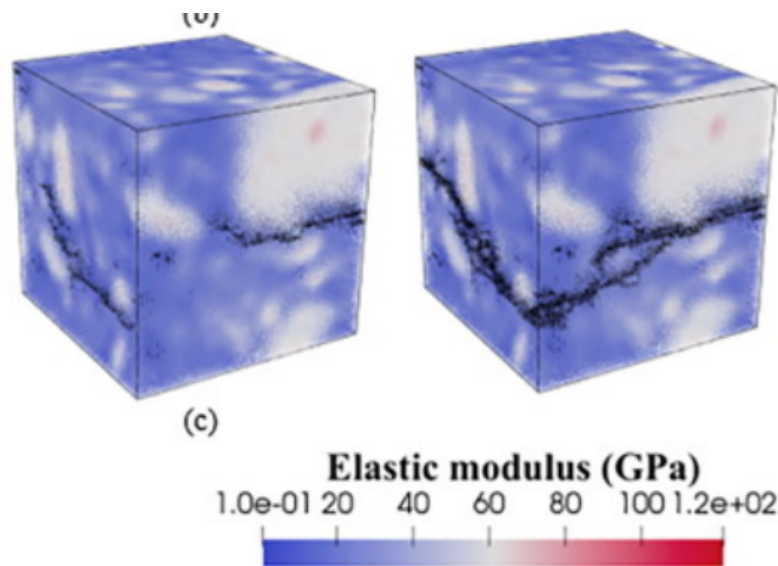
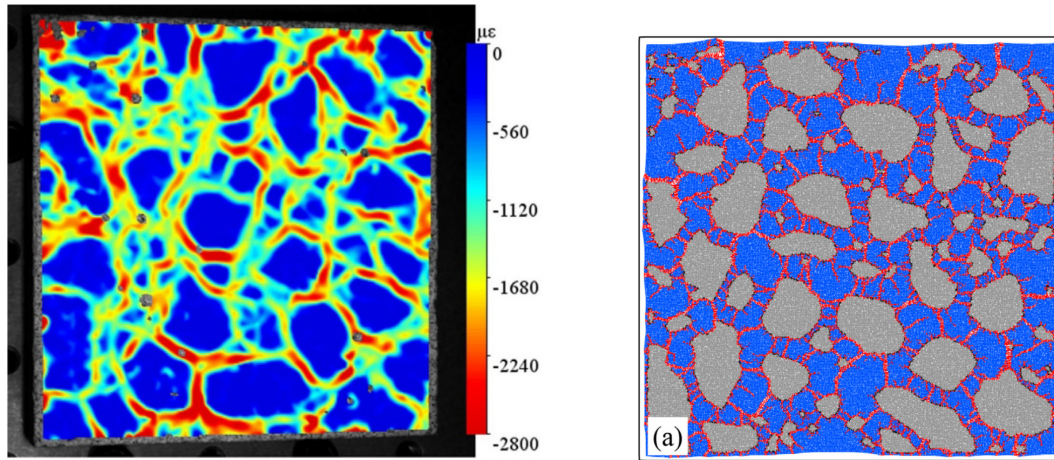


Figure 3.8 – Exemple d'un essai de traction. La figure de gauche montre l'état du matériau à la résistance maximale, la figure de droite le faciès de fissuration à la rupture. Les couleurs indiquent implicitement les différentes phases d'un matériau scanné et les lignes en noires la fissuration [Šavija *et al.*, 2020].

Un autre type de cas tests concerne l'observation du retrait de dessiccation par corrélation d'images [Gao *et al.*, 2020]. Dans ces travaux le fluage n'est pas pris en compte, aux différentes humidités appliquées, mais cet aspect est développé dans les travaux de Lyu [2020]. Par ailleurs, les conditions aux limites numériques (quelques nœuds bloqués dans les zones comme un granulat) ne correspondent pas à celles de la partie expérimentale. Le spécimen est posé sur une plaque, induisant un léger biais dans les mesures de corrélation, causé par le retrait partiellement gêné.



(a) Champ de déformation du retrait de dessiccation par corrélation d'images [Gao *et al.*, 2020]. (b) Représentation des fissures de retrait avec un modèle lattice [Gao *et al.*, 2020].

Figure 3.9 – Deux exemples de faciès de fissuration, l'un suivi par corrélation d'images et l'autre représenté avec un modèle lattice.

Ces modèles semblent adaptés à la représentation de la fissuration, permettant de créer simplement une discontinuité forte. Ils sont adaptés aux essais soumis à des contraintes de traction. Par contre, la représentation du cisaillement ou de la compression est plus limitée [Chang *et al.*, 2020].

1.2.2 Modèles particuliers

Les modèles discrets particuliers se basent sur la mécanique des solides indéformables. La discrétisation spatiale génère des particules indépendantes qui interagissent entre-elles. Elles permettent notamment la représentation explicite de la fissuration, de générer des fissures multiples (micro-fissurations, écaillage, ramification de fissures, le « bridge cracking » [Suchorzewski *et al.*, 2018]). L'article Cundall et Strack [1979] est considéré comme fondateur de la méthode discrète. Les domaines d'études concernent les milieux granulaires [Cleary, 2001; Koval *et al.*, 2009], les géomatériaux [D'Addetta *et al.*, 2004; Potyondy et Cundall, 2004b] ou les matériaux cimentaires [Hakuno et Meguro, 1993].

La discrétisation spatiale de ces éléments se réalise principalement à l'aide d'un assemblage d'éléments circulaires/sphériques ou bien de polygones/polyèdres rigides (FIGURE.3.10). Il existe également une discrétisation en blocs dans le cas de l'étude spécifique de la maçonnerie [Bui *et al.*, 2017].

Pour tenir compte de la cohésion et de l'interaction entre particules, des liens sont insérés entre les particules à l'aide de modèles rhéologiques, permettant de modéliser le comportement du matériau, sous une sollicitation mécanique [Meguro et



(a) Discrétisation polygonale [D'Ad-detta *et al.*, 2004] (b) Discrétisation circulaire [Tavarez et Plesha, 2007]

Figure 3.10 – Deux principales méthodes de discrétisation spatiale

[Hakuno, 1989]. Les granulats se représentent par les particules circulaires et le mortier constituant le squelette rigide est assimilé à des ressorts non linéaires. L'avantage de ces modèles concerne la prise en compte d'un comportement représenté par des déformations modélisées par une loi viscoélastiques, sur chaque phase du matériau, permettant la représentation des efforts de traction et de cisaillement.

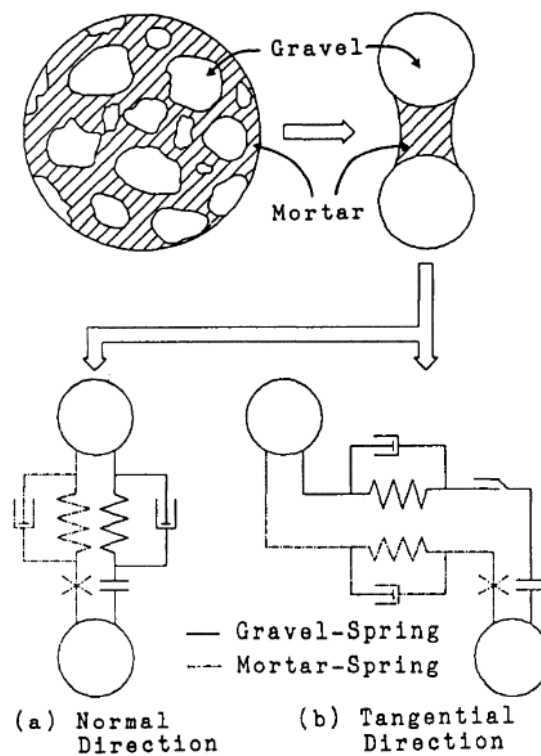


Figure 3.11 – Modélisation de deux phases du béton pour le calcul de structures [Meguro et Hakuno, 1989]

Les avantages de la discrétisation circulaire (FIGURE.3.10b) sont la gestion des

contacts entre les particules, ce qui numériquement pose moins de soucis de convergence, car les paramètres de chaque disque sont connus. A contrario, la génération des disques engendre des vides et implique une discrétisation très fine, coûteuse en temps. La forme circulaire de ces grains permet en l'occurrence d'éviter une résistance parasite qui crée une micro-fissuration dans un essai de compression. La forme polygonale permet la représentation d'un matériau homogène, sans espace vide, mais la gestion des contacts entre les particules n'est pas simple à mettre en œuvre.

Dans le cas d'une discrétisation circulaire ou sphérique, les lois d'interaction inter-particules sont assurées par des lois de contact ou des forces d'interaction normales ou tangentielles [Kozicki et Donze, 2008] pour des essais uni-axiaux [Suchorzewski *et al.*, 2018], cycliques [Sinaie *et al.*, 2018], la représentation du cisaillement [Morgan et Boettcher, 1999] ou la réalisation des essais dynamiques [Hentz *et al.*, 2004]. Cependant, la compaction des particules engendre une variabilité importante dans l'identification des propriétés mécaniques du matériau. Un critère énergétique en contraintes permet de réguler cette variabilité, également formulé par Tavares et Plesha [2007].

Dans le cadre de la durabilité des structures, des travaux ont également été menés pour l'étude du fluage tertiaire [Boumakis *et al.*, 2018] avec un contact viscoélastique linéaire. Les résultats montrent une bonne reproductibilité de la partie expérimentale, mais seulement deux spécimens ont été testés.

Les modèles particuliers permettent de représenter naturellement la discontinuité d'un matériau. La représentation circulaire facilite l'estimation de l'interaction inter-particulaire, mais demande une discrétisation fine pour représenter un faciès de fissuration.

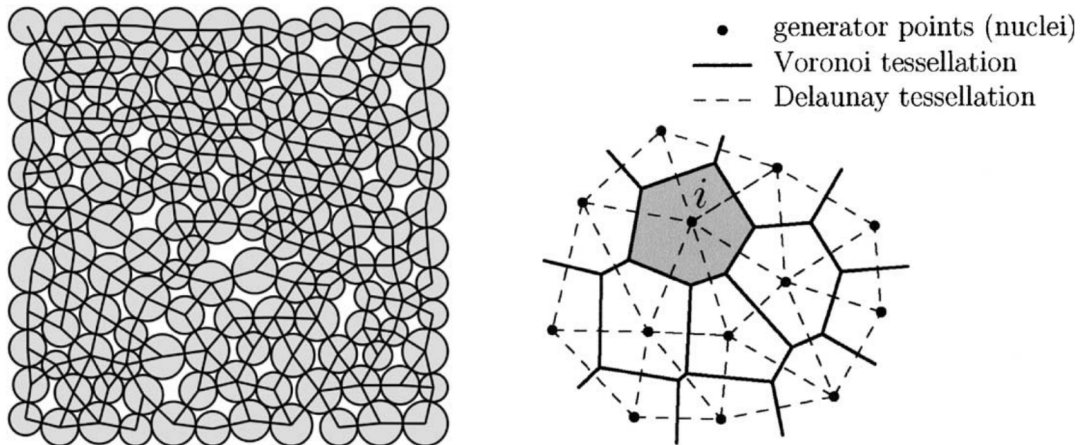
1.2.3 Modèles particulaire-lattices

Afin de bénéficier de l'interaction des particules et de la représentation de la discontinuité cinématique, le modèle particulaire-lattice est une des approches adaptées pour la représentation de la fissuration, issue des transferts hydriques.

Discrétisation spatiale

Ce type de modèle permet de combiner les avantages des modèles particuliers : l'interaction des particules, et des lattices : la cohésion du matériau. Les lattices permettent de résoudre efficacement un système, et les particules circulaires (FIGURE.3.12a) [Cusatis *et al.*, 2003] ou polygonales (FIGURE.3.12b) [Bolander Jr et Saito, 1998; D'Addetta *et al.*, 2004; Delaplace, 2008] qui se basent sur la dualité : tessellation de Voronoï [Aurenhammer, 1991] - triangulation de Delaunay [Delaunay *et al.*, 1934], assurent la discrétisation du matériau. .

Dans le cas de la représentation des matériaux cimentaires, la tessellation de Voronoï semble plus adaptée pour la représentation spatiale du matériau, comparée à



(a) Discretisation avec une approche disque aléatoire [Potyondy et Cundall, 2004a]. (b) Discretisation selon la dualité Delaunay-Voronoi [Bolander Jr et Saito, 1998].

Figure 3.12 – Deux approches dans la discrétisation spatiale du matériau

une discrétisation circulaire qui induit des vides géométriques. Cependant, l’avantage de cette dernière représentation concerne la gestion des contacts circulaires. Pour les raisons de représentation du matériau, les facilités de la génération et pour la gestion de la diffusion des phénomènes hydriques [Grassl *et al.*, 2014; Pan *et al.*, 2017], le modèle présenté dans la prochaine partie s’inspire du modèle de Bolander Jr et Saito [1998]. La gestion des contacts entre les particules est réalisée dans le modèle de D’Addetta *et al.* [2004]; Delaplace et Noyalet [2010] à travers l’estimation d’un effort de contact dépendant de la zone de recouvrement des particules.

Une autre approche similaire est également développée par Kawai [1978] dans le modèle RBSN « Rigid Body Spring Network ». Chaque frontière de Voronoi est associée à un seul ressort avec une loi de comportement non linéaire [Asahina *et al.*, 2018; Papachristos *et al.*, 2017] et non une poutre rigide. L’aléa du réseau est également primordial pour éviter d’orienter la fissuration.

Dans le modèle de Bolander Jr et Berton [2004], les lattices constituant la cohésion du matériau sont des poutres Euler-Bernoulli associées à un modèle d’endommagement [Mazars et Pijaudier-Cabot, 1989]. De plus, une régularisation permet d’assurer l’indépendance de la discrétisation [Hillerborg *et al.*, 1976].

Cette méthode permet en l’occurrence de représenter la rupture en cisaillement d’une poutre à l’échelle macroscopique, à travers les efforts uni-axiaux de l’ensemble des particules associées [Bolander Jr et Saito, 1998]. Cette méthode a également été reprise dans les travaux de Grassl *et al.* [2012] ou de Grégoire *et al.* [2015]; Lefort *et al.* [2020], avec une représentation explicite des inclusions circulaires et d’une zone de transition à l’interface [Sasano et Maruyama, 2021].

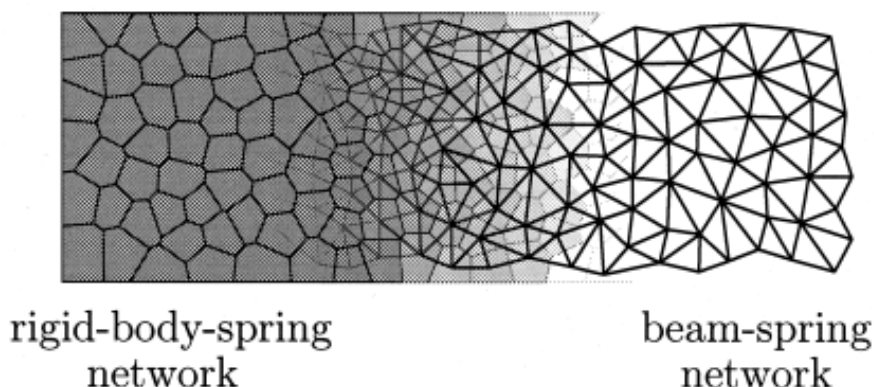


Figure 3.13 – Dualité Delaunay-Voronoi [Bolander Jr et Saito, 1998].

Discrétisation lattice hydrique

Décrite dans les précédentes parties, la modélisation de la fissuration issue des transferts hydriques peut se réaliser par la méthode continue, complétée par une représentation discrète de la discontinuité cinématique [Roels *et al.*, 2006; Oliver-Leblond, 2013] ou par des modèles cohésifs [Yao *et al.*, 2015]. Les modèles discrets ou lattices sont une autre alternative pour la représentation de la fissuration, et en particulier le retrait de dessiccation à travers le transfert de masse. Les domaines d'application sont la mécanique des sols à travers l'étude de la fracture hydraulique des géomatériaux [Grassl et Davies, 2011; Hattori *et al.*, 2017; Lecampion *et al.*, 2018] ou des matériaux cimentaires [Bolander Jr et Saito, 1998; Luković *et al.*, 2016; Pan *et al.*, 2017]. Le réseau de poutres [Nikolić, 2015; Nikolić *et al.*, 2018], endommageables [Bolander Jr et Saito, 1998], fragiles [Vassaux *et al.*, 2015] ou des ressorts non linéaires [Asahina *et al.*, 2018] sont basés sur une triangulation de Delaunay. La résolution mécanique s'effectue sur ce réseau de poutres 1D. Pour modéliser la diffusion d'un fluide au sein du matériau, les déformations hydriques s'effectuent entre les particules de Voronoï, en suivant la trajectoire de la fissure. Par conséquent, l'ensemble des frontières de chaque polygone de Voronoï constituent également un réseau de lattice (FIGURE.3.14). La dualité Delaunay-Voronoi permet d'effectuer un lien entre le lattice hydrique et lattice mécanique. Dans les travaux de Grassl et Bolander [2016] un lattice hydrique en complément d'un lattice mécanique endommageable, assurant la cohésion du matériau, sont considérés. Pour valider le modèle, plusieurs tailles de discrétisation illustrent l'indépendance à la taille de l'élément. Les résultats montrent que les propriétés mécaniques ne sont pas significativement affectées contrairement au faciès de fissuration.

Les travaux de Lefort *et al.* [2020] consistent à représenter la propagation de la fissure dans un géo-matériau comportant des joints naturels (une discontinuité), sous l'effet de l'injection de fluide. L'effet du joint est analysé avec une loi de comportement élasto-plastique et élasto-plastique endommageable (FIGURE.3.15).

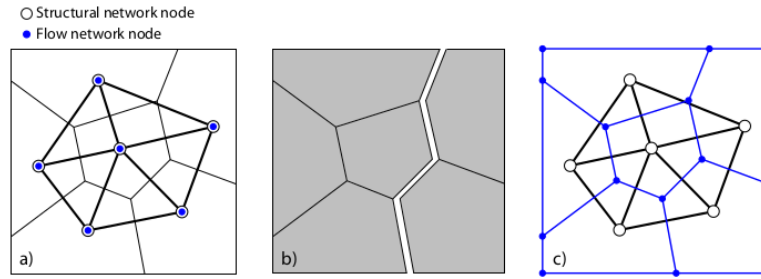
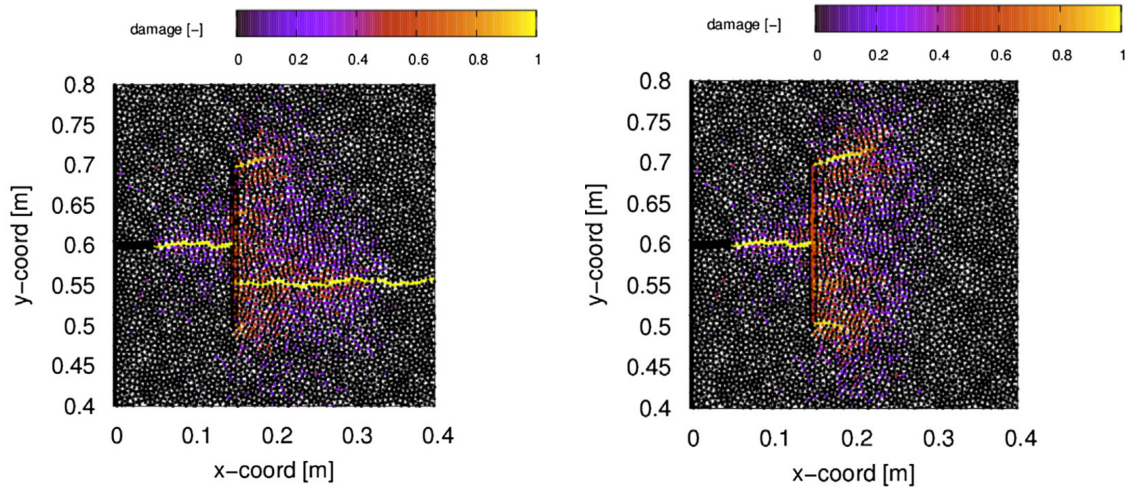


Figure 3.14 – Dualité Delaunay-Voronoi [Grassl et Bolander, 2016]



(a) Faciès d'endommagement avec une loi de comportement élasto-plastique dans le joint.

(b) Faciès d'endommagement avec une loi de comportement élasto-plastique endommageable dans le joint.

Figure 3.15 – Faciès d'endommagement selon la loi de comportement du joint [Lefort *et al.*, 2020].

Un couplage hydromécanique est nécessaire dans ce cas de figure. Le fluide injecté exerce une pression sur les parois de la fissure, selon le débit considéré.

Couplage hydromécanique

La modélisation du couplage hydromécanique permet d'étudier l'impact des transferts hydriques sur l'état mécanique du matériau. À l'échelle macroscopique, les matériaux à base cimentaire sont homogènes et le retrait de dessiccation est considéré isotrope. Cette hypothèse forte permet de lier la déformation de retrait de dessiccation ε_{ij} avec la différence du degré de saturation en eau liquide ΔS_{ij} à travers une relation linéaire et un coefficient de déformation hydrique α . Dans le cas des éléments particuliers lattices, la déformation ε_{ij} d'une poutre s'écrit comme (1.1).

$$\varepsilon_{ij} = \alpha * \Delta S_{ij} \quad (1.1)$$

Ces modèles sont souvent inspirés de la mécanique des sols [Terzaghi *et al.*, 1967] qui met en place la notion de contrainte effective et le phénomène de consolidation. Les hypothèses de ce modèle, rappelées par Tavenas *et al.* [1979] supposent un écoulement unidimensionnel selon la loi de Darcy, des phases incompressibles avec un sol homogène et des propriétés hydriques constantes. Ce modèle est généralisé dans les trois dimensions de l'espace [Coussy, 2004; Biot, 1941] avec une approche thermodynamique de la poroélasticité.

$$\hat{\sigma} = \sigma_{ij} - b p_{liq} \quad (1.2)$$

La contrainte effective $\hat{\sigma}$, correspond à un phénomène de transfert de la pression du fluide p_{liq} sur le squelette solide. Le coefficient de Biot b se définit avec le module de compressibilité du matériau poreux et solide K_s . Cette approche est généralisée dans les travaux de Bary [2011].

$$b = 1 - \frac{K}{K_s} \quad (1.3)$$

Dans les travaux de Gawin *et al.* [2004], un modèle thermo-hydro-chemo-mécanique est mis en place, à travers l'hypothèse de superposition des déformations physiques. Le modèle s'inspire de la poromécanique, des modèles linéaires ou bi-linéaires pour les phénomènes de transferts et le modèle de Mazars pour la mécanique. La généralisation conduit à une formulation thermodynamique de la déformation de retrait. Dans cet article, la prise en compte du fluage peut être remise en cause, car elle intervient seulement dans la partie transitoire thermique. Dans le modèle discret proposé dans ces travaux, la distribution du réseau de pores ou plus généralement l'hétérogénéité du matériau est représentée par la distribution aléatoire générée pour chaque poutre fragile. Le couplage faible hydro-mécanique se fait à l'aide de la relation linéaire (1.1).

Les travaux de Fascetti et Oskay [2019] concernent les transferts hydriques dans les sols ou dans les structures massives. Il s'agit d'analyser les flux d'eau engendrés par l'érosion des sols. Il existe plusieurs approches pour modéliser ce phénomène : les modèles poreux dont le pilotage du flux hydrique s'effectue par un contrôle de la perméabilité et les modèles discrets. Ce dernier utilise des éléments 1D, et permet de localiser des fissures, contrairement à une approche continue, avec des équations de diffusion, adaptées aux sols. Le critère de rupture est basé directement sur la valeur du gradient. Selon ces travaux, la prise en compte du gradient hydrique seulement en mode I surestime la prise en compte local du gradient. Le calcul de ce gradient utilise la dualité de la discrétisation de Delaunay-Voronoi.

Par ailleurs, les travaux Pan *et al.* [2017] présentent le modèle particulaire lattice de Bolander Jr et Saito [1998] appliqué à une structure réelle. L'équation classique

de diffusion est utilisée avec des mouvements de convection. Concernant le maillage de Delaunay, celui-ci est composé de poutres endommageables. Le critère de rupture fait intervenir la contrainte et la résistance en traction. Ensuite, le fluage est pris en compte selon la théorie de solidification de [Bazant et Prasannan \[1989\]](#) avec un couplage linéaire. Un cas d'application sur une structure réelle est réalisé avec des données expérimentales de température et d'humidité relative. Grâce à cette représentation explicite de la fissuration, il est possible de tenir compte de l'influence du transport hydrique.

Par ailleurs, les travaux de [Pan *et al.* \[2017\]](#) proposent également de tenir compte des effets du jeune âge à travers le degré d'hydratation et la formulation du matériau telles que la fumée de silice, influençant ainsi les propriétés de transfert, lors du séchage.

Dans les travaux de [Chatzigeorgiou *et al.* \[2005\]](#) analysent l'influence de la microfissuration sur la perméabilité du matériau. L'étude montre également l'indépendance de la discrétisation de sur les résultats numériques.

Dans le cadre de la fracturation hydraulique, la pression de l'eau influence la fissuration. Un couplage hydromécanique fort est nécessaire. Cependant, dans le cadre du séchage aucune pression extérieure ne s'exerce sur le matériau. Comme le montre [Bisschop et van Mier \[2008\]](#), le séchage est influencé par la microfissuration.

Concernant la modélisation hydrique, le modèle de [Van Genuchten \[1980\]](#) permet de tenir compte de la désorption reflétant la taille des pores dans le matériau, influençant le gradient hydrique et la fissuration. Le modèle de Darcy permet de représenter les transferts hydriques. Il est complété par le modèle de Poiseuille, en considérant un fluide incompressible [[Akhavan *et al.*, 2012](#)] et un écoulement entre deux plaques parallèles. Par conséquent, le débit de fluide est proportionnel à l'ouverture de fissure au cube, selon l'écoulement de Poiseuille.

D'un point de vue macroscopique, l'ouverture de fissure semble parallèle. Mais la tortuosité et la rugosité du matériau rendent la mesure expérimentale difficile. Cette caractéristique est difficile à quantifier dans un matériau. Au niveau de la modélisation, la plus simple consiste à piloter l'impact de l'ouverture de fissure sur la perméabilité en la multipliant avec un coefficient scalaire lié à la rugosité ou à la tortuosité de la discontinuité. Cette valeur scalaire est expérimentalement difficile à estimer, car elle comprend à la fois l'erreur numérique, mais également expérimentale [[Picandet *et al.*, 2009](#)].

Par ailleurs, les travaux de [Stroeven \[2000\]](#) proposent un modèle analytique pour tenir compte de cette tortuosité. Le plan de fracture est modélisé par des sphères, soient coupées et creuses au niveau de la surface, soient pleines intersectant le plan de la surface de manière aléatoire. L'avantage de ce modèle est la facilité à calculer les caractéristiques spatiales du plan de fracture. Cependant, l'ITZ présentant des

propriétés hydriques différentes du reste du matériau, n'est pas prise en compte dans cette approche.

Une troisième approche décrit la fissuration comme une figure fractale. Une dimension fractale est corrélée à la rugosité du plan de fissuration en fonction de la taille des granulats [Issa *et al.*, 1993, 2003].

Une autre manière de prendre en compte un couplage hydromécanique fort consiste à utiliser l'approche poro-mécanique et la X-FEM [Roth *et al.*, 2020a]. En superposant un maillage hydrique et mécanique, deux sous problèmes sont résolus. Puis, une pression hydrique est appliquée au niveau de la discontinuité, selon le type d'écoulement. D'autres travaux utilisent également de la X-FEM [Alalade *et al.*, 2018] pour analyser la fissuration hydrique dans les barrages. Cependant, la fissuration présentée avec ces approches se localise uniquement dans une seule zone.

Dans ces travaux, le couplage hydromécanique intervient lors de la représentation de la fissuration du retrait de dessiccation. Selon Bisschop et van Mier [2008], le séchage du béton ou du mortier est peu impacté par la présence des micro-fissures du retrait de dessiccation. Par conséquent, un couplage faible est réalisé dans ces travaux.

1.2.4 Conclusion

À travers cet état de l'art (FIGURE.3.16), différents modèles permettant de prédire la dégradation des matériaux cimentaires ont été présentés. Les modèles d'endommagement permettent de reproduire le comportement global de la structure à travers une représentation qualitative de la fissuration. Des méthodes représentant la discontinuité forte telle que la X-FEM (discontinuité cinématique) ou la E-FEM (déformations) ont été développées. L'efficacité de ces approches permet de caractériser la fissure et de réaliser un couplage hydromécanique. Cependant, elles ne peuvent représenter la micro-fissuration présente dans les matériaux cimentaires.

Par conséquent, dans le cadre de la représentation explicite de la fissuration, des modèles lattices ont été développés. La résolution d'un réseau de poutres 1D permet une résolution efficace du problème pour des essais soumis à un état de traction.

Par ailleurs, les modèles discrets particuliers constituent un ensemble d'éléments interagissant par des lois de contacts ou des modèles rhéologiques. Les particules circulaires permettent respectivement de faciliter la gestion du contact, mais en générant des vides non représentatifs d'un matériau cimentaire, contrairement à celles qui sont polygonales.

Le modèle présenté dans la suite du manuscrit exploite les avantages des approches lattices et particulières. Elles se définissent par un lattice de cohésion et une interaction entre les particules. Pour tenir compte des transferts hydriques, un

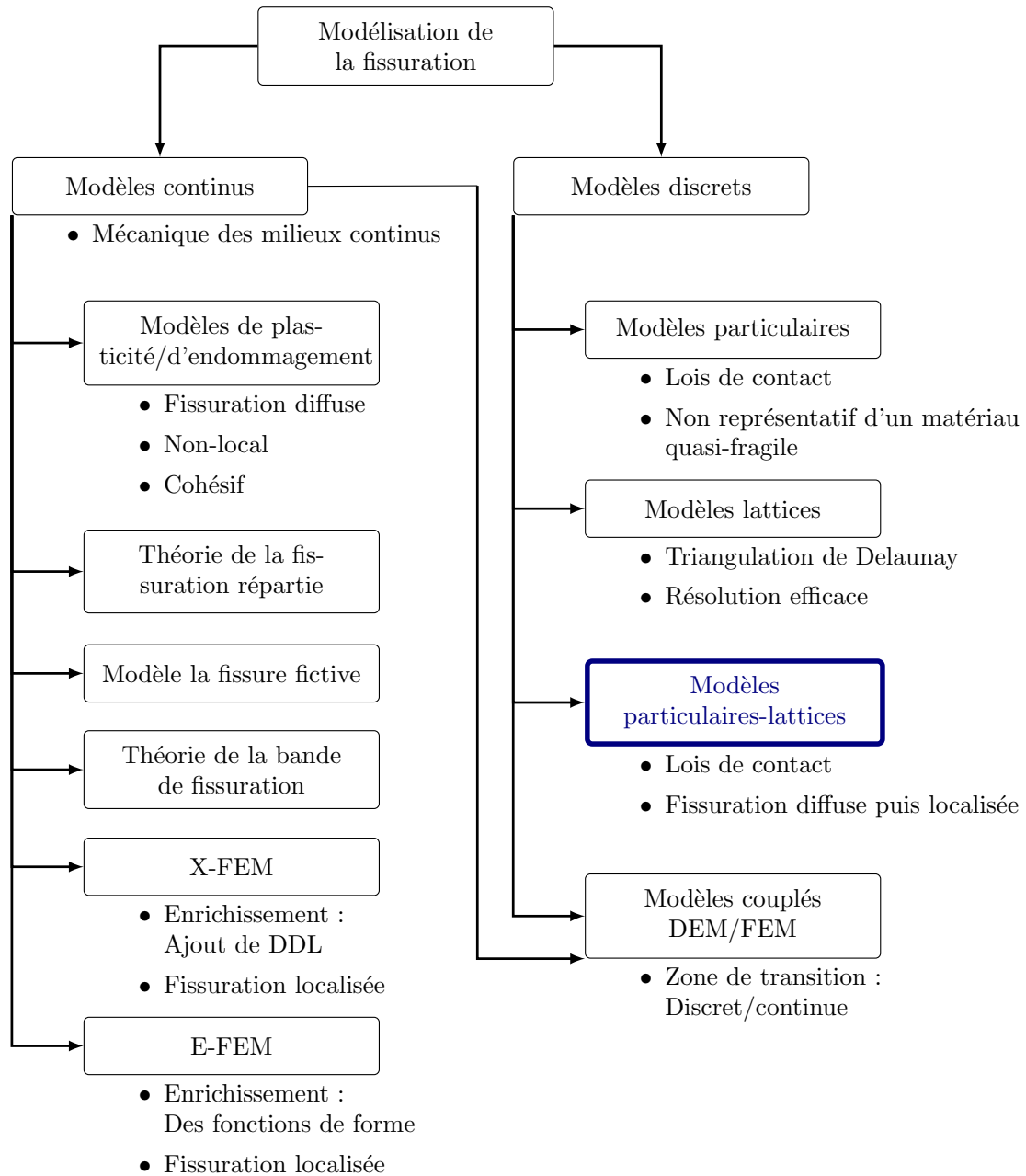


Figure 3.16 – Différentes approches dans le cadre de la représentation d’une discontinuité

second lattice est considéré, défini par les frontières des particules de Voronoï. La dualité de ces deux lattices respecte celle de Delaunay et de Voronoï.

2 Modélisation des transferts hydriques

Le modèle considéré dans ces travaux permet de représenter le milieu poreux, considéré comme un matériau multi-phases avec une hypothèse de superposition entre une phase liquide, gazeuse et solide. La phase liquide représente les éléments de la solution interstitielle, majoritairement constituée d'eau. Sa masse volumique est indépendante de la pression. Considérée comme un gaz parfait, la phase gazeuse se constitue d'un air sec et de la vapeur d'eau supposée être à pression atmosphérique. L'eau contenue dans le matériau se différencie par trois formes [Jensen et Hansen, 2001]. L'eau chimiquement liée correspond aux molécules ayant réagi avec le ciment anhydre. Son évaporation a lieu dès 105°C pour les C-S-H. L'eau est adsorbée sur les phases solides par des forces de Van der Waals. Et l'eau libre correspond à l'eau ni liée chimiquement ni adsorbée. Elle se trouve par exemple dans les macropores.

Dans le cadre de ces travaux, le modèle permet de simuler l'historique hydrique du matériau. En particulier, le séchage se modélise à travers une équation différentielle aux dérivées partielles paraboliques. Elle se base notamment sur l'hypothèse de conservation de la masse, l'écoulement Darcéen et de Fick respectivement pour l'eau liquide et la vapeur d'eau. Le modèle s'inspire également des travaux de Mainguy *et al.* [2001] avec un écoulement darcéen.

Le modèle utilisé tient compte des propriétés spécifiques aux matériaux cimentaires, et s'inspire de la mécanique des sols. La non-linéarité provient notamment du terme de diffusion et de perméation dans le terme de divergence de l'équation hydrique à l'échelle macroscopique. Cette approche tient compte de plusieurs modèles phénoménologiques pour une température homogène à 20°C . Ces phénomènes fortement non linéaires et potentiellement hystérétiques sont interdépendants. Cependant, le modèle macroscopique ne tient compte que de la désorption et les grandeurs physiques comme la porosité ou la perméabilité sont des valeurs scalaires, considérées homogènes dans le matériau et indépendantes.

L'eau liquide se vide dans un premier temps dans les pores ayant le plus grand diamètre. Dans le cas d'un matériau très poreux, comme dans les anciennes formulations, une forte perte de masse est observée à très haute humidité. Cela est due à une perméabilité importante et à une porosité plus élevée qu'un béton ordinaire, le séchage est quasiment due aux mouvements d'eau liquide. A contrario, dans le cas d'un béton à hautes performances, la quantité d'eau étant plus faible, la porosité est beaucoup plus fine. La perméabilité est plus faible. Dans ce cas là, c'est la diffusion gazeuse qui prend le dessus car une perte de masse significative a lieu au niveau à des humidités inférieures à 20%.

Différentes approches permettent de tracer les courbes d'isothermes. Dans l'article de Carlier et Burlion [2011], ces derniers identifient leurs résultats expérimentaux, en séparant la porosité en deux types de famille selon les distributions associées. Ils améliorent ainsi le modèle de Van Genuchten [1980], en se basant sur les

travaux de [Durner \[1994\]](#) présentant un modèle de mécanique des sols car aux fortes humidités, la différence est significative entre les résultats expérimentaux et la simulation numérique. Cependant, en ajoutant des paramètres, le modèle se complexifie, sachant que la variabilité liée au matériau n'est pas représentée. Par ailleurs, cette division de types de porosité permet de tenir compte de la diffusion de la vapeur d'eau à de basse humidité.

Dans ces travaux, le matériau cimentaire est considéré comme homogène. Les modèles de poromécaniques [[Coussy, 2004](#)] tiennent compte de l'état insaturé du matériau. Le modèle permet de prendre en compte la diffusion de la vapeur d'eau et l'air sec à travers le mélange gazeux. Pour améliorer ces approches, le fluage ou la fissuration doivent également être pris en compte.

2.1 Conservation de la masse

Le modèle présenté s'inspire de [Thiery et al. \[2007\]](#) et [Mainguy et al. \[2001\]](#). Les hypothèses de départ considèrent l'eau sous deux formes possibles. La phase liquide est incompressible, ainsi la masse volumique ρ_l est constante. La phase gazeuse se décompose en air sec et en vapeur d'eau et la température est considéré isotherme à $20^\circ C$.

Pour un volume élémentaire $d\Omega$ (2.1) :

$$\begin{cases} \frac{\partial m_w}{\partial t} = -\nabla \cdot (J_w^m) - \mu_{l-g}^w \\ \frac{\partial m_v}{\partial t} = -\nabla \cdot (J_v^m) + \mu_{l-g}^w \\ \frac{\partial m_a}{\partial t} = -\nabla \cdot (J_a^m) \end{cases} \quad (2.1)$$

Avec μ_{l-g}^w [$kg.s^{-1}$] est le flux massique d'eau liquide vaporisée, m [$kg.m^{-3}$] la masse totale de fluide par unité de volume de l'échantillon et J^m [$kg.s^{-1}.m^{-2}$] le flux massique. Les indices w , v et a désignent respectivement l'eau liquide, la vapeur d'eau et l'air sec.

L'équation des transferts hydriques se définit selon (2.2) :

$$\frac{\partial m}{\partial t} + \nabla \cdot (J^m) = 0 \quad (2.2)$$

Dans les travaux présentés, la diffusion de l'air sec et la perméation du gaz sont négligés (2.3). La grandeur d'intérêt est le degré de saturation en eau liquide, noté S_l et appelé « saturation » dans la suite. Elle représente le rapport entre le volume d'eau liquide et le volume de vide, avec ρ_i la masse volumique associée à chaque phase du matériau et ϕ la porosité du matériau.

$$m = \rho_l \phi S_l + \rho_g \phi (1 - S_l) \quad (2.3)$$

De même pour le flux massique, (2.4)

$$J^m = J_w^m + J_v^m \quad (2.4)$$

Cette superposition des états permet de définir un transport liquide-gaz, avec les lois d'écoulement. Concernant le liquide, la loi de Darcy (2.5) permet de modéliser la perméation liquide (gradient de pression) tandis que la loi de Fick permet de représenter les échanges gazeux, en l'occurrence la vapeur d'eau (gradient de concentration).

La perméabilité de l'eau liquide $K_l [m^2]$ dépend de la saturation avec le flux volumique du fluide $v_l [kg.s^{-1}]$, la pression de l'eau liquide $P_l [Pa]$, et la viscosité $\mu_l [kg.m^{-1}.s^{-3}]$.

$$v_l = -\frac{K_l(S)}{\mu_l} \nabla \mathbf{P}_1 \quad (2.5)$$

La diffusion d'un gaz peut être modélisée par la loi de Fick, avec le flux massique $J_v^m [kg.s^{-1}]$, la diffusion du gaz $D(S) [m^2.s^{-1}]$, et la concentration de vapeur dans le milieu $C_v [mol.L^{-1}]$.

$$J_v^m = -D(S) \nabla \mathbf{C}_v \quad (2.6)$$

En supposant l'équation d'état des gaz parfaits, la vapeur d'eau ne subit aucune interaction électrostatique. La loi de Fick 2.6 s'exprime

$$J_v^m = -\frac{D(S) M_{H_2O}}{RT} \nabla \mathbf{P}_v \quad (2.7)$$

Avec la masse molaire de l'eau $M_{H_2O} [kg.mol^{-1}]$, la constante des gaz parfaits, $R = 8.314 [J.K^{-1}.mol^{-1}]$, une température $T = 20^\circ C$ et la pression de la vapeur d'eau $P_v [Pa]$.

En regroupant les expressions (2.2), (2.3) (2.4) (2.5) (2.7), l'expression de la migration de l'eau devient :

$$\sum_i \frac{\partial m_i}{\partial t} + \nabla \cdot \left(\rho_l \frac{K_l(S)}{\mu_l} \nabla \mathbf{P}_1 + \frac{D(S) M_{H_2O}}{RT} \nabla \mathbf{P}_v \right) = 0 \quad , i \in (liq, vap) \quad (2.8)$$

L'humidité relative HR (2.9) se définit comme le rapport entre la pression de vapeur et sa valeur à la saturation

$$HR = \frac{P_v}{P_{v_{sat}}} \quad (2.9)$$

Puis, la loi de Kelvin-Laplace (2.10) fait le lien entre la pression capillaire et l'humidité relative en supposant que les gaz se comportent comme des gaz parfaits, que la température est constante et qu'un équilibre est établi entre la phase liquide et gazeuse de l'eau.

$$P_c = P_l - P_{atm} = \frac{\rho_l RT}{M_v} \ln(HR) \quad (2.10)$$

La pression de vapeur s'exprime avec l'expression (2.11)

$$P_v = P_{v_{sat}} e^{\frac{-P_c M_v}{\rho_l RT}} \quad (2.11)$$

Et en injectant (2.10) et (2.11) dans l'équation (2.8), l'expression devient :

$$\sum_i \frac{\partial m_i}{\partial t} + \nabla \cdot \left[\left(\rho_l \frac{K_l(\mathbf{S}_l)}{\mu_l} + \frac{D(S)}{\rho_l} \left(\frac{M_{H_2O}}{RT} \right)^2 P_{v_{sat}} e^{\frac{-P_c M_v}{\rho_l RT}} \right) \nabla \mathbf{P}_c \right] = 0, i \in (liq, vap) \quad (2.12)$$

Finalement, l'expression de la diffusion hydrique est donnée par (2.13)

$$\phi_l \rho_l V_l \left(1 - \frac{\rho_v V_v}{\rho_l V_l} \right) \frac{\partial \mathbf{S}_l}{\partial t} - \nabla \cdot \left[\left(\rho_l \frac{K_l(\mathbf{S}_l)}{\mu_l} + \frac{D(\mathbf{S}_l)}{\rho_l} \left(\frac{M_v}{RT} \right)^2 P_{v_{sat}} e^{\frac{-P_c M_v}{\rho_l RT}} \right) \frac{\partial \mathbf{P}_c}{\partial \mathbf{S}_l} \nabla \mathbf{S}_l \right] = 0 \quad (2.13)$$

2.2 Perméabilité relative

Afin de tenir compte des pores partiellement saturés, la perméabilité relative k_{rl} est une grandeur normalisée par une perméabilité à un état de saturation $K_l(S_l)$ et par la perméabilité intrinsèque à l'état saturé K_{int} (2.14). Cette grandeur représente la capacité d'étanchéité du matériau. Elle dépend notamment de la connectivité et de la tortuosité des fissures présentes dans le spécimen. La perméabilité intrinsèque est difficile à mesurer expérimentalement car la pression exercée par le système, par exemple CEMBUREAU, peut induire de la micro-fissuration et modifier les propriétés de transfert.

$$k_{rl}(S_l) = \frac{K_l(S_l)}{K_{int}} \quad (2.14)$$

Les conditions environnementales de température ou d'humidité relative influencent également cette mesure de perméabilité intrinsèque. Les travaux de Gawin *et al.* [1999] proposent une approche phénoménologique pour analyser l'influence de la température en fonction de la perméabilité K_{int} à 20°C, la pression du gaz p_g et la pression atmosphérique P_0 . Puis, Gawin *et al.* [2002] propose d'ajouter un terme dépendant de l'endommagement mécanique D du matériau.

Une formule expérimentale de la perméabilité relative développée par [Mualem \[1976\]](#) et améliorée par [Van Genuchten \[1980\]](#) identifie la mesure de la perméabilité relative, à partir de la cinétique de la perte en masse. Initialement, ce modèle fut développé pour la mécanique des sols, il dépend de deux paramètres de forme et de la saturation S_l , permettant de représenter l'isotherme de désorption.

$$k_{rl}(S_l) = S_l^{n_k} [1 - (1 - S_l^b)^{\frac{1}{b}}]^2 \quad (2.15)$$

2.3 Diffusion de la vapeur d'eau

Par analogie, la diffusion relative d_{rl} est représentée par le rapport entre la diffusion à un état de saturation donné $D(S_l)$ et la diffusion intrinsèque D_l (2.16).

$$d_{rl}(S_l) = \frac{D(S_l)}{D_l} \quad (2.16)$$

Le terme D_l peut être estimé par les travaux de [\[De Vries et Kruger, 1966\]](#) (cité par [Soleilhet \[2018\]](#)), avec T la température et $T_0 = 273K$ à la pression atmosphérique

$$D_l = 0,217 \cdot 10^{-4} \left(\frac{T}{T_0} \right)^{1.88} \quad (2.17)$$

Les travaux de [Millington et Quirk \[1961\]](#) proposent une relation non linéaire entre la diffusion relative et la saturation (2.18), avec deux paramètres amq , bmq et la porosité ϕ .

$$d_{rl}(S_l, \phi) = \phi^{amq} (1 - S_l)^{bmq} \quad (2.18)$$

2.4 Expression non linéaire de la diffusivité équivalente

Finalement, à partir de toutes ces hypothèses et l'imbrication de différents modèles, la résolution de l'équation parabolique aux dérivées partielles résolue en saturation à l'eau liquide S_l revient à résoudre un système thermique non linéaire et instationnaire (2.19).

$$C_{eq}^p \frac{\partial S_l}{\partial t} - \nabla \cdot (D_{eq}(S_l) \nabla S_l) = 0 \quad (2.19)$$

La non linéarité provient de l'expression de $D_{eq}(S_l)$ (2.21). Elle représente la diffusion de la phase liquide et gazeuse. La masse de l'air étant négligée, les pores semi-saturés sont pris en compte dans la perméabilité relative k_{rl} et dans la diffusivité relative d_{rl} . Ce facteur porosité ϕ permet de moduler l'apport de la partie liquide et implicitement l'apport de la vapeur à partir de l'expression (2.18). Dans un but d'amélioration du modèle, la capacité de stockage C_{eq}^p devrait aussi dépendre de la diffusion à sec et de la perméabilité à la saturation.

$$C_{eq}^p = \phi_l \rho_l V_l \left(1 - \frac{\rho_v V_v}{\rho_l V_l} \right) \quad (2.20)$$

$$D_{eq,ij}(S_{lij}) = \left(\rho_l \frac{K_{int}}{\mu_l} k_{rl}(S_{lij}) + \frac{\phi^{amq} D(S_l)}{\rho_l} P_{v, sat} (1 - S_{lij}^{bmq}) \left(\frac{M_v}{RT} \right)^2 e^{-\frac{P_c M_v}{\rho_l RT}} \right) \frac{\partial P_c}{\partial S_{lij}} \quad (2.21)$$

Le modèle de [Van Genuchten \[1980\]](#) (2.22) permet de lier la saturation S_l et la pression capillaire P_c , avec deux paramètres a et b à travers l'isotherme de désorption.

$$P_c = a \left(S_l^{-b} - 1 \right)^{1-\frac{1}{b}} \quad (2.22)$$

Sa dérivée est,

$$\frac{\partial P_c}{\partial S_l} = a(1-b) S_l^{-b-1} (S_l^{-b} - 1)^{-\frac{1}{b}} \quad (2.23)$$

Ce modèle tient compte du transfert à la fois liquide et de vapeur d'eau. L'hypothèse de superposition d'un modèle parallèle est faite. Dans ces travaux, les paramètres de l'eau liquide sont identifiés, tandis que ceux concernant la vapeur d'eau correspondent aux valeurs identifiées dans les travaux de [Soleilhet \[2018\]](#).

Ces paramètres sont identifiés avec le modèle de [Van Genuchten \[1980\]](#), initialement développé pour la mécanique des sols. Ce modèle permet d'intégrer la non linéarité dans le modèle de séchage, à travers l'isotherme de désorption. En réalité, il s'agit seulement d'une fonction mathématique permettant de représenter le lien entre la saturation de l'eau liquide et la pression capillaire. Les difficultés de mise en œuvre de l'essai et la forte non linéarité ne permettent pas pour le moment de développer un modèle analytique.

2.5 Approche continue

La modélisation du retrait de dessiccation comme pour un problème thermique, se base sur la résolution d'une équation aux dérivées partielles (2.24), représentant la conservation de l'énergie.

$$C_{eq}^p \frac{\partial S_l}{\partial t} + \nabla \cdot (D_{eq}(S_l) \nabla S_l) = 0 \quad (2.24)$$

En considérant, un espace V de fonctions tests φ respectant les conditions aux limites, un domaine Ω et un bord Γ . L'intégration de l'expression (2.24) devient (2.25). Le second membre est nul car aucun terme source est considéré. Ce terme a de l'importance lors de l'hydratation des matériaux cimentaires par exemple.

$$\int_{\Omega} C_{eq}^p \frac{\partial S}{\partial t} \varphi \, d\Omega - \int_{\Omega} (D_{eq}(S_l) \nabla S_l) = 0, \forall \varphi \in V \quad (2.25)$$

En réalisant l'intégration par partie sur le terme de diffusion non linéaire (2.26)

$$\int_{\Omega} \nabla \cdot ((D_{eq}(S_l) \nabla S_l) \cdot n \varphi \, d\Gamma - \int_{\Omega} (D_{eq}(S_l) \nabla S_l) \cdot \nabla \varphi \, d\Omega \quad (2.26)$$

Il est possible de considérer des conditions aux limites mixtes. En tenant compte, des effets de convection et un flux imposé, l'intégrale sur le bord est divisée en deux sous intégrales (2.27) pour un flux imposé ϕ_{imp} sur le bord Γ_1 et un coefficient de convection h sur le bord Γ_2 pour une saturation S_l et une saturation initiale S_0 .

$$\int_{\Gamma} (D_{eq}(S_l) \nabla S_l) \cdot n \varphi \, d\Gamma = - \int_{\Gamma_1} \phi_{imp} \varphi \, d\Gamma_1 - \int_{\Gamma_2} h (S - S_0) \varphi \, d\Gamma_2 \quad (2.27)$$

En regroupant tous les termes, l'équation à résoudre 2.28 :

$$\begin{aligned} \int_{\Omega} C_{eq}^p \frac{\partial S}{\partial t} \varphi \, d\Omega + \int_{\Omega} (D_{eq}(S_l) \nabla S_l) \cdot \nabla \varphi \, d\Omega + \int_{\Gamma_2} h S_l \varphi \, d\Gamma_2 \\ = - \int_{\Gamma_1} \phi_{imp} \varphi \, d\Gamma_1 + \int_{\Gamma_2} h S_0 \varphi \, d\Gamma_2 \end{aligned} \quad (2.28)$$

2.6 Discrétisation spatiale par éléments finis

Dans ce cadre, la grandeur physique d'intérêt s'écrit sous la forme approchée (2.29) en fonction de la saturation notée $S(x,t)$

$$S(x,t) = \sum_i^{Node} N_i(x) S_i(t) \quad (2.29)$$

L'équation à résoudre, s'écrit sous la forme (2.30)

$$C\dot{S} - \mathbf{D}S = \Phi \quad (2.30)$$

Les fonctions de forme N_i considérées correspondent à des interpolations linéaires. Cette discrétisation permet d'effectuer une somme discrète d'intégrales locales de chaque élément dans tout le domaine.

Par conséquent, les matrices de capacité et de conductivité globales C et D s'expriment sous la forme (2.31), (2.32)

$$C_{ij} = \sum_n^{Node} \int_V C_{eq}^p N^T N \, d\Omega_n \quad (2.31)$$

$$D_{ij}(S_{ij}) = \sum_n^{Node} \left(\int_V D_{eq}(S_{ij}) \overrightarrow{\nabla N_i} \overrightarrow{\nabla N_j} d\Omega_n + \int_{\Gamma_2 n} h N_i^T N_j d\Gamma_2 n \right) \quad (2.32)$$

En discrétisant l'expression hydrique, les matrices locales d'un élément finis 1D s'expriment :

$$\mathbf{C} = \frac{\rho_m C_{eq}^p A_{ij} L_{ij}}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix} \quad (2.33)$$

$$\mathbf{D} = \frac{D_{eq}(S_l) A_{ij}}{L_{ij}} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} + \frac{h A_{ij} L_{ij}}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix} \quad (2.34)$$

$$\Phi_{ij} = \phi_{imp} \frac{A_{ij} L_{ij}}{2} \begin{bmatrix} 1 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (2.35)$$

2.7 Discrétisation temporelle

L'objectif consiste à estimer le champ de saturation au pas de temps $n + 1$ à partir du pas de temps n .

$$\mathbf{S}^{n+1} = \mathbf{S}^n + \Delta t [\theta \mathbf{G}(\mathbf{S}_{n+1}) + (1 - \theta) \mathbf{G}(\mathbf{S}_n)] \quad (2.36)$$

La discrétisation temporelle s'effectue à l'aide de la théta-méthode (2.37) avec $\theta \in [0, 1]$. La valeur de θ permet de retrouver des schémas de résolutions classiques : explicite $\theta = 0$, implicite $\theta = 1$.

$$\theta \dot{S}^{n+1} + (1 - \theta) S^n = \frac{S^{n+1} - S^n}{\Delta t} \quad (2.37)$$

L'équation à résoudre devient :

$$C \frac{S^{n+1} - S^n}{\Delta t} + \theta D^{n+1} S^{n+1} + (1 - \theta) D^n S^n = \theta \Phi^{n+1} + (1 - \theta) \Phi^n \quad (2.38)$$

Avec Φ un éventuel flux imposé. Puis, en regroupant les termes :

$$[\mathbf{C}^{n+1} + \theta \Delta t \mathbf{D}^{n+1}] \mathbf{S}^{n+1} = [\mathbf{C}^n - (1 - \theta) \Delta t \mathbf{D}^n] \mathbf{S}^n + \Delta t [\theta \Phi^{n+1} + (1 - \theta) \Phi^n] \quad (2.39)$$

La fonctionnelle définie (2.40) permet d'appliquer la résolution de Newton-Raphson pour résoudre le problème non linéaire.

$$\mathbf{F} = [\mathbf{C}^n + \theta \Delta t \mathbf{D}_{n+1}] \mathbf{S}^{n+1} - [\mathbf{C}^n - (1 - \theta) \Delta t \mathbf{D}^n] \mathbf{S}^n - \Delta t [\theta \Phi^{n+1} + (1 - \theta) \Phi^n] \quad (2.40)$$

La théta méthode est une méthode à deux pas de temps. Il existe des méthodes plus avancées à trois pas de temps qui assurent plus de stabilité numérique. Ces différents types d'intégration temporelle et de résolution numérique sont décrits dans les travaux de Pelissou [2005].

2.8 Méthode de résolution

La méthode de Newton-Raphson consiste à approximer une solution à partir d'itérations pilotées par la matrice tangente. (2.41)

Pour l'itération k :

$$\mathbf{S}_k^{n+1} = \mathbf{S}_{k-1}^{n+1} - [\mathbf{J}_{k-1}]^{-1} \mathbf{F}(\mathbf{S}^{n+1}, \mathbf{S}^n) \quad (2.41)$$

La matrice jacobienne $[\mathbf{J}]$ permet d'effectuer la descente du gradient (2.42).

$$\mathbf{J} = \frac{\partial \mathbf{F}(\mathbf{S}^{n+1}, \mathbf{S}^n)}{\partial \mathbf{S}^{n+1}} = \mathbf{C}^n + \theta \Delta t \mathbf{D}^{n+1} + \theta \Delta t \frac{\partial \mathbf{D}^{n+1}}{\partial \mathbf{S}^{n+1}} \mathbf{S}^{n+1} + (1 - \theta) \Delta t \frac{\partial \mathbf{D}^n}{\partial \mathbf{S}^{n+1}} \mathbf{S}^n \quad (2.42)$$

En substitution, un opérateur tangent est proposé au pas de temps virtuel, noté * (2.43) car le temps de construction est d'ordre $O(n)$, contre $O(n^2)$ pour l'opérateur J qui n'est pas forcément symétrique. Cette méthode permet de tronquer la jacobienne J pour éviter de calculer la dérivée du terme de diffusion D .

$$\mathbf{L}^* = \frac{1}{\Delta t} \mathbf{C}^* + \theta \mathbf{D}^*(\mathbf{S}^{*n}) \quad (2.43)$$

Cette fonction s'inspire de la résolution utilisée dans le code de calcul aux éléments finis Cast3m [Le Fichoux, 1998]. La matrice tangente équivalente créée ne correspond pas à la matrice jacobienne pour des raisons de complexité numérique et de construction. En effet, cette matrice tangente est symétrique contrairement à la matrice jacobienne, mais des itérations complémentaires peuvent être nécessaires, lors de la résolution.

$$\mathbf{F}^* = \frac{1}{\Delta t} \mathbf{C}^* + (\theta - 1) \mathbf{D}^*(\mathbf{S}^{*n}) \quad (2.44)$$

Le second membre sans un flux imposé s'exprime comme (2.44).

Le critère de convergence est défini comme la différence du champ de saturation à l'itération i et $i + 1$, normalisée par le champ de saturation au pas de temps n .

$$\text{Critere} = \frac{\|\mathbf{S}_{i+1}^n - \mathbf{S}_i^n\|}{\|\mathbf{S}_i^n\|} \quad (2.45)$$

La FIGURE.3.17 présente les principales étapes de l'algorithme de résolution de diffusion hydrique.

Algorithm 1: Fonction de Résolution hydrique-thermique

Data: n^{eme} Pas de temps, HR imposées, \mathbf{S}^n

Result: Champ de saturation

- 1 Initialization de la solution linéaire du champ de saturation : \mathbf{S}^{n+1} ;
 - 2 Allocation mémoire;
 - 3 Convertir HR imposées en Saturation avec l'isotherme de désorption ;
 - 4 **while** *Le critère de convergence* $> 10^{-4}$ **do**
 - 5 Définir un pas de temps virtuel : $\mathbf{S}_i^{*n} = \theta \mathbf{S}_i^{n+1} + (1 - \theta) \mathbf{S}_i^n$;
 - 6 Calculer la diffusion équivalente sur le lattice : $D(\mathbf{S}^{*n})$;
 - 7 Construire la matrice de diffusivité équivalente $\mathbf{D}^*(\mathbf{S}^{*n})$;
 - 8 Construire la matrice de capacité équivalente : \mathbf{C}^* ;
 - 9 Construire l'opérateur tangent : $\mathbf{L}_i^* = \frac{1}{\Delta t} \mathbf{C}^* + \theta \mathbf{D}^*(\mathbf{S}_i^{*n})$;
 - 10 Construire le second membre : $\mathbf{F}_i^* = \frac{1}{\Delta t} \mathbf{C}^* + (\theta - 1) \mathbf{D}^*(\mathbf{S}_i^{*n})$;
 - 11 Appliquer la saturation extérieure : Φ_i^* ;
 - 12 Appliquer la pénalisation sur \mathbf{L}_i^* ;
 - 13 Appliquer les conditions aux limites ;
 - 14 Résoudre avec la décomposition LU: $\mathbf{D}^*(\mathbf{S}_i^{*n}) \mathbf{S}_i^{n+1} = \Phi_i^*$;
 - 15 Calculer le critère de convergence : critère = $\frac{|\mathbf{S}_i^{n+1} - \mathbf{S}_i^n|}{\mathbf{S}_i^n}$;
 - 16 Calculer la perte en masse;
 - 17 **return** \mathbf{S}_i^{n+1} ;
-

Figure 3.17 – Algorithme de résolution hydrique. Le champ de saturation calculé au niveau des centroïdes permet la prédiction de la perte en masse du spécimen.

Cet ALGO.3.17 est implémenté et validé dans le modèle particulaire-lattice présenté dans la partie suivante. Il permet de modéliser le retrait de dessiccation issu du séchage des matériaux cimentaires, permettant ainsi une représentation explicite de la discontinuité cinématique.

3 Le modèle particulaire-lattice : DEAP

Le modèle DEAP « *Discrete Elements Analysis Program* », fait parti de la famille « particulaire-lattice ». Initié et développé par les travaux d'HDR de Delaplace [2008], ce modèle particulaire-lattice se présente comme une alternative aux éléments finis et aux modèles d'endommagement dans la représentation explicite de la discontinuité cinématique.

Cette partie présente les différents aspects de ce modèle. Tout d'abord, une présentation de la discrétisation spatiale du matériau est réalisée. Puis, les caractéristiques des lattices sont présentées, suivies par l'interaction des particules.

3.1 Génération du maillage

La génération du maillage se déroule en 4 principales étapes [Moukarzel et Herrmann, 1992].

Les données d'entrée définissent le contour permettant de générer une grille régulière. Chaque case contient un centroïde. Cependant, un arrangement régulier influence la propagation de la fissure. L'aléa permet de palier cet obstacle sur la représentation du faciès de fissuration [Schlangen et Garboczi, 1997]. Un coefficient en entrée permet de répartir les centroïdes aléatoirement dans la case (FIGURE.3.18a). Afin de réaliser un contour droit, une rangée supplémentaire de centroïdes est ajoutée sur chaque bord de la géométrie.

La deuxième étape (FIGURE.3.18b) concerne la génération de la triangulation de Delaunay. Cette triangulation se génère avec la recherche de cercles ou sphères circonscrits et des plans médiateurs avec le générateur « *quickhull* » ou « *qhull* » [Barber *et al.*, 1996]. Le but étant de trouver pour chaque nœuds ses plus proches voisins.

La troisième étape, permet de générer la tessellation de Voronoï à partir de la dualité de Delaunay (FIGURE.3.18c). En 2D, la transformation duale associe chaque arête des polygones, de manière orthogonale aux éléments de Delaunay. Les polygones sont tous convexes. Chaque cellule possède alors un centroïde placé aléatoirement.

La dernière étape (FIGURE.3.18d), consiste à filtrer les points en supprimant les centroïdes extérieures qui ont permis de réguler les éléments aux frontières. Dans cette discrétisation spatiale, la triangulation de Delaunay représente la cohésion du matériau et la tessellation de Voronoï la représentation du matériau.

La FIGURE.3.19 montre la disposition des poutres, après un tirage aléatoire. La valeur aléatoire permet de s'affranchir de la dépendance de la direction de fissuration du matériau. Le cercle permet de représenter l'angle de chaque poutre dans le sens

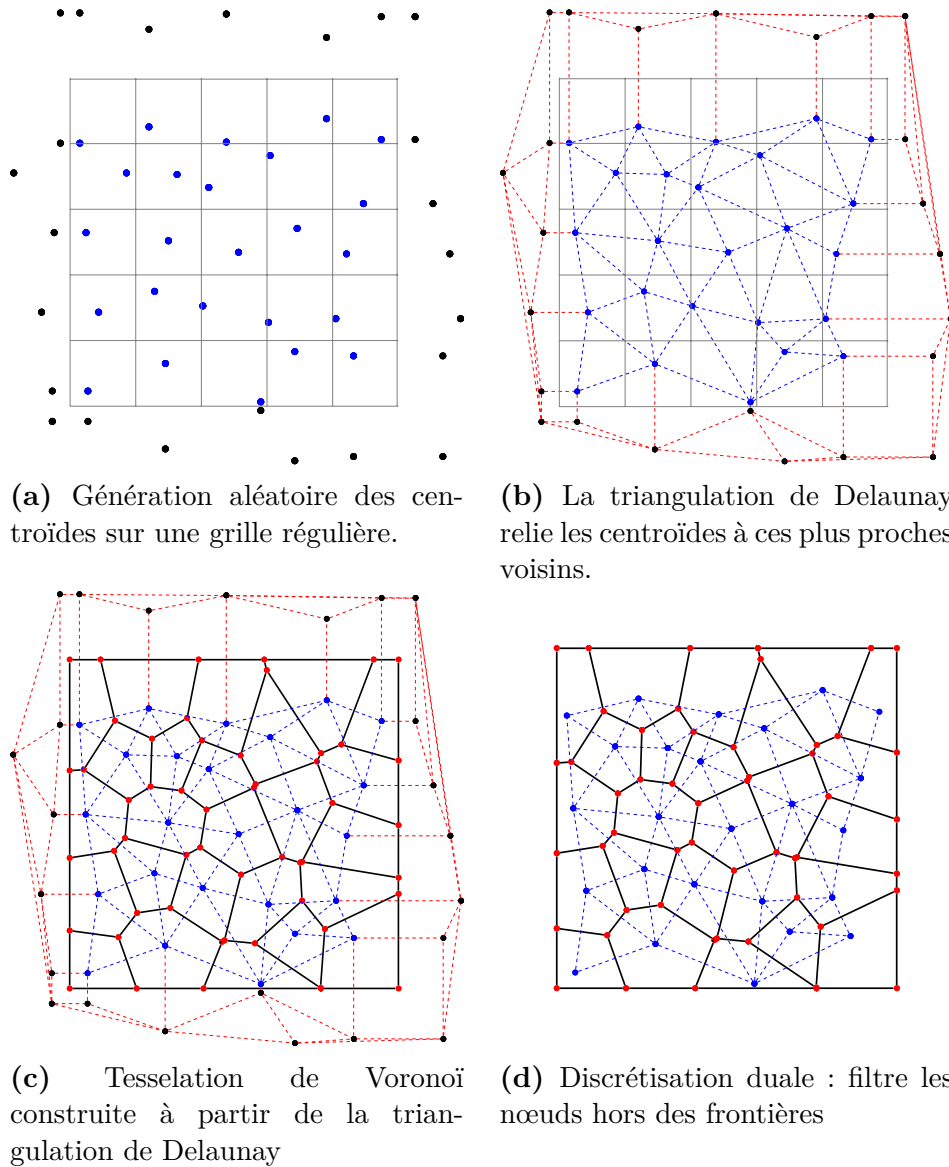
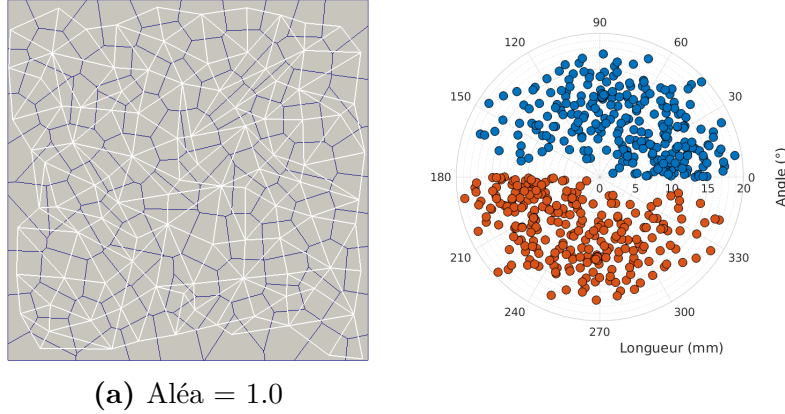


Figure 3.18 – Discretisation spatiale en quatre principales étapes. Elles assurent l'indépendance du trajet de la fissuration et de la discrétisation.

direct. Chaque barre est associée à deux centroïdes, expliquant la symétrie dans cette représentation. Par ailleurs, la position de chaque point par rapport à l'origine du repère indique la longueur de la barre générée.

3.2 Cohésion du matériau

La cohésion du matériau est assurée par le réseau de poutres. L'avantage de ce réseau est dû à l'efficacité de la résolution numérique 1D. Dans une représentation 2D (FIGURE.3.20), trois degrés de liberté sont associés à chaque particule i : deux



(a) Aléa = 1.0

Figure 3.19 – Orientation des poutres de cohésion. La lecture s’effectue sur chaque centroïde. Par conséquent, chaque poutre, constituée de deux nœuds est lue deux fois, correspondant aux deux couleurs présentées.

translations U_i^x et U_i^y , et une rotation θ_i . Les forces et moments de cohésion s’expriment selon les trois directions (3.1), avec \underline{t}_{ij} le vecteur tangent et \underline{n}_{ij} le vecteur normal à la section droite de la poutre.

$$\underline{F}_{cohesion,ij} = \begin{cases} F_{N,ij} = \frac{EA_{ij}}{L_{ij}}(\underline{u}_i - \underline{u}_j) \cdot \underline{n}_{ij} \\ F_{T,ij} = \frac{EI_{ij}}{L_{ij}^3}(\underline{u}_i - \underline{u}_j) \cdot \underline{t}_{ij} - \frac{6EI_{ij}}{L_{ij}^2}(\theta_i - \theta_j) \\ M_{Z,ij} = \frac{6EI_{ij}}{L_{ij}^2}(\underline{u}_i - \underline{u}_j) \cdot \underline{t}_{ij} + \frac{4EI_{ij}}{L_{ij}^2}(\theta_i - \frac{\theta_j}{2}) \end{cases} \quad (3.1)$$

Chaque poutre d’Euler-Bernoulli (FIGURE.3.20) a une longueur initiale L_{ij} et une section A_{ij} proportionnelle à la longueur de l’arrête de la particule traversée. Les paramètres mécaniques élastiques constant pour tous les éléments du réseau de poutres considérés sont, le module de Young E et le coefficient d’inertie α . Ce dernier représente à l’échelle macroscopique le coefficient de Poisson avec un moment d’inertie $I_{ij} = \alpha A_{ij}^2 / 64\pi$, dépendant de la distribution spatiale du maillage.

3.3 Critère de rupture

Pour représenter le comportement quasi-fragile du matériau, le critère de rupture s’applique aux poutres assurant la cohésion du matériau. Lorsqu’une poutre atteint la rupture, elle est supprimée du maillage.

En considérant deux particules « i » et « j » liées par une poutre de hauteur h_{ij} , l’état de contrainte (3.2) σ_{ij} s’exprime dans cette poutre par le module de Young E commun à toutes les poutres et la déformation élastique dépendant de la déformation axiale ε_{ij} et de la rotation $|\theta_i - \theta_j|$. Cette expression de la contrainte a été validée par

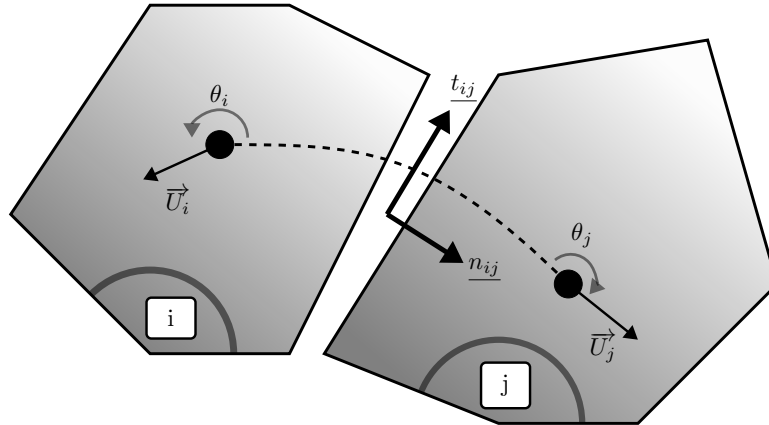


Figure 3.20 – Interaction entre deux particules i et j

les travaux de [Vassaux et al. \[2016\]](#). Par ailleurs, la prise en compte des phénomènes de retrait relaxe le champ de contrainte à rupture, à travers la pression capillaire représentée par un coefficient b_ε lié au coefficient de Biot et la déformation de retrait ε_{ij}^{sh} (3.2).

$$\sigma_{ij} = E(\varepsilon_{ij}^e + |\theta_i - \theta_j| h_{ij}) - b_\varepsilon \varepsilon_{ij}^{sh} \quad (3.2)$$

Le critère de rupture en extension et en rotation s'exprime par l'expression (3.3) avec un seuil en extension ε_{ij}^{cr} et en rotation θ_{ij}^{cr} .

$$\frac{1}{\varepsilon_{ij}^{cr} + b_\varepsilon \varepsilon_{ij}^{sh}} \left(\varepsilon_{ij} - \varepsilon_{ij}^{sh} + \frac{\varepsilon_{ij}^{cr}}{\theta_{ij}^{cr}} |\theta_i - \theta_j| \right) > 1 \quad (3.3)$$

Ces deux seuils ε_{ij}^{cr} et θ_{ij}^{cr} sont définis par le produit d'une valeur $f(x)_s$ issue de la distribution de Weibull (3.4) et de trois paramètres d'entrée : l'échelle de déformation $\lambda_{\varepsilon_{ij}}$, de la rotation $\lambda_{\theta_{ij}}$ et du facteur de forme k , identifiés comme dans les travaux de [Vassaux et al. \[2016\]](#).

$$f(x)_s = \frac{k}{\lambda_s} \left(\frac{x}{\lambda_s} \right)^{k-1} e^{-\left(\frac{x}{\lambda_s}\right)^k} \text{ avec } S = \{\varepsilon_{ij}, \theta_{ij}\} \quad (3.4)$$

En complément, un paramètre $\varepsilon_{ij}^{cr, min}$, impose une valeur minimale pour le seuil en déformation, il permet de limiter la micro-fissuration avant l'apparition de la fissure macroscopique.

3.4 Interaction des particules

Lorsque la poutre a atteint le critère de rupture, elle est simplement supprimée du système mécanique. Par conséquent, l'interaction des deux particules se réalisent à

travers l'estimation des efforts de contact. L'intérêt de la prise en compte du contact réside dans la prise en compte de l'effet unilatéral du matériau ou des efforts liés aux frottements entre les surfaces de la fissure.

Dans un premier temps, la détection de la zone de recouvrement est nécessaire. Comme les polygones sont aléatoires, aucune formule analytique ne permet d'estimer facilement le recouvrement de ces solides indéformables, contrairement au modèle de [Cusatis *et al.* \[2011\]](#) qui considère des particules sphériques. Des travaux dans la gestion de contacts sont réalisés sur un polygone quelconque [[Williams et O'Connor, 1995](#)]. Un algorithme est proposé dans ces travaux qui révèlent que la complexité algorithmique du problème est d'ordre $O(n)$ avec n la taille du système. Cet aspect sera amélioré à $O(\sqrt{n})$ [[Williams et O'Connor, 1999](#)] et dans les travaux de [O'Rourke *et al.* \[1982\]](#). Dans le modèle particulaire lattice, la gestion du frottement par contact a été réalisée par [Vassaux *et al.* \[2015\]](#) et d'autres développements sont actuellement en cours.

3.5 Méthode de résolution

L'algorithme de résolution est présenté dans la suite ([ALGO.1](#)). Les poutres sont retirées une à une pour assurer la convergence des résultats. Les deux principales boucles concernent l'application du chargement et la recherche des poutres rompues. Les deux sous boucles comme le calcul hydrique ou la recherche du contact sont optionnelles, enrichissant ce modèle mécanique. L'indépendance à la discrétisation spatiale doit être respectée pour modéliser correctement les propriétés élastiques. Celle-ci est assurée en fonction de la densité des particules ([FIGURE.3.21](#)).

Dans les travaux qui suivent, la modélisation des transferts hydriques et en particulier le retrait de dessiccation est explicitée dans ce modèle particulaire-lattice.

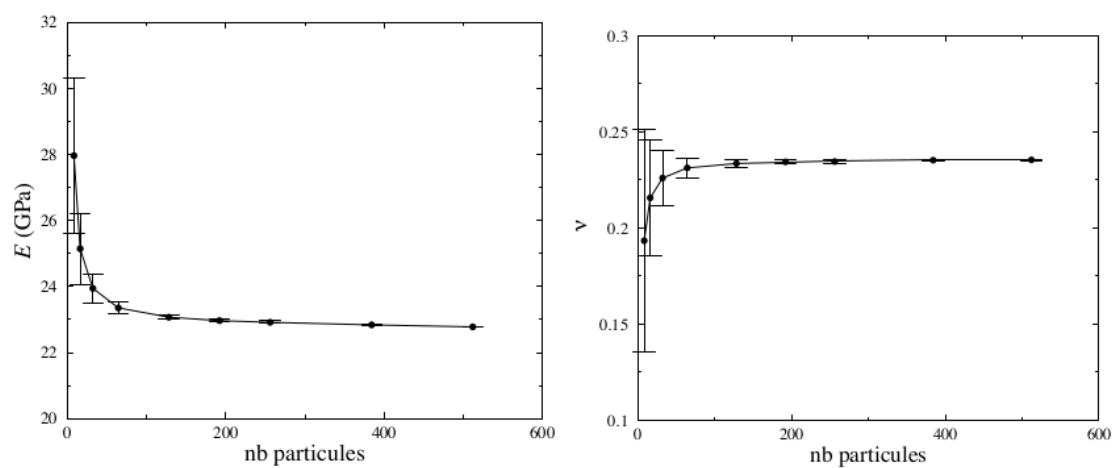


Figure 3.21 – Convergence des propriétés élastiques en fonction de la finesse de la discrétisation [Delaplace, 2008]

Algorithme 1 : Résolution mécanique

Data : Allocation mémoire, Initialisation des fichiers, Conditions aux limites, Paramètres DEAP, Discrétisation spatiale, Matériaux

Result : Champ de déplacement

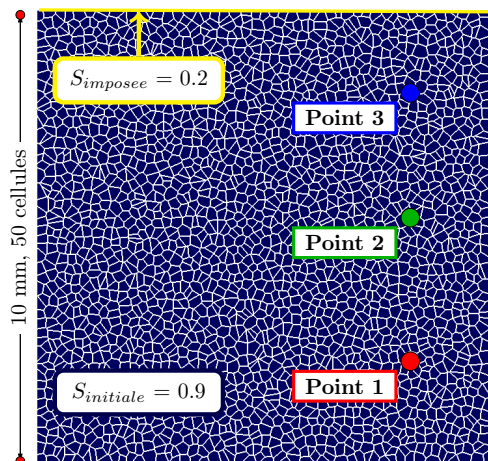
```

1 Allocation mémoire;
2 Construction de la matrice de rigidité, de cohésion ;
3 for Pas de temps do
4   if Calcul hydrique then
5     Calculer le champ de saturation  $\mathbf{S}^n$ ;
6     Calculer le champ de déformation équivalent  $\varepsilon$  par une relation
7     linéaire :  $\varepsilon = \alpha \mathbf{S}^n$ ; Hydrique
8   Appliquer les conditions aux limites ; Mécanique
9   while Une poutre atteint le critère de rupture do
10    if Calcul hydrique then
11      Convertir le champ de saturation en champ de Force ;
12      Appliquer le champ de Force au second membre ; Hydrique
13    while Equilibre mécanique non atteint do
14      Résoudre l'équation d'équilibre ;
15      Relaxation du champ de déplacement ;
16      Mise à jour du champ de déplacement ; Mécanique
17
18    if Contact des particules then
19      Détecter le contact ;
20      Calculer les forces de contact ;
21      Calcul du critère de convergence ; Mécanique
22
23    Actualiser le résidu ;
24    Calculer le critère de rupture pour chaque poutre ;
25    Supprimer la poutre la plus faible ; Mécanique
26  Créer les fichiers de sortie ;

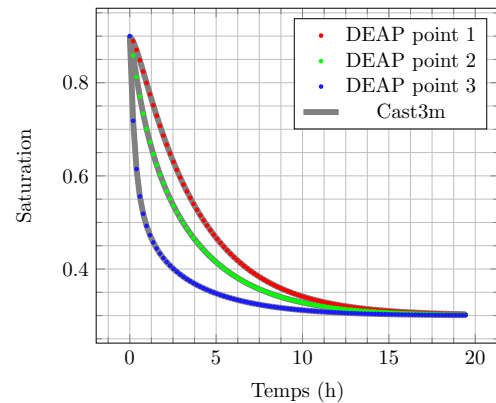
```

3.6 Cas test : Résolution lattice

Ce cas test permet de vérifier le programme en C avec une comparaison du code de calcul Cast3m. Le lattice hydrique correspond aux côtés des polygones de Voronoï, contrairement au lattice mécanique qui relie les centroïdes.



(a) Discrétisation spatiale : tessellation de Voronoï et conditions de saturation



(b) Résultat de la comparaison DEAP-Cast3m sur trois points de la discrétisation

Figure 3.22 – Cas test simple pour la validation du programme hydrique DEAP. Le code couleur permet FIGURE.3.22a de visualiser l'évolution de la saturation en effectuant une comparaison DEAP-Cast3m sur la FIGURE.3.22b. Selon les paramètres, le gradient hydrique peut empêcher la convergence du calcul numérique.

Le cas test est constitué d'un carré de 10mm de côté, discrétisé en 2500 cellules, représentant 7500 degrés de liberté. Pour le calcul, une saturation initiale de 90% est prise en compte. Le côté haut est imposé à une saturation de 20%.

Concernant la discrétisation temporelle, 100 pas de temps sur une durée de 20 heures sont simulés. Ce temps correspond à l'équilibre hydrique instauré dans le matériau.

Le cas test permet de valider le code DEAP. Sur la FIGURE.3.22a, le gradient de saturation, induit par la différence de saturation, provoque un transfert hydrique dans le matériau. Les trois points indiqués le long de la ligne verticale servent de points de comparaisons avec le code de calcul Cast3m, en suivant le code couleur. Sur la FIGURE.3.22b, la convergence du calcul tend vers la saturation imposée. Les différentes cinétiques de ces trois points dépendent de leur position en fonction de la zone imposée. Pour le point bleu, le régime transitoire chute fortement après une simulation de séchage de soixante minutes. En fonction des paramètres hydriques, le

gradient généré peut créer des erreurs numériques au début du calcul. Cela se représente par exemple, soit par des sauts de saturation ou une saturation plus importante que la saturation initiale. L'une des solutions possibles conduit à imposer un flux de convection naturel, représentatif d'une couche limite, et permettant d'adoucir le gradient hydrique. Par ailleurs, l'erreur relative maximale entre les résultats du code implémenté et la résolution de Castem est de l'ordre de 0.1%.

4 Modélisation du retrait de dessiccation et de la flexion trois points avec une approche particulaire-lattice.

Dans le cadre de la campagne expérimentale présentée précédemment, la modélisation des transferts hydriques du matériau à base cimentaire permet de reproduire et d'illustrer l'impact du retrait de dessiccation sur le comportement mécanique. L'analyse se fait à l'échelle macroscopique avec un champ aléatoire, permettant de représenter l'hétérogénéité du matériau.

Cette partie débute par une présentation de la discrétisation spatiale considérée pour les simulations numériques (section 4.1). Puis, l'identification des paramètres du modèle est réalisée avec des essais de flexion trois points, à partir des résultats de la campagne expérimentale, notée C3 (section 4.2). Ensuite, les paramètres de séchage sont identifiés pour analyser l'impact du retrait de dessiccation sur le comportement mécanique du matériau (section 4.3).

4.1 Discrétisation spatiale et temporelle

La finesse de la discrétisation spatiale dépend notamment des phénomènes non linéaires appliqués sur l'éprouvette. Des difficultés de convergence peuvent se présenter au début de la simulation à cause du gradient hydrique imposé au matériau. Par ailleurs, la discrétisation temporelle permet de faciliter cette convergence. En effet, un intervalle de temps grossier absorbe les effets de gradient qui ne sont pas détectés.

Dans les essais numériques réalisés, la discrétisation spatiale est identique pour le calcul hydrique et mécanique. La finesse des particules dépend de la taille minimale requise pour la discrétisation hydrique et mécanique. En effet, le gradient doit être détecté pour capter l'impact du retrait de dessiccation. Un maillage pas assez fin induit une fissuration aléatoire dans le matériau car les particules ne sont pas affectées par le gradient. La taille des polygones de Voronoï est de l'ordre de 1.5mm (FIGURE.3.23). Une autre solution serait de programmer des fonctions de formes quadratiques.

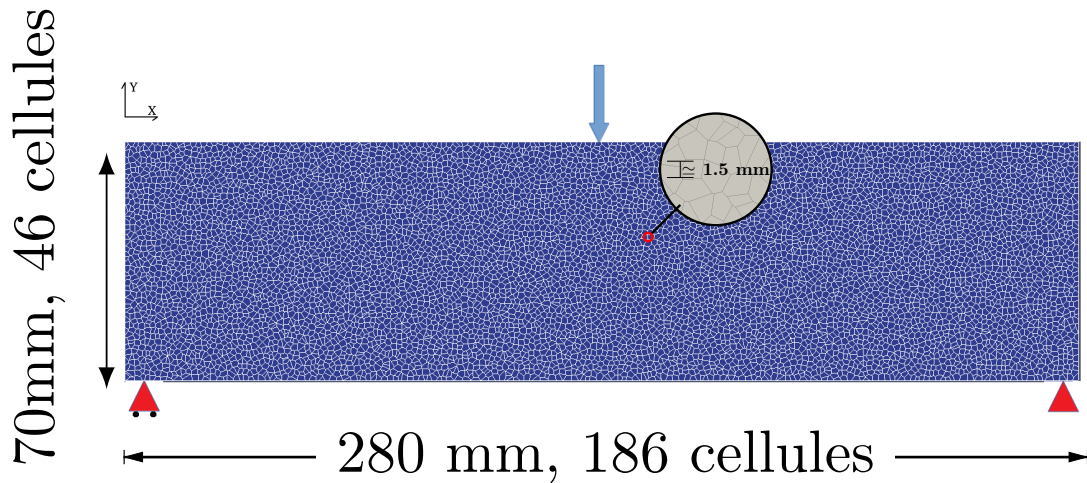


Figure 3.23 – Discrétisation spatiale de la poutre 70x70x280mm. L’identification des paramètres s’effectue avec 8556 particules. Le rayon équivalent d’une particule est de 1.5mm. Les conditions aux limites se trouvent dans une zone considérée élastique.

4.2 Comportement mécanique du matériau : Identification des paramètres

Afin de représenter le matériau testé expérimentalement, il est nécessaire d’identifier les paramètres mécaniques des poutres. Cette identification se réalise sur la campagne, nommée C3, conservée dans un milieu aqueux et testée en flexion trois points, lorsque le matériau a atteint un état de maturation avancé. Cette condition permet de minimiser les effets du retrait de dessiccation, lors de l’essai. Les paramètres du modèle mécanique s’appliquent sur chaque poutre de la discrétisation. Pour apporter une dissymétrie dans le matériau homogène, un champ aléatoire issu d’une distribution de Weibull permet de tenir compte du comportement hétérogène du matériau [Vassaux *et al.*, 2015].

Table 3.1 – Identification des paramètres mécaniques du modèle particulaire-lattice.

Paramètres	Valeurs
$\lambda_{\varepsilon_{ij}}$	$2e-4$
$\lambda_{\theta_{ij}}$	$2e-3$
α	0.3
k	1.0
λ_{min}	$1.5e^{-4}$
E	$57e9 \text{ GPa}$

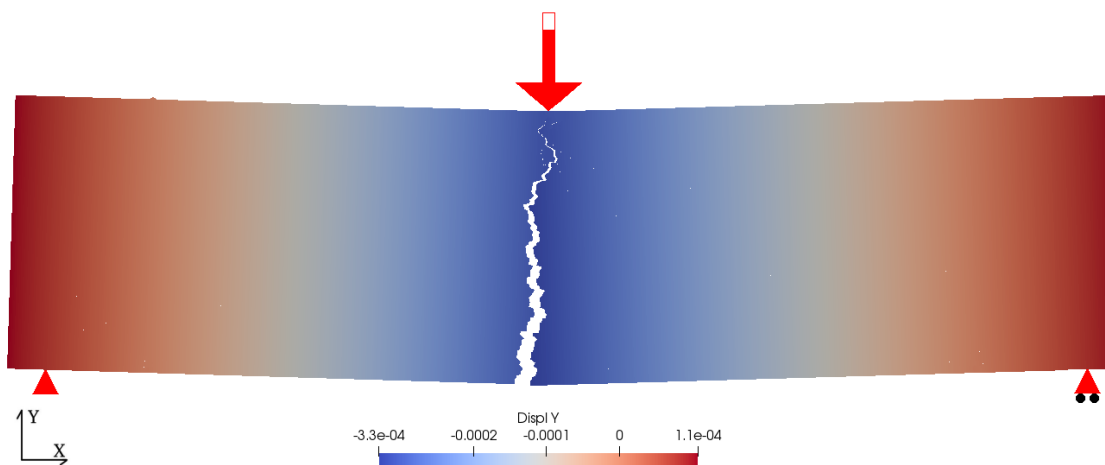


Figure 3.24 – Exemple de faciès de fissuration pour un essai en flexion trois points (x10).

Le faciès de fissuration est présenté à la FIGURE.3.24 pour un déplacement de 1mm . L'identification des paramètres conduit aux résultats de la FIGURE.3.25. Globalement, la courbes numérique issue de DEAP reproduit le comportement quasi-fragile du matériau par identification des paramètres avec 50 essais numériques. Dans la partie élastique, peu de variabilité est observée aussi bien dans les résultats numériques et également dans les campagnes expérimentales. Les différences prennent place au moment de l'initiation de la fissure. Pour la partie expérimentale, une faible variabilité est observée. En effet, les essais expérimentaux sont à la limite de la rupture fragile. Au moment de l'initiation de la fissure, le pilotage et le PID du vérin hydraulique, permettent de reprendre le contrôle de la propagation de la fissure et d'obtenir un comportement post-pic. L'écart-type issue de DEAP provient à la fois de la discrétisation spatiale et de la loi de probabilité considérée.

À partir de cette identification, les paramètres mécaniques sont fixés pour le matériau, permettant, notamment, d'analyser l'impact du retrait de dessiccation sur le comportement mécanique du spécimen, avec les prédictions du modèle DEAP.

Les sources de variabilité se trouvent au niveau de la résistance en traction en flexion trois points. Le modèle particulaire lattice présente plus de variabilité que les résultats de la campagne expérimentale, et dépend également des jeux de paramètres (FIGURE.3.26).

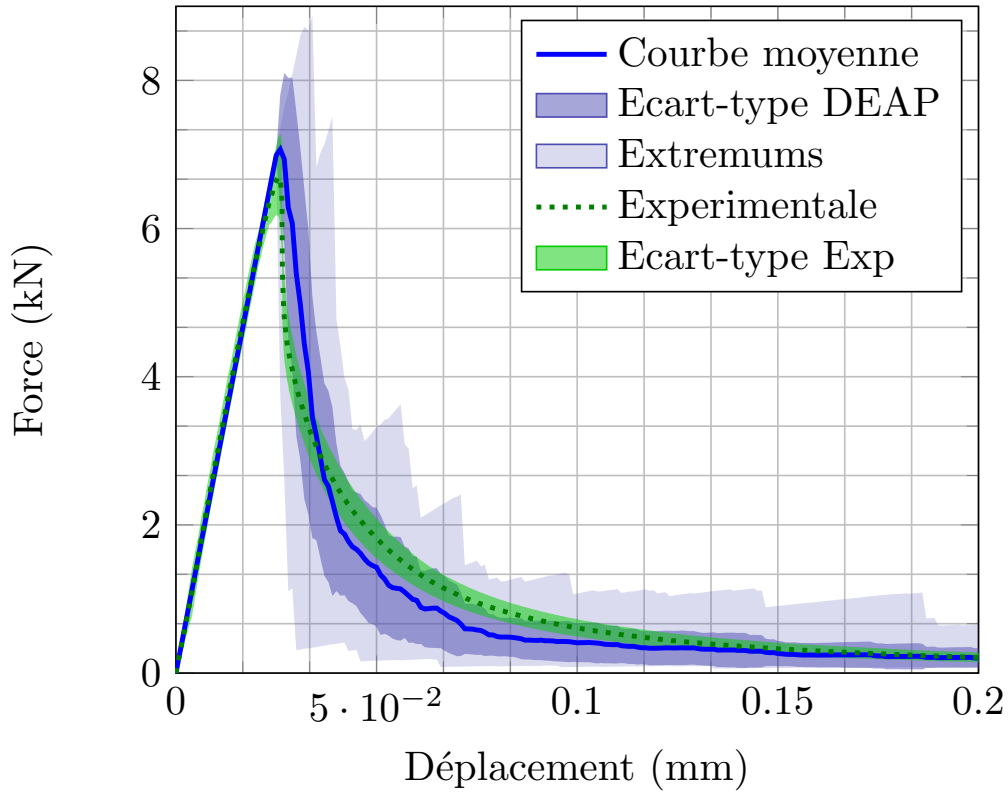


Figure 3.25 – La courbe force-déplacement moyennée sur 50 essais et comparée à la campagne expérimentale. Les paramètres sont identifiés sur les éprouvettes conservées en solution aqueuse. Peu de variabilité est observée sur la partie élastique.

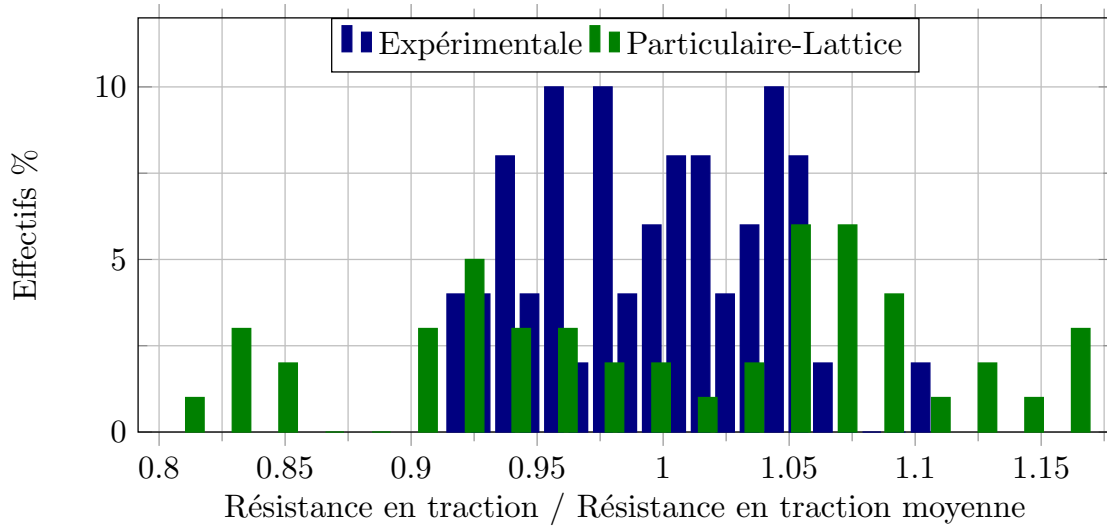


Figure 3.26 – Comparaison de la distribution expérimentale et particulaire lattice, de la résistance en traction normalisée

4.3 Impact du retrait de dessiccation sur le comportement mécanique du matériau

Dans cette sous-section, l'identification des paramètres hydriques est réalisée. La non-linéarité provient de l'isotherme de désorption dans le terme de diffusion. La modélisation des transferts hydriques permet de quantifier numériquement, l'impact du retrait de dessiccation et son influence sur le comportement mécanique du matériau.

4.3.1 Isotherme de sorption

Le modèle de diffusion proposé suppose des conditions d'isotherme à $20^{\circ}C$. Dans le cas d'un transfert hydrique, l'humidité est liée à la saturation du matériau cimentaire par l'isotherme de sorption. Ce lien étant fortement non linéaires, plusieurs mécanismes entrent en interaction. Le modèle dit « ink-bottle effect » permet de reproduire les cycles d'hystérésis dans les situations de séchage et de réhumidification [Lacarrière, 2018]. L'interconnexion des pores induit une adsorption et une désorption différente. Lors d'une désorption, les pores de plus grandes tailles se vident en premier. Alors que dans le cas contraire d'une adsorption, ce sont les pores de plus petites tailles qui se remplissent. Dans ces travaux, les conditions environnementales de la campagne expérimentale font seulement intervenir le phénomène de désorption.

Afin de représenté la non linéarité entre la saturation et la pression capillaire, plusieurs modèles s'inspirent de l'approche de Brooks et Corey [1964] ou de Campbell [1974]. Il s'agit d'un ratio de pression porté à un exposant représentant la taille des pores. Ce paramètre peut être relié à une dimension fractale [Tyler et Wheatcraft, 1990]. L'inconvénient de ce modèle concerne la représentation du point d'inflexion, lors de la saturation du matériau [Luckner *et al.*, 1989].

Dans le cadre de la désorption, le modèle de Van-Genuchten est le plus répandu pour une isotherme à $20^{\circ}C$. Certains auteurs lient les paramètres de l'isotherme avec le rayon des pores [Kosugi, 1999] ou en différenciant deux types de porosité [Carlier et Burlion, 2011].

L'eau présente dans le matériau se décompose en deux états, liquide et gazeux. Comme le montre le modèle de Van-Genuchten [1980], le transport liquide est maximal à une saturation de 100% et laisse progressivement place à la diffusion du gaz avec la baisse de l'humidité relative. Les travaux de Mualem [1976] montrent que le coefficient optimal est $n_k = 0.5$ sur un intervalle $[-1;3]$. Pour cela 45 sols ont été étudiés. Cette valeur correspond à l'erreur minimale commise par la différence entre l'expérimentale et le modèle analytique.

Dans le cas des matériaux cimentaires, le coefficient $n_k = 5.5$ est identifié par Monlouis-Bonnaire *et al.* [2004], avec la pression capillaire en fonction de la saturation. Cette différence avec la mécanique des sols, proviendrait de la microstructure

du matériau et de la manière à le caractériser. En effet, un sol est caractérisé par l'angle de frottement et la cohésion des particules, tandis qu'un béton se caractérise par exemple par la saturation, la finesse, la distribution ou le réseau de pores... Certes, le matériau est différent, mais, il semble trop réducteur pour déterminer un sens physique au coefficient « n_k », regroupant la méconnaissance des nombreux phénomènes non linéaires sous-jacents, pas forcément détectable à l'échelle macroscopique. Les travaux de [Poyet *et al.* \[2011\]](#) proposent également d'autres coefficients sur l'intervalle [-4;0.8] en expliquant cette différence avec l'interaction des pores.

Ces modèles phénoménologiques permettent de retrouver les isothermes de sorption à l'aide de deux paramètres expérimentaux. Cependant l'hétérogénéité du matériau induit forcément une variabilité non exploitée dans ces travaux. Les travaux de [Bary \[2011\]](#) analysent la morphologie des granulats pour reproduire l'isotherme de désorption. Par ailleurs, l'isotherme de sorption est influencée par la carbonatation, représentée un front dans la campagne expérimentale présentée. Comme le montre [Hyvert \[2009\]](#) la carbonatation impacte directement les transferts hydriques.

Ces études illustrent des moyens d'identifier les paramètres expérimentaux. Mais de nombreux facteurs ne sont pas pris en compte, induisant de la variabilité dans les résultats. En effet, la perméabilité intrinsèque présente un coefficient de variation de 84% [[Poyet *et al.*, 2011](#)]. Ce modèle est phénoménologique. Comme l'indique [Kosugi *et al.* \[2002\]](#), il ne faut pas oublier l'analyse d'incertitude expérimentale à prendre en compte.

Plusieurs techniques permettent de réguler l'humidité. Elles consistent à mesurer les variations de masse en fonction de l'humidité. Deux principales méthodes sont l'utilisation de solutions salines ou les enceintes climatiques. La Dynamic Vapor Sorption (DVS) apporte des résultats fiables sur les mesures de température et d'humidité relative. Mais la plage de valeur ne permet pas d'obtenir les valeurs extrêmes. La principale difficulté des essais de la DVS concerne le contrôle de l'humidité. Il est difficile de mesurer et d'atteindre les humidités supérieures à 95% et inférieures à 10%. L'utilisation de solutions salines montre également l'effet hystérésis des essais de sorption avec une réduction des cycles [[Baroghel-Bouny, 2007](#)].

L'identification des paramètres de désorption est réalisée avec des algorithmes de minimisation (FIGURE.3.27). Les essais de DVS réalisés avec des échantillons en poudre saturée en eau ne sont pas exploitables. Par conséquent, l'isotherme de désorption des travaux de [Rougelot \[2008\]](#), réalisée également avec une formulation de mortier normalisé, est considérée pour l'identification des paramètres hydriques, dans ces travaux. La zone d'intérêt de ces travaux concernent l'intervalle d'humidité relative [50%;100%]. L'identification des paramètres s'effectue sur cet intervalle. Les valeurs extrêmes sont expérimentalement difficiles à atteindre, expliquant les variations brutales de la désorption.

L'identification des paramètres de l'isotherme de désorption est réalisée avec la méthode du gradient. Elle est fortement influencée par les conditions initiales du

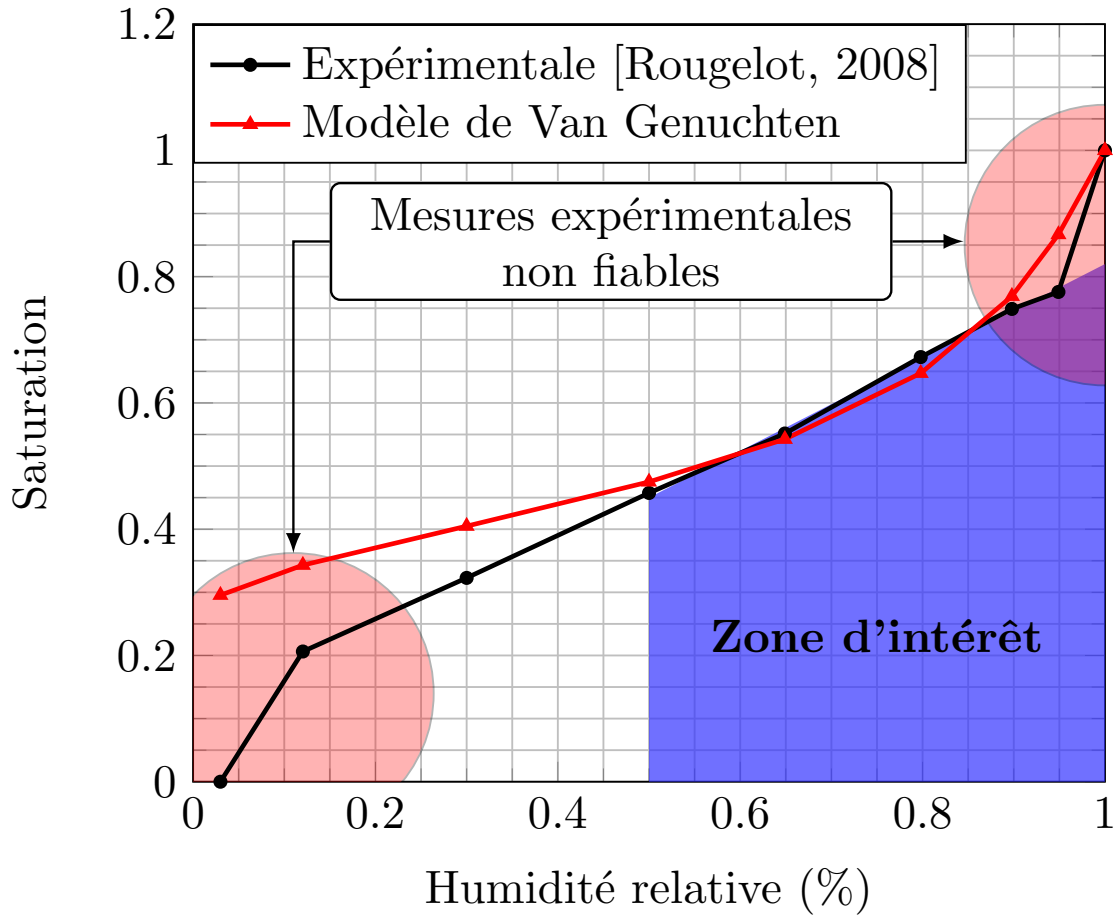


Figure 3.27 – Identification de l’isotherme de désorption avec un algorithme du gradient et un algorithme évolutionnaire

système à résoudre. Selon, la solution trouvée une nouvelle résolution par gradient peut entraîner une solution instable, indiquant qu’un nouveau minimum local a été trouvé. Après plusieurs tests et selon différentes conditions initiales le jeu de paramètre est proposé dans le TABLEAU.3.2.

Pour éviter d’être piégé dans un minimum local, des métaheuristiques : des méthodes d’optimisation « évolutionnaires » se développent depuis les années 90. Le principe de cette méthode stochastique repose sur la théorie de l’évolution de Darwin. Dans une population aléatoire, les individus se regroupent par pair à chaque itération. Puis, ils se recombinent pour assurer la disparition des individus divergents. Les choix permettent de converger vers un minimum global. La contre partie concerne le coût de calcul.

Cette identification tient compte de « $n_k = 0.5$ » mais elle n’a aucune valeur physique car il existe une infinité de solution. Le critère d’unicité n’étant pas assuré selon Hadamard [1902], il faut respecter à la fois le critère d’unicité, la stabilité et

Table 3.2 – Identification de l’isotherme de désorption, à partir des travaux de Rougelot [2008]

Modèle de Van Genuchten		
Paramètres matériaux	a	b
Algorithme du gradient	7.9	4.36
Algorithme évolutionnaire	18.99	3.04

une solution respectant les conditions initiales.

4.3.2 Modélisation du retrait de dessiccation

Avec le modèle décrit précédemment, la modélisation du retrait de dessiccation permet d’identifier des paramètres à l’échelle macroscopique. Les paramètres de transport sont déterminés par les travaux de Soleilhet [2018]. À partir de ces données d’entrée, la perméabilité intrinsèque s’identifie avec la courbe expérimentale de perte en masse et des déformations de retrait de dessiccation. Les paramètres du modèles sont récapitulés dans le TABLEAU.3.3. La perméabilité est obtenue par identification de la courbe de perte en masse. Puis, la déformation du spécimen s’effectue avec un couplage faible et linéaire par l’intermédiaire de la déformation de retrait. Les paramètres de diffusivité correspondent à ceux de Soleilhet [2018] sur un béton, à cause de l’absence de mesures dans ces travaux. Et l’isotherme de désorption est identifiée sur les essais de Rougelot [2008] avec le modèle de Van Genuchten [1980], sur un mortier ayant un rapport eau sur ciment de 0.5.

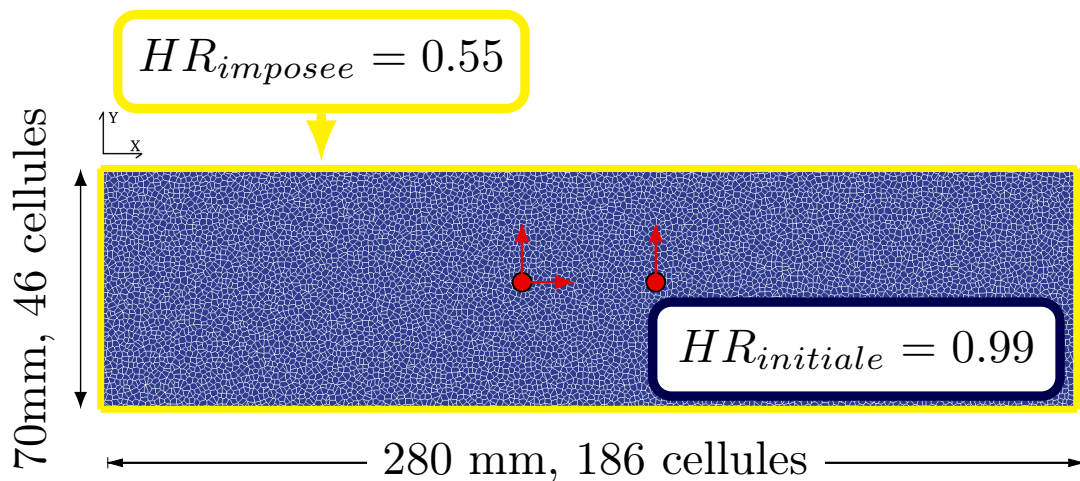


Figure 3.28 – Modélisation du retrait de dessiccation sur cette éprouvette avec les paramètres mécaniques identifiés

La FIGURE.3.28 présente la simulation réalisée dans le cas de séchage. Le maté-

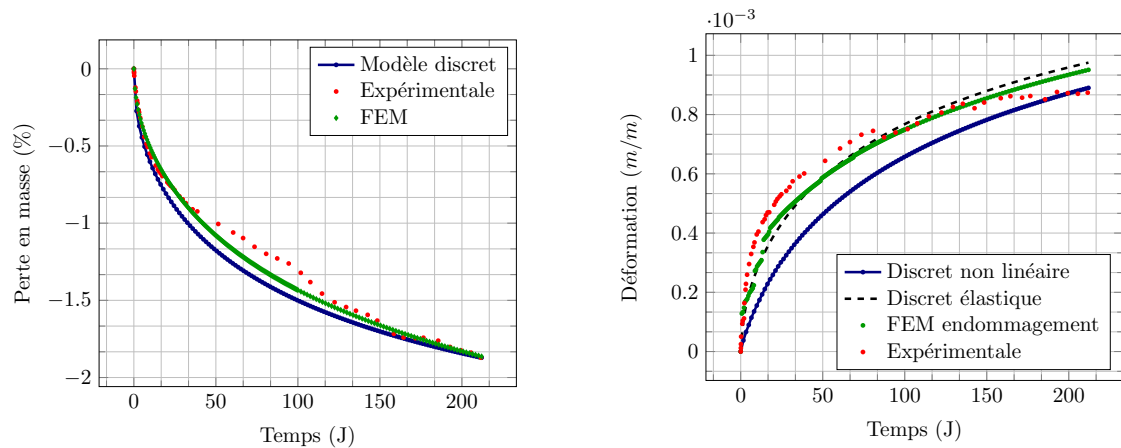
riau est initialement considéré totalement saturé en eau liquide. L'humidité relative imposée sur les bords de l'éprouvette induit le séchage. Les mouvements de corps rigide sont bloqués sur des centroïdes placés, dans une zone non soumise à la fissuration, vers le centre de l'éprouvette en compression, indiqués en rouge sur la FIGURE.3.28.

Table 3.3 – Paramètres du modèle hydrique dans des conditions normales de température et de pression (CNTP)

Paramètres	Notations	Valeurs	Origines
Porosité	ϕ	15%	Expérimentale
Masse volumique	ρ	2100 $kg.m^{-3}$	Expérimentale
Masse vol. de l'eau liquide	ρ_l	1000 $kg.m^{-3}$	Constante CNTP
Masse vol. de la vapeur d'eau	ρ_v	15 $kg.m^{-3}$	Constante CNTP
Masse molaire de l'eau	M_v	18 $g.mol^{-1}$	Constante CNTP
Constante des gaz parfaits	R	8.314 $J.mol^{-1}.K^{-1}$	Constante CNTP
Isotherme	T°	293.15 K	Constante CNTP
Viscosité de l'eau liquide	μ_l	1x10 ⁻³ $Pa.s$	Constante CNTP
Diffusivité de la vapeur d'eau	D_0	2.48x10 ⁻⁵ m	Constante CNTP
Pression de vapeur saturante	P_0	2276 Pa	Constante CNTP
Paramètre de diffusivité	amq	2.74	Soleilhet [2018]
Paramètre de diffusivité	bmq	4.20	Soleilhet [2018]
Dilatation hydrique	α	0.0013	Identification
Perméabilité intrinsèque	K	1.3x10 ⁻²⁰ m^2	Identification
Isotherme Rougelot [2008]	a	-7.9 MPa	Identification
Isotherme Rougelot [2008]	b	4.36	Identification
Coefficient lié à biot	b_ε	[0 ; 1]	Identification
Paramètre de modélisation	nk	0.5	Selon a , b , et K

La non linéarité décrite dans ce modèle permet de représenter les transferts de masse au cours du temps. Cependant, des améliorations peuvent être apportées. La porosité, la masse volumique et la perméabilité intrinsèque sont des grandeurs indépendantes dans ce modèle, ce qui n'est pas le cas dans la réalité.

La courbe de perte en masse identifiée (FIGURE.3.29a) permet d'estimer la perméabilité intrinsèque du matériau. Les fluctuations expérimentales de l'humidité relative, induisent des cycles d'adsorption et de désorption qui ne sont pas pris en compte car ce modèle est uniquement basé sur la désorption, influençant également la prédiction de la déformation de retrait (FIGURE.3.29b). Expérimentalement, la déformation de retrait tend vers une asymptote horizontale, signifiant que la perte en masse se stabilise. Sur la FIGURE.3.29a, de perte en masse, le dérèglement de l'humidité relative autour de 200 jours a engendré une perte complémentaire



(a) Identification de la perméabilité intrinsèque avec la perte en masse.

(b) Identification du coefficient de couplage hydro-mécanique avec la déformation de retrait.

Figure 3.29 – Identification de la perméabilité intrinsèque et du coefficient de couplage hydro-mécanique. Une comparaison est réalisée avec une résolution aux éléments finis.

(FIGURE.2.40a) . Numériquement, la perte en masse n'est pas encore stabilisée, empêchant la stabilisation de la déformation de retrait (FIGURE.3.30).

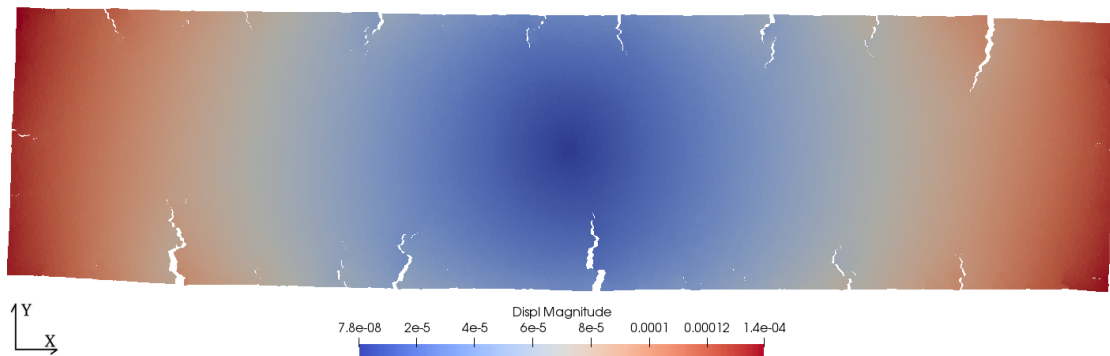


Figure 3.30 – Fissure de retrait de dessiccation avec une approche particulaire-lattice (x100).

La FIGURE.3.30 présente le faciès de fissuration après application du chargement hydrique. L'approche particulaire lattice permet une meilleure représentation de la dégradation du matériau que l'approche continue. Sur la FIGURE.3.31, l'endommagement est modélisé par le modèle de Mazars et Pijaudier-Cabot [1989]. Selon le modèle d'endommagement, le matériau est totalement détérioré en surface. En effet, le modèle repose sur la mécanique des milieux continus et le matériau est considéré isotrope ne permettant pas de reproduire une fissuration localisée, observable sur

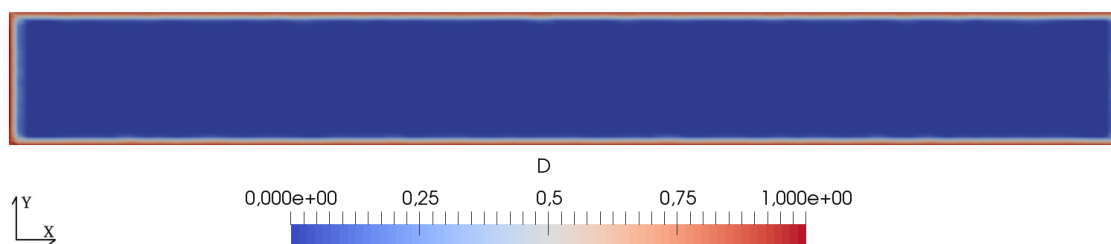


Figure 3.31 – Exemple de l’endommagement de dessiccation avec une approche classique éléments finis. L’endommagement diffus est maximal sur les bord de la poutre. Le modèle particulaire lattice permet une représentation plus réaliste du faciès de fissuration.

les éprouvettes expérimentales (FIGURE.3.32). L’endommagement est surestimé et le modèle particulaire lattice semble être une alternative.



Figure 3.32 – Exemple d’un faïençage causé par un retrait de dessiccation durant plus de cinq années [Soleilhet, 2018]. La fissure locale apparaît de manière othogonale sur les bords. Les fissures visibles à l’oeil sont surlignées en rouge.

La perte de symétrie, lors du retrait de dessiccation provient des caractéristiques aléatoires de la discrétisation spatiale. Créant ainsi localement des zones plus faibles. Cette localisation de la fissuration induit un mouvement de flexion résiduel dans le matériau, lors du chargement hydrique (FIGURE.3.30).

La déformation de retrait estimée sur la FIGURE.3.29b correspond aux déplacements moyennés de plusieurs centroïdes sur le spécimen. Sur cette figure, un cas test élastique et non linéaire ont été réalisés. Cette différence permet de mettre en évidence l’impact de la fissuration sur le retrait du matériau. La fissuration permet la relaxation du champ de contrainte, expliquant une déformation moins importante par rapport à un cas totalement élastique. Par ailleurs, les essais expérimentaux de fluage (FIGURE.2.68) indiquent que les déformations différées permettent de réduire la contrainte du matériau et de limiter la fissuration. Cet aspect constitue une perspective à ces travaux. Les deux cas tests réalisés avec et sans fissuration peuvent être considérés comme les deux cas extrêmes dans l’estimation de la déformation de retrait.

4.3.3 Impact du retrait de dessiccation sur le comportement mécanique avec le modèle particulaire-lattice

Dans cette partie, les éprouvettes sont sollicitées en flexion trois points, après un séchage de 210 jours à 55% d'humidité relative et 20°C. Cet essai permet d'étudier l'impact du retrait de dessiccation sur le comportement mécanique du matériau, dont les paramètres ont été identifiés précédemment dans la section 4.3.2.

Les résultats sont présentés sur la FIGURE.3.34. La courbe expérimentale correspond au comportement moyen des éprouvettes, ayant subi un séchage (campagne expérimentale notée C1). Pour tenir compte de l'historique hydrique du matériau, le champ de déplacement issu du calcul hydrique ainsi que le champ de fissuration est pris en compte dans l'initiation du calcul mécanique en flexion trois points. Cependant, dans ces résultats, seule la fissuration d'origine hydrique est prise en compte. Des analyses complémentaires sont nécessaires. Par ailleurs, une relaxation des contraintes limiterait la surestimation de la fissuration. Par conséquent, une des perspectives de ces travaux consisterait à prendre en compte, en complément de la pression capillaire, le fluage pour limiter la fissuration car ses déformations différées atteignent plusieurs fois la déformation élastique [Lyu, 2020].

Une comparaison est réalisée entre la courbe expérimentale et les prédictions faites par le modèle particulaire lattice. Les résultats indiquent que sans la prise en compte de la pression capillaire, la résistance en traction chute de l'ordre de 80%, et la rigidité, ne permettant pas de représenter les résultats expérimentaux. Autrement dit, la fissuration à elle seule, ne permet pas de représenter le comportement mécanique du matériau après un séchage, comme observé dans les travaux de Soleilhet [2018]. Le faciès de fissuration est présenté sur la FIGURE.3.33. La baisse de la force au pic correspond à l'initiation de la fissure mécanique à partir d'une fissure de retrait.

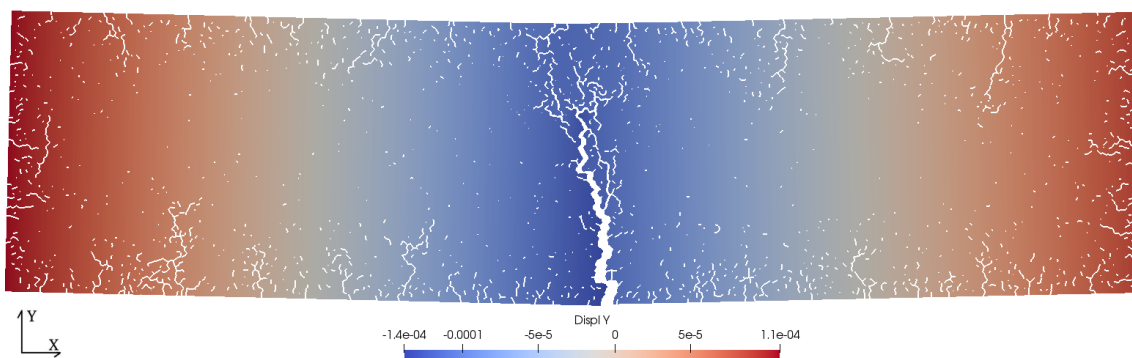


Figure 3.33 – Faciès de fissuration d'une éprouvette ayant subi un retrait de dessiccation puis un chargement mécanique en flexion trois points (x15).

La pression capillaire a pour objectif de limiter la fissuration. Le coefficient lié à celui de Biot, permet de lier la contrainte et la déformation de retrait, afin d'améliorer

la résistance maximale en traction. Comme le montre la FIGURE.3.34 l'augmentation de l'influence de la pression capillaire tend à réduire la chute de la force au pic. Les valeurs du coefficient lié à Biot b_ε considérées peuvent varier entre 0 et 1 selon l'expression (1.3). Cependant des analyses complémentaires peuvent être réalisées pour estimer l'impact de la pression capillaire sur les matériaux cimentaires.

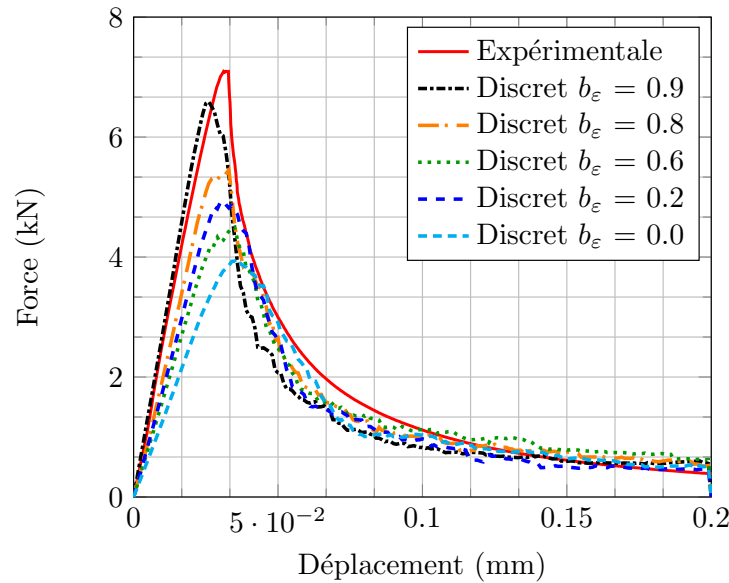


Figure 3.34 – Prédiction du comportement mécanique du matériau cimentaire avec le modèle particulaire-lattice DEAP, sous l'influence de la pression capillaire. L'essai de flexion trois points est réalisé après 210 jours de retrait de dessiccation.

L'influence de la pression capillaire sur le comportement mécanique, et en particulier la résistance en traction est présentée sur la FIGURE.3.35, pour dix tirages (Chaque tirage a un maillage identique et une même répartition des seuils de rupture). Ces résultats montrent que le séchage fait chuter la résistance en traction en flexion trois points, mais que l'influence de la pression capillaire permet de limiter ce phénomène en limitant la fissuration (essai $n^\circ 12$, par exemple). Par ailleurs, dans certains cas, la fissure mécanique ne s'initie pas sur une fissure d'origine hydrique. Par conséquent, la résistance mécanique est supérieure pour un plus faible coefficient de Biot (essai $n^\circ 18$ par exemple).

Par ailleurs, la raideur du matériau prédite par le modèle particulaire-lattice est proche du cas de flexion trois points sans retrait préalable (FIGURE.3.25). En effet, la prise en compte de l'effet unilatéral est réalisée avec le contact des particules, lors de la refermeture des fissures sur la fibre supérieure.

Sur la FIGURE.3.36, la comparaison de la résistance maximale en traction entre la campagne expérimentale C1 avec des éprouvettes ayant séché et les prédictions du modèle particulaire-lattice montrent que le modèle présente plus de variabilité

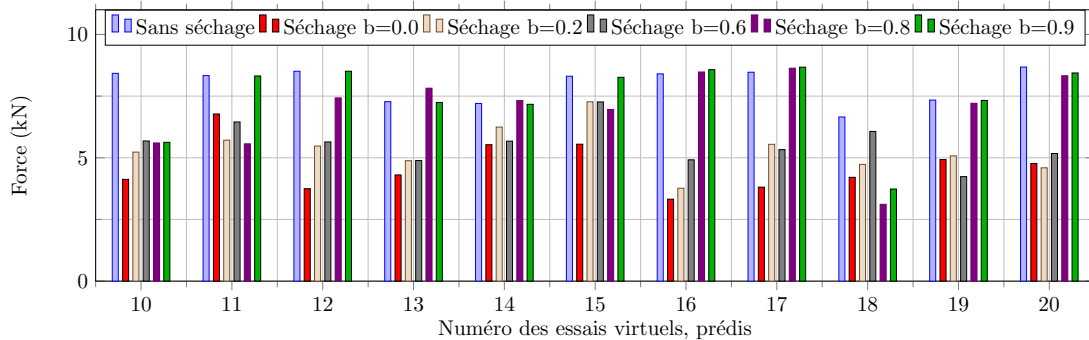


Figure 3.35 – Comparaison de la résistance maximale en traction avec un essai de flexion trois points et la prise en compte de la pression capillaire.

que l’expérimentation, avec en plus une surestimation de la fissuration de retrait de dessiccation. L’initiation de la fissure mécanique à partir d’une fissure de retrait accentue cette dispersion dans le modèle numérique.

4.3.4 Impact du retrait de dessiccation sur le faciès de fissuration.

Dans cette partie, la comparaison du faciès de fissuration est réalisée entre les flexions trois points sans séchage (Campagne C3) et celles ayant subi un retrait de dessiccation (Campagne C1). Dans les deux cas, cinquante essais numériques sont réalisés. Pour chaque essai, la fissure mécanique macroscopique est extraite et superposée à d’autres faciès de fissuration. Par conséquent, sur la FIGURE.3.37, chaque couleur représente un essai. Seulement cinq faciès sont représentés pour des raisons de lisibilité.

Sur la fibre inférieure, la théorie prévoit une initiation de la fissuration au niveau du moment maximal. Cependant, à cause de l’hétérogénéité du matériau, telle que la porosité, une variabilité expérimentale est induite, engendrant une zone d’initiation à $\pm 20mm$ du milieu de l’éprouvette (FIGURE.2.57c). Numériquement, cette hétérogénéité est représentée par le champ aléatoire appliqué sur les seuils de rupture dans le réseau de poutres. La superposition des cinquante essais numériques indique une zone d’initiation à $\pm 30mm$ du centre du spécimen.

Sur le même principe que la FIGURE.3.37, la FIGURE.3.38 superpose six faciès de fissuration. Dans un premier temps, le matériau subit un retrait de dessiccation, représenté par une fissuration sur les bords de l’éprouvette. Puis, le chargement en flexion trois points engendre la fissure mécanique. Les résultats montrent une variabilité plus importante, comme une compétition existe entre une initiation de la fissuration à partir d’une fissure de retrait et dans une zone non fissurée au niveau du moment maximal (FIGURE.3.35). La superposition des cinquante essais numériques

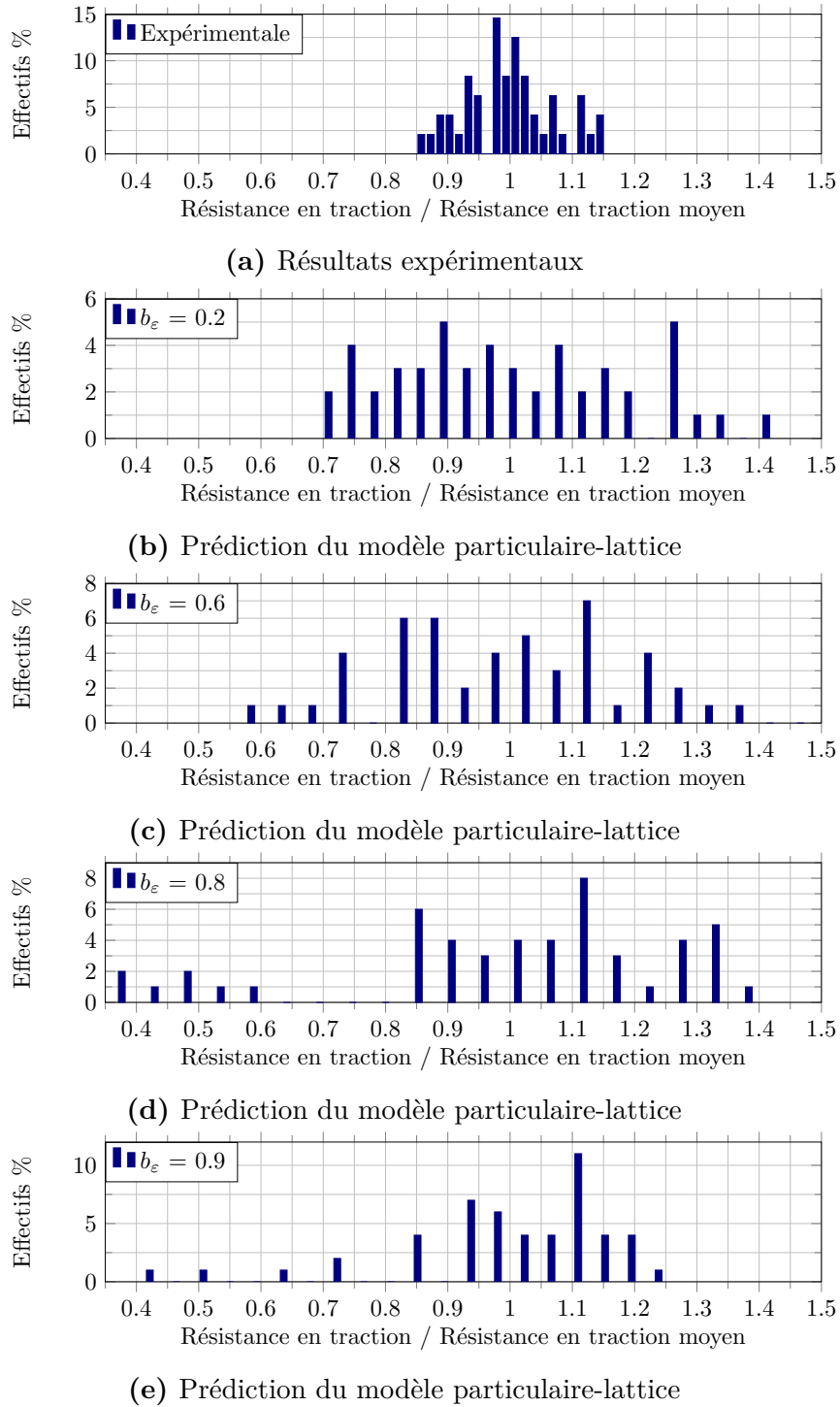


Figure 3.36 – Comparaison entre la résistance maximale en traction avec un essai de flexion trois points et la prise en compte de la pression capillaire.

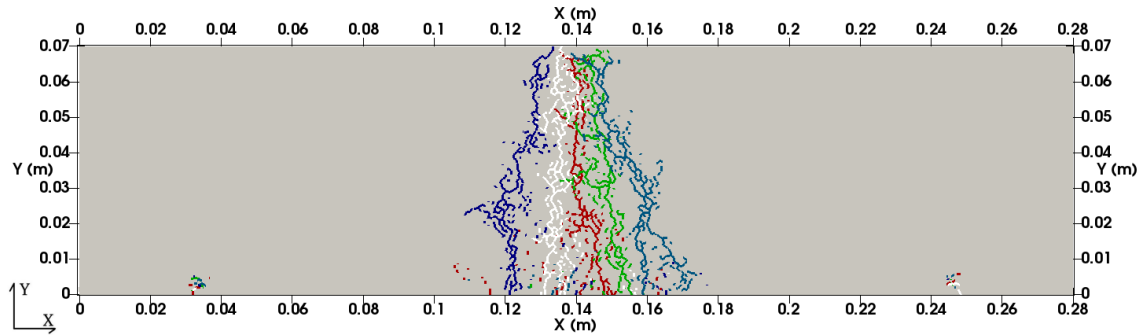


Figure 3.37 – Superposition de cinq faciès de fissuration macroscopique issus de cinq essais numériques en flexion trois points, sans la prise en compte du retrait de dessiccation. Cet ensemble de faciès représente la prédiction numérique de la campagne C3 conservée dans une solution à $pH = 12$ (FIGURE.2.57c). Contrairement à la théorie, prévoyant une discontinuité au niveau du moment maximal, une variabilité est observée au niveau de l’initiation de la fissuration. La superposition des cinquante essais numériques indique une zone d’initiation de la fissure à $\pm 30mm$ du centre du spécimen.

indique une zone d’initiation de la fissure à $\pm 60mm$ du centre du spécimen, contre $30mm-40mm$ pour la campagne expérimentale C1 (FIGURE.2.57a).

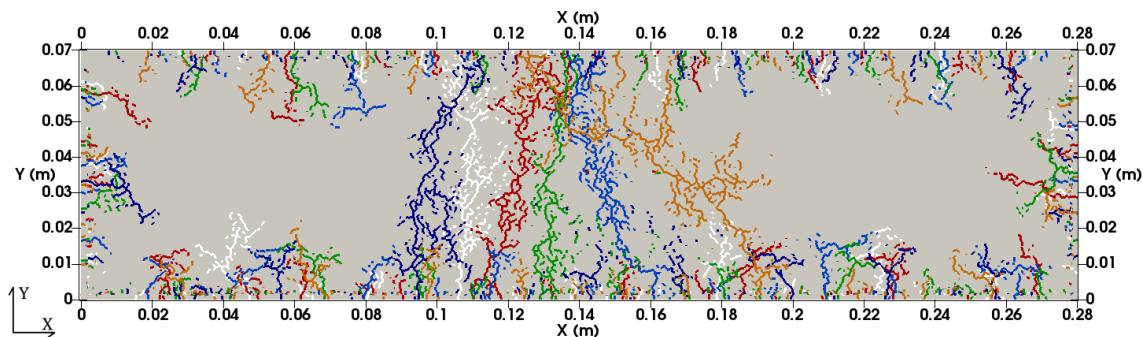


Figure 3.38 – Superposition de cinq faciès de fissuration issus des essais de flexion trois points avec la prise en compte du retrait de dessiccation avant l’application de la charge mécanique à l’abscisse $0.14m$ et sans la prise en compte de la pression capillaire $b_e = 0$. Cet ensemble de faciès représente la prédiction numérique de la campagne C1, conservée en conditions de séchage, jusqu’à l’équilibre hydrique (FIGURE.2.57a). La superposition des cinquante essais numériques indique une zone d’initiation de la fissure à $\pm 60mm$ du milieu de l’éprouvette.

5 Conclusion

Dans ce chapitre, différentes méthodes continues et discrètes, ont été présentées pour modéliser la discontinuité cinématique. Puis, l'intérêt du modèle particulaire-lattice dans le cadre de la représentation du retrait de dessiccation a été exposé. Dans le modèle, l'ensemble des contours des particules constitue le réseau de poutres pour les transferts hydriques qui se base sur la conservation de la masse. Le couplage faible réalisé entre les déformations de retrait et les propriétés hydriques du matériau est possible par l'intermédiaire de la dualité Delaunay-Voronoi, générée lors de la discrétisation spatiale.

À partir des données de la campagne expérimentale, l'identification des paramètres hydriques et mécaniques ont permis de reproduire l'impact du retrait de dessiccation sur le comportement mécanique du modèle particulaire-lattice, avec la prise en compte de la pression capillaire. Les résultats montrent que la fissuration à elle seule, surestime la fissuration du matériau et entraîne une chute des propriétés mécaniques car la fissuration mécanique s'initie sur une fissure de retrait. La prise en compte du fluage serait donc bénéfique pour ce cas d'étude. Par ailleurs, le faïençage observable expérimentalement peut être apporté par une modélisation 3D, afin d'améliorer le modèle numérique.

Ensuite, lors de l'application du chargement mécanique avec un séchage préalable du spécimen, une compétition a lieu au niveau de la zone d'initiation de la fissure. Soit l'initiation s'effectue à partir d'une fissure de retrait, soit au niveau du moment maximal, dans une zone non fissurée. Les différentes trajectoires expliquent ainsi la chute plus ou moins importante de la résistance en traction du matériau.

Conclusion

Ces travaux se déroulent dans le cadre de la durabilité des structures. L'objectif de cette thèse consiste à quantifier la prise en compte de l'historique hydrique des matériaux cimentaires pour caractériser le comportement mécanique. Dans le cadre de ces travaux, le matériau est considéré mature et la période du jeune-âge est contrôlée sous retrait endogène. L'intérêt se porte essentiellement sur le retrait de dessiccation des matériaux cimentaires qui a lieu tout au long de l'exploitation de la structure.

Dans un premier temps, une présentation générale des matériaux cimentaires est réalisée, afin de mettre en avant la complexité de ce composite. L'origine de la fissuration du matériau indique qu'elle est inéluctable et qu'elle se forme notamment à cause du caractère hétérogène. La prépondérance du phénomène de dessiccation dans l'exploitation du matériau nécessite une attention particulière. La majeure partie des structures se dégradent par la corrosion des armatures. Mais les éléments agressifs transitent par le réseau de fissures des matériaux cimentaires. La compréhension de la fissuration est donc indispensable pour assurer la durabilité des structures.

La description du retrait de dessiccation permet de comprendre les mécanismes hydriques et notamment le rôle de l'humidité relative extérieure. Les conditions environnementales induisent ainsi une fissuration surfacique et aléatoire.

Ensuite, la réflexion s'est tournée vers la représentativité des résultats expérimentaux dans la littérature et dans la modélisation de la variabilité des matériaux cimentaires. Plusieurs campagnes expérimentales ont permis d'apporter des précisions complémentaires aux études réalisées dans la communauté du Génie Civil. Afin de s'assurer de la représentativité spatiale du matériau, la formulation du mortier normalisé permet d'assurer une réponse globale représentative d'un matériau homogène, minimisant l'influence des granulats dans le matériau. L'unique gâchée réalisée pour chaque campagne permet de s'affranchir des incertitudes liées au malaxage pour quantifier au mieux à la variabilité du matériau. La maîtrise des conditions environnementales permet également de caractériser le comportement mécanique du matériau selon son historique hydrique.

Dans ces travaux expérimentaux, une cure endogène permet d'éviter le couplage du retrait de dessiccation avec le jeune-âge. Après maturation, un suivi hydrique ré-

gulier a permis de caractériser l'état hydrique du matériau. Les résultats démontrent une variabilité non négligeable au niveau de la déformation de retrait du matériau. Cela provient en majeure partie de la fissuration aléatoire. Puis, des essais mécaniques de flexion trois points sur un banc d'essais conçu à cette occasion, sont réalisés sur des éprouvettes $70 \times 70 \times 280 \text{ mm}$ non entaillées. La variabilité du matériau influence notamment l'initiation de la fissuration mécanique. Des différences sont observées sur la résistance maximale en flexion ainsi que sur l'adoucissement à cause de la propagation de la fissure. Les écart-types et les extremums observés indiquent que le nombre d'essais devrait être supérieurs à trois pour être représentatif du matériau. L'observation des résultats moyennés mettent également en évidence, l'effet bénéfique de la pression capillaire sur la résistance maximale en traction du matériau. Les essais complémentaires réalisés, permettent d'appuyer les résultats expérimentaux précédents.

Par ailleurs, des tests statistiques sont réalisés sur résultats expérimentaux pour vérifier l'hypothèse de normalité et la corrélation entre deux grandeurs physiques. Ils permettent notamment d'assurer la reproductibilité des résultats et des tendances observées, afin de garantir une certaine confiance dans les mesures expérimentales réalisées. Plusieurs approches permettent de corrélérer linéairement les résultats, mais le caractère aléatoire prédomine. En effet, les résultats montrent qu'il est difficile de corrélérer des mesures locales ou globales au sein d'une même gâchée. Cependant, une estimation du nombre d'essais est réalisée en fonction de l'erreur relative à la moyenne acceptable par l'opérateur, pour chaque type d'essais. Les résultats indiquent que ce nombre d'essais dépend du type de mesure et de l'incertitude associée. Par conséquent, l'importance de ces tests est indispensable pour la modélisation numérique car elle s'appuie sur l'expérimental et inversement.

La modélisation des transferts hydriques s'effectue avec un modèle multiphasique comprenant le squelette solide, l'eau liquide et la vapeur d'eau. Les résultats expérimentaux ont permis d'identifier la majeure partie des paramètres de la phase liquide. Cette identification peut être remise en question, à cause de l'unicité de la solution, notamment à cause de l'isotherme de désorption, très sensible aux conditions d'essais. L'implémentation d'un modèle de diffusion a permis de représenter les fissures issues du retrait de dessiccation avec une approche particulaire-lattice. Une comparaison a été réalisée entre un essai de flexion trois points sans et avec la prise en compte de l'historique hydrique du matériau. Dans le cas d'un séchage, le champ de déformation et le faciès de fissuration conditionnent l'état initial du matériau, avant l'essai de flexion trois points. Les prédictions du modèle indiquent une surestimation de l'impact du retrait sur la fissuration, conduisant à la divergence des essais numériques. Par conséquent, des améliorations doivent être apportées au niveau de la prise en compte de la dessiccation. Afin de limiter la fissuration de retrait, la pression capillaire a été ajoutée et doit être complétée par la prise en compte du fluage de dessiccation.

Perspectives

Le développement de méthodes numériques et les données des campagnes expérimentales conduisent à de nouvelles réflexions et de possibles améliorations du modèle discret.

Concernant les transferts hydriques, la modélisation du retrait de dessiccation en 3D permettrait une meilleure représentativité des phénomènes hydriques. En effet, il serait possible à la fois de reproduire une fissuration surfacique sur les zones soumises au retrait, mais également de localiser les discontinuités au niveau des bordures du spécimen, limitant la surestimation de l'impact de la fissuration qui n'est pas totalement traversante comme en 2D.

Par ailleurs, il serait intéressant d'analyser l'influence du choix de la loi de probabilité pour les paramètres numériques sur la variabilité de la déformation de retrait de dessiccation, et analyser son impact sur le comportement mécanique d'une structure. Une identification par analyse inverse, reposant sur les mesures expérimentales de la variabilité macroscopique des propriétés, pourrait être utilisée. Il est indispensable de choisir au mieux la loi de probabilité afin de réaliser des prédictions réalistes. L'autre manière de prendre en compte l'hétérogénéité du matériau consiste à représenter explicitement la méso-structure du matériau. Cette représentation, plus réaliste que l'utilisation de lois de probabilité, permettrait de mettre en avant l'incompatibilité pâte de ciment-granulats, comme observée expérimentalement. Les avantages d'un modèle discret serait, par exemple, la facilité de générer des granulats avec des formes aléatoires en ayant la possibilité de constituer des agrégats de polyèdres, pour obtenir différentes finesses. Il serait également possible de réaliser des scans tomographiques aux rayons X et de projeter la méso-structures sur une tessellation de Voronoï.

Par ailleurs, la représentation explicite des ouvertures de fissures permet de réaliser un couplage fort dans l'estimation du retrait hydrique. Les contraintes induites dans le matériau et la fissuration est également influencée par la relaxation de la pression capillaire ou du fluage. Concernant le fluage, les déformations différées se modélisent par un comportement visco-élastique, observé dans les essais expérimentaux. Les modèles phénoménologiques le décrivent avec des chaînes de Kelvin-Voigt associées en série. Les éléments discrets devraient pouvoir décrire plus précisément

l'effet structurel du fluage de dessiccation grâce à la représentation localisée de la discontinuité cinématique. Les prédictions du modèle discret donnerait alors une information sur la variabilité du fluage des matériaux à base de ciment car peu de données expérimentales sont à disposition.

Les futurs développements numériques peuvent se réaliser à l'échelle mésoscopique mais également à l'échelle de la structure représentée en 3D, pour améliorer la compréhension de l'interaction acier-béton, avec un couplage hydrique-mécanique-corrosion. Le coût de calcul étant important, une résolution avec un calcul parallèle MPI peut être utile.

Du côté expérimental, des mesures complémentaires peuvent être réalisées sur le matériau. Des essais de perméabilité au gaz permettraient de déterminer les paramètres de la vapeur d'eau dans le modèle hydrique. Des essais de compression sur les cylindres carottés apporteraient de nouvelles informations sur la variabilité de la contrainte en compression. En complément, des mesures ultrasonores couplés à la DIC apporteraient des informations surfaciques et volumique au niveau de la détection de la micro-fissuration au sein du matériau. L'isotherme de désorption pourrait être mesurée avec un dispositif fiable et robuste, pour améliorer la description des transferts hydriques.

Enfin, l'étude a montré l'importance de la variabilité sur les résultats. Elle ouvre la voie à d'autres campagnes similaires pour mieux prendre en compte cette variabilité et permettra d'enrichir les modèles numériques.

Annexe DIC-C : *Digital image correlation controller*

Dans cette annexe, le pilotage d'un vérin hydraulique est réalisé à partir d'un asservissement par corrélation d'images numériques.

Sommaire

1	La corrélation d'images	200
2	Pilotage par corrélation d'images	200
2.1	Asservissement des systèmes linéaires	201
2.2	Architecture de la chaîne d'acquisition	202
2.3	DIC-C et PID	203
2.4	Incertitude de mesure et aléas	206
3	Essais sur un matériau quasi-fragile	207

1 La corrélation d'images

La corrélation d'images, ou DIC *Digital Image Correlation* en anglais, consiste à estimer un champ de déplacement à travers différents niveaux de gris. Cette annexe a pour objectif d'exploiter la DIC, à travers un capteur optique non intrusif, pour réaliser l'asservissement de la machine d'essais mécaniques, sur un matériau quasi-fragile comme dans les travaux de [Carpiuc et al. \[2018\]](#). La caméra *Teledyne DALSA's Falcon 4* utilisée, propose une résolution maximale de $2432 \times 1728 \text{pix}$. (équivalente à une largeur d'environ 70mm dans les essais qui suivent). Les caractéristiques techniques de la caméra comme la vitesse d'acquisition ou la taille du capteur sont largement suffisantes pour le domaine d'utilisation considéré.

Afin de faciliter le processus de corrélation d'images numériques, il est possible de traiter la surface observée, pour maximiser la largeur de l'histogramme des niveaux de gris. Une présentation générale de la méthode DIC est réalisée à la section [2.4.3](#).

2 Pilotage par corrélation d'images

Afin de garantir l'intégrité de la réponse d'un système, la commande envoie une consigne au système. La précision de cette réponse dépend notamment des perturbateurs extérieurs mais également du signal d'envoi. Dans notre domaine, il s'agit souvent de la température, de l'humidité relative, des vibrations hydrauliques ou de la luminosité. Une régularisation de la machine doit permettre de minimiser ces artefacts altérant la qualité de la réponse physique, avec plusieurs coefficients correcteurs.

L'objectif recherché concerne quatre critères :

- La stabilité : avoir une réponse bornée selon la consigne d'entrée.
- La précision : l'écart entre l'entrée et la sortie
- La rapidité : le temps de réponse du système
- La robustesse : la réactivité face à un imprévu

Dans le cadre d'une commande proprioceptive [[Le Flohic, 2015](#)], la régulation du système s'effectue soit avec un modèle linéaire du type proportionnel intégrateur dérivateur (PID), soit avec un modèle non linéaire dynamique, avec les équations de Lagrange. Le but étant de se ramener à un système linéaire avec des correcteurs prédictifs. Ces coefficients dépendent du comportement de la structure et du matériau.

Dans le cadre des essais mécaniques, un asservissement en déplacement ainsi qu'un régulateur PID est mis en place. Les mouvements induits lors du chargement

sont souvent inférieurs à une déformation de 1%, permettant au PID de se réguler au cours de l'essai. Au niveau de la non linéarité, lors de la fissuration du matériau cimentaire, la partie post-pic génère une instabilité structurelle. En cas de mouvement brutal comme la rupture fragile, le PID ne peut effectuer une rétroaction correcte.

2.1 Asservissement des systèmes linéaires

L'asservissement des systèmes linéaires (FIGURE.39) s'effectue en boucle fermée. La réponse du système se régule grâce à une boucle de rétroaction qui corrige en temps réel la réponse du système influencée par des perturbations extérieures. Dans ces travaux, le système régulé concerne un vérin hydraulique. La pression injectée est pilotée par l'intermédiaire d'une servo-valve délivrant une tension électrique. La consigne numérique envoyée met en mouvement le vérin hydraulique mais des perturbations extérieures peuvent fausser la réponse et induire une incertitude de la réponse. La correction s'effectue avec le capteur extérieur et à l'aide du PID. En général, les capteurs utilisés sont les LVDT, des jauges, de la fibre optique, etc. La modélisation de la fonction de transfert en boucle fermée est détaillée dans [Fayolle et al. \[2007\]](#).

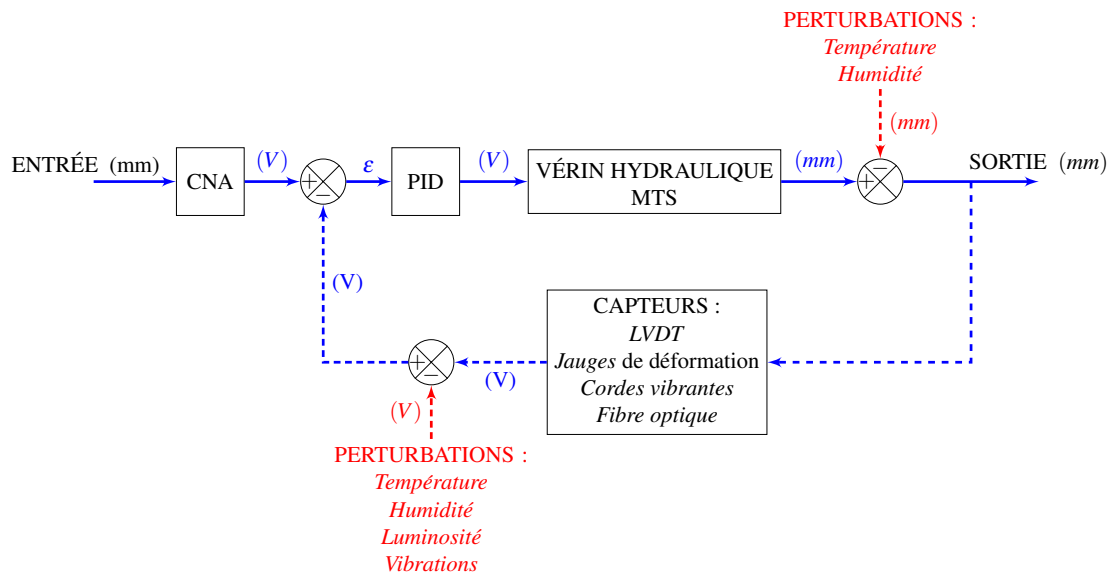


Figure 39 – Asservissement classique d'un système linéaire en boucle fermée

La FIGURE.40 présente également la même boucle d'asservissement. La différence provient du capteur au niveau de la rétroaction. La corrélation d'images, habituellement utilisée dans le post-traitement des essais, se charge de réguler le système. Le système de commande permet de prendre en continu des photos à l'aide d'un trigger de 5V. Les images stockées en mémoire et gérées par un serveur sont envoyées au programme de corrélation d'images. La vitesse d'acquisition des images est imposée

par l'utilisateur et limitée, si nécessaire, par la capacité des caméras. Mais cette limite est nettement inatteignable dans le cas des essais mécaniques. La difficulté réside au niveau de la vitesse d'acquisition et de traitement de la donnée lors de la corrélation car la vitesse du vérin hydraulique est de $1\mu m.s^{-1}$. Cependant, les essais tests indiquent que le traitement des images n'excède pas deux centièmes de seconde. Cette valeur peut encore être améliorée en optimisant la chaîne de mesures.

Au final, la synergie des trois programmes : celui de la MTS, celui de la DIC et le serveur d'images, permettent de réaliser ce pilotage par corrélation d'images.

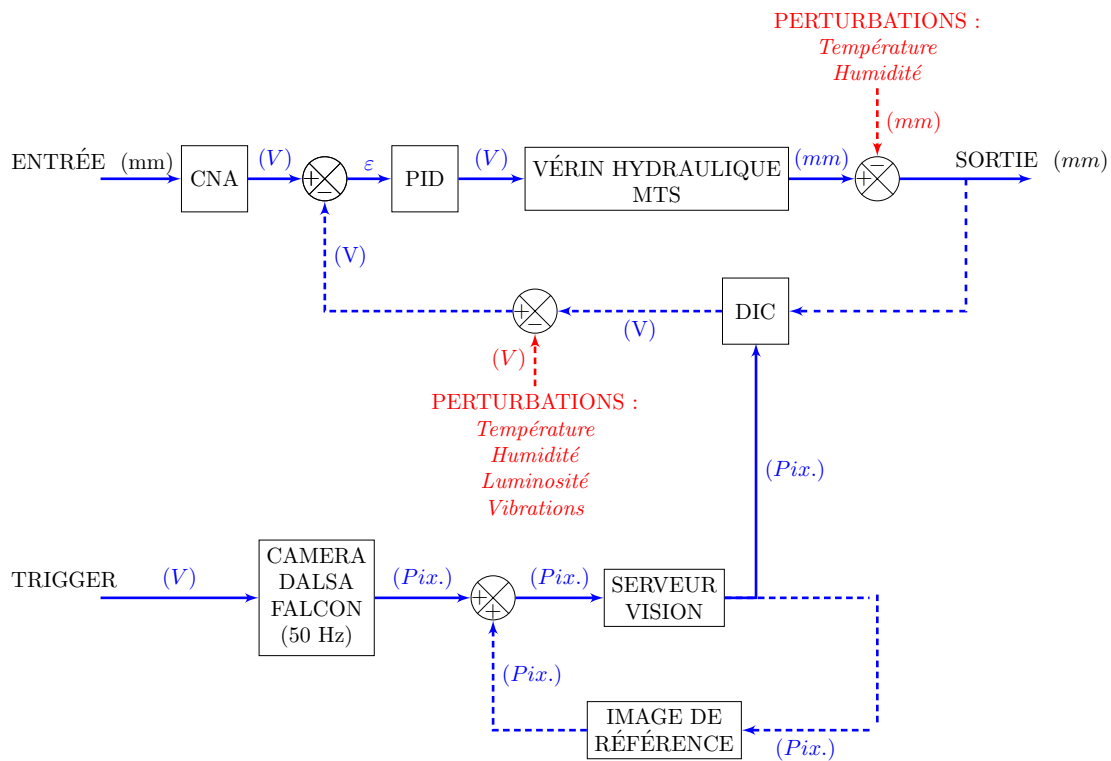


Figure 40 – Asservissement par DIC

2.2 Architecture de la chaîne d'acquisition

Au sein de la DIC, l'architecture du programme permet la transmission du signal électrique qui est visible par plusieurs interfaces graphiques (FIGURE.41). Les paramètres de la caméra permettent de régler le temps d'exposition ou la taille de la région d'intérêt ou region of interest, notée ROI en anglais. Le serveur se charge de récupérer les images avant l'analyse par la DIC. La corrélation d'images se réalise sur un seul élément fini enrichi avec un nombre de fonctions de forme fixé par l'utilisateur. Le calcul GPU se charge du traitement avant d'envoyer le signal à la machine

MTS par l'intermédiaire d'un convertisseur numérique-analogique (CNA). Le gain de temps possible à réaliser se situe à ce niveau. En effet, le temps de calcul dépend de l'architecture du programme. De plus, le CNA crée une source d'incertitude, à cause de la tension parasite ou de la perte du signal dans les câbles électriques.

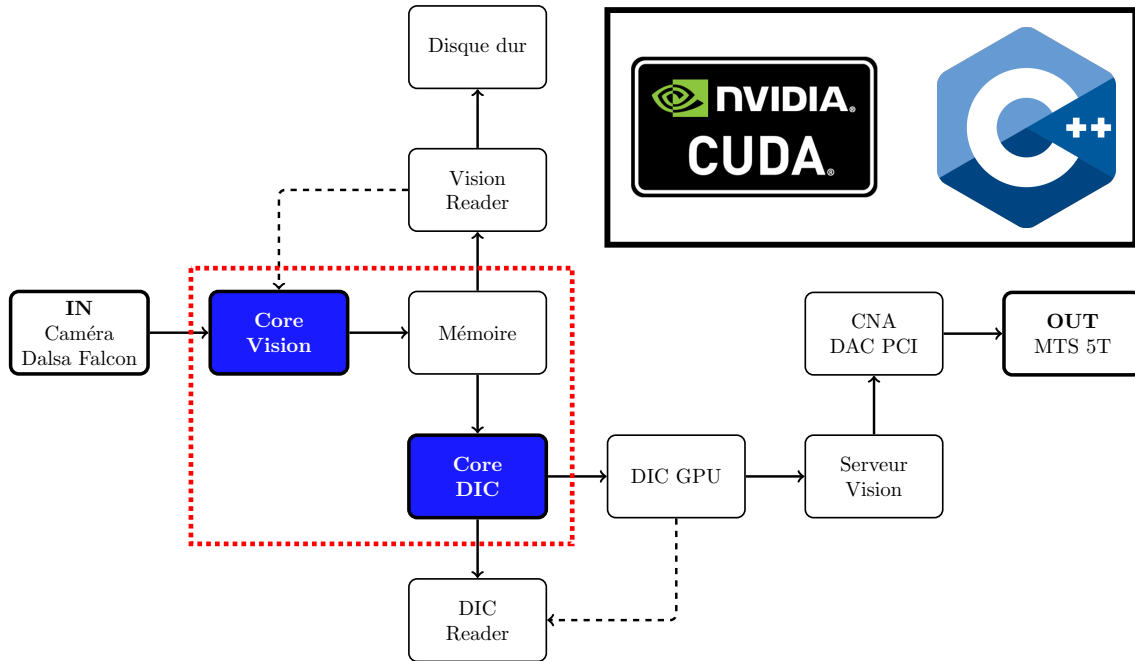


Figure 41 – Architecture DIC, réalisé au LMT pour le pilotage

2.3 DIC-C et PID

La calibration du PID s'effectue dans un cadre linéaire. Ce qui est le cas dans ces tests qui suivent. La robustesse du PID est primordiale pour faciliter le passage de la zone linéaire à la zone non linéaire, lors de la fissuration.

Le PID est testé pour plusieurs fréquences selon un signal donnée. Sur la FIGURE.42, les essais sont réalisés sur un signal sinusoïdal en entrée à trois fréquences distinctes : $0.001Hz$ $0.01Hz$ $1Hz$. Ces fréquences indiquent respectivement une vitesse de charge de $0.05V.s^{-1}$, $0.2V.s^{-1}$, $0.7V.s^{-1}$. Il n'est pas possible de descendre sous les $0.05V.s^{-1}$ pour la résolution de la CAN à disposition (FIGURE.42d). Mécaniquement, une charge de $0.05V.s^{-1}$ correspond à $350N.s^{-1}$ et un déplacement en CMOD de $1\mu m.s^{-1}$ pour notre matériau cimentaire. La difficulté réside au niveau de la propagation de la fissure. La fissuration de l'éprouvette non entaillée ne doit pas être fragile mais quasi-fragile. Un pilotage à $1\mu m.s^{-1}$ semble convenir au vu des essais réalisés avec un capteur LVDT.

Le signal sinusoïdal est une rampe qui permet un chargement progressif. La différence se fait au niveau de la vitesse de chargement qui induit un niveau d'erreurs

plus ou moins acceptable selon l'application réalisée. Pour des essais de fatigue à $1Hz$, une amplitude d'erreur signal-consigne de $0.2V$ est réalisée (FIGURE.42f). La vitesse d'acquisition des données permettrait d'optimiser les performances du PID.

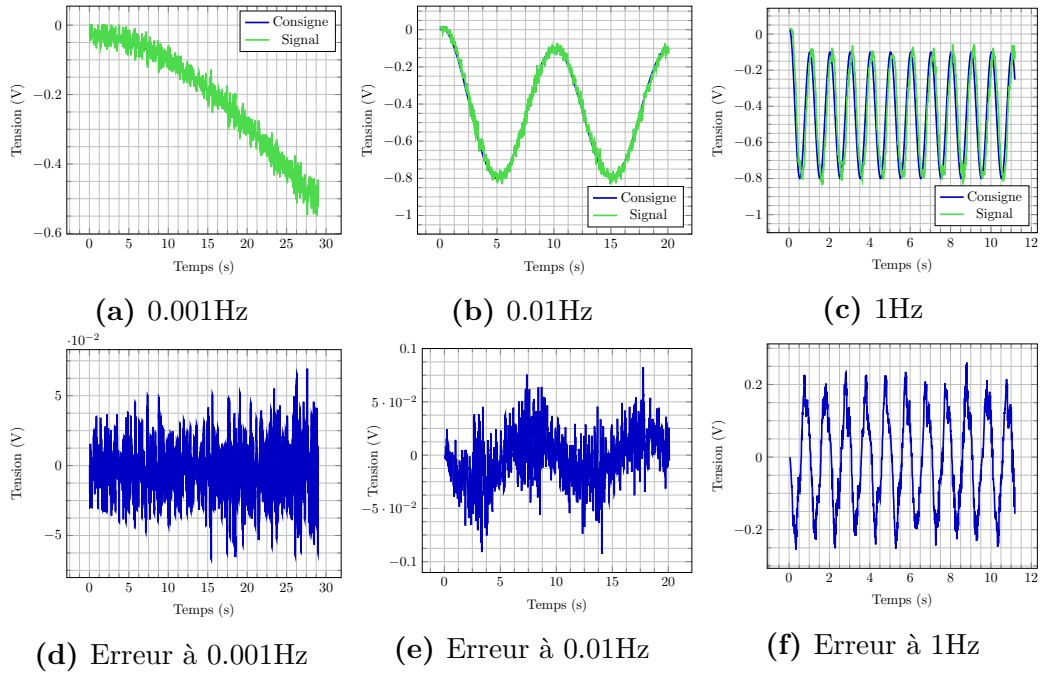


Figure 42 – Test de l'asservissement PID avec un signal sinusoïdale

Ensuite, le système est soumis à un signal carré (FIGURE.43), selon deux fréquences : $0.1Hz$ et $1Hz$. Les erreurs sont plus importantes qu'avec un signal sinusoïdal car la montée en charge est bien plus difficile à respecter. En effet, à chaque transition un pic d'erreur est réalisé, à cause du dépassement du signal. Mais, il est immédiatement rattrapé par le PID. Ce qui montre sa stabilité et sa robustesse malgré la violence de la consigne.

Dans le cas présent, le pilotage par corrélation d'images est réalisé avec une montée en charge de $1\mu m.s^{-1}$ pour éviter la rupture fragile, correspondant à la FIGURE.42a. La robustesse du PID provient à la fois de la vitesse d'acquisition mais également par l'incertitude de mesure équivalente à un capteur classique.

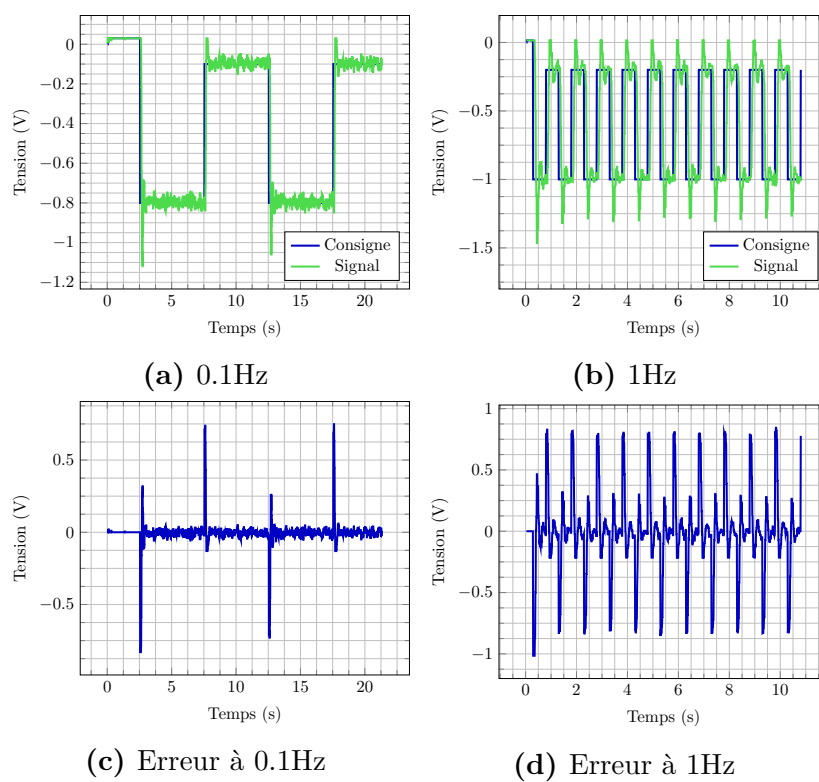
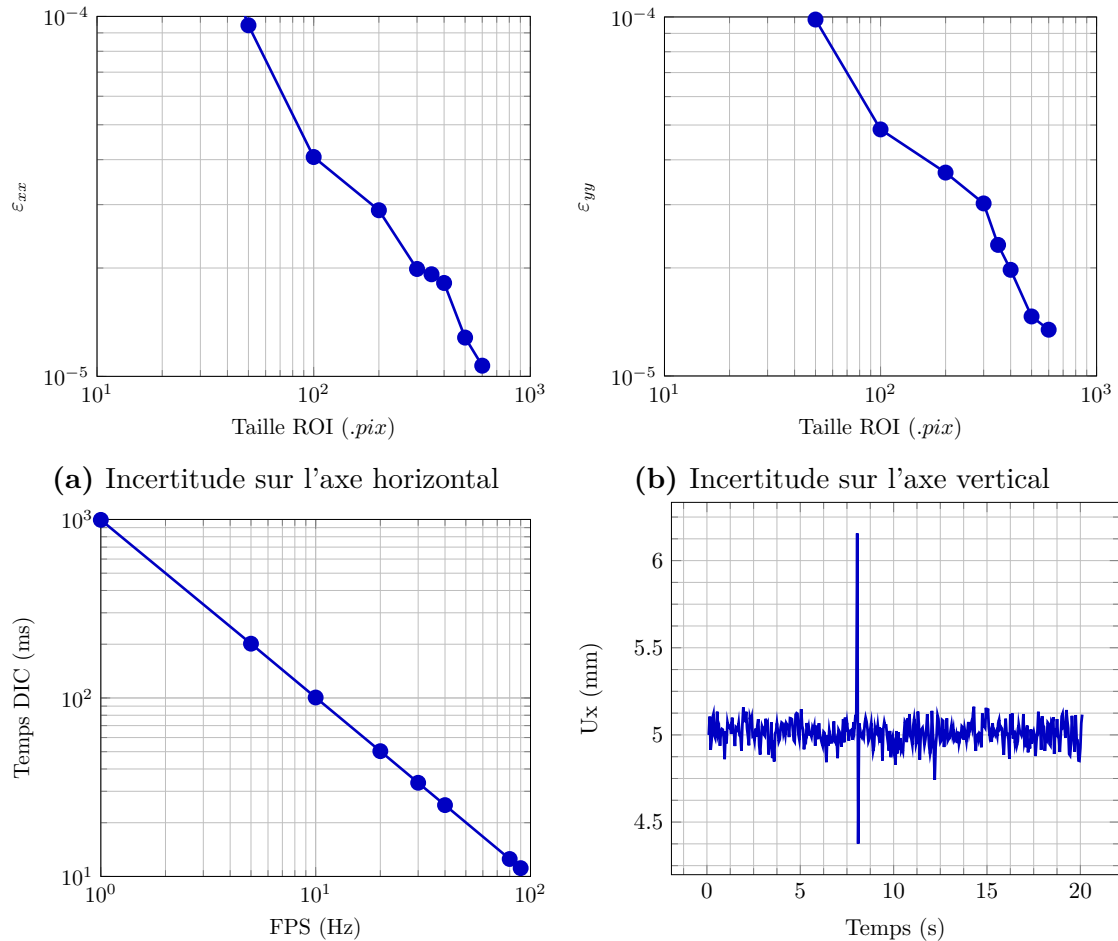


Figure 43 – Test de l’asservissement PID avec un signal carré

2.4 Incertitude de mesure et aléas

Les incertitudes de mesure permettent d'appuyer la fiabilité de l'ensemble du système. Elle est testés en fonction de la taille de la zone d'intérêt ou la vitesse d'acquisition.



(c) Performance et fréquence d'acquisition (d) Choc ponctuel : un séisme ou un saut

Figure 44 – Incertitudes de mesure et performances du système

Sur la FIGURE.44, le bruit blanc de la déformation selon l'axe vertical et horizontal, dépend fortement de la taille de la ROI, selon la taille considérée. Comme démontré sur la FIGURE.44a et FIGURE.44b. Le bruit blanc peut diminuer d'un ordre de grandeur. Concernant, la vitesse d'analyse du code DIC (FIGURE.44c), un gain de temps de deux ordres de grandeur peut être réalisé pour atteindre 10ms. Et enfin, un choc ponctuel est rapidement atténué (FIGURE.44d).

3 Essais sur un matériau quasi-fragile

Sur l'essai de flexion trois points (FIGURE.45), la caméra visualise la zone centrale de l'éprouvette en béton, la ligne rouge en pointillée. Un mouchetis permet d'atteindre l'ensemble des niveaux de gris. Tout autour, la zone noire correspond à l'objectif du télécentrique qui rogne la fenêtre de la caméra. Sur cette image, deux ROI de taille $300pix.$ à $250pix.$, soit à $10mm$, du centre sont placées de chaque côté. Le pilotage s'effectue en CMOD. Il est possible de placer deux caméras sur les deux faces latérales du spécimen et de piloter sur la moyenne du déplacement. Le programme fonctionne sous l'hypothèse d'un milieu continu. La fissure ne doit pas traverser l'une des ROI. Dans le cas d'un essai de flexion trois points non entaillé, l'initiation à lieu au niveau du moment maximal.

Selon la taille de la ROI, l'incertitude de mesure de la déformation est de l'ordre de 10^{-5} sur les deux axes.

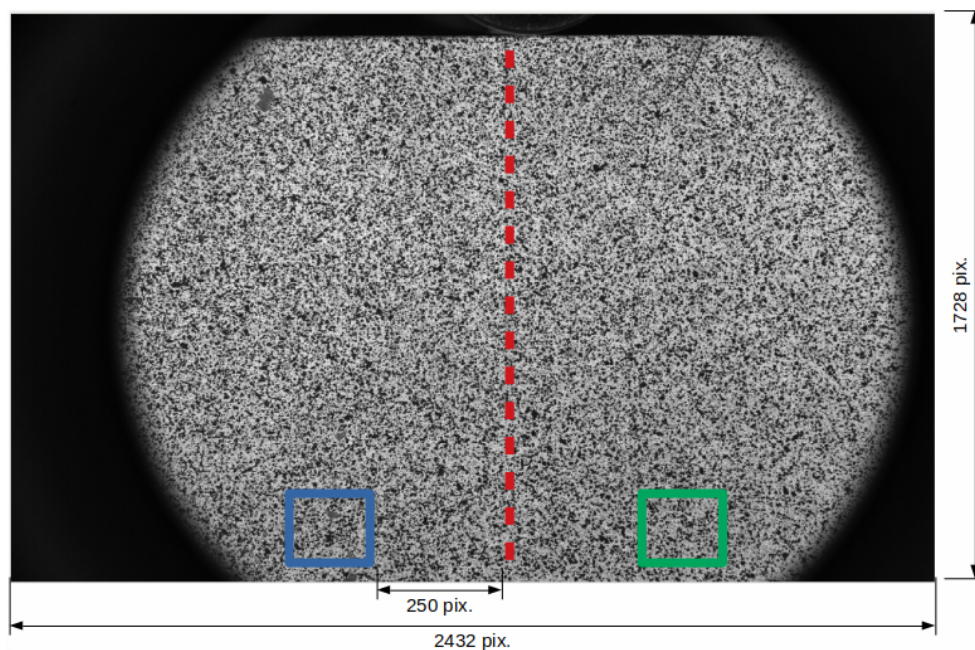


Figure 45 – Visualisation de l'échantillon avec un objectif télécentrique

La FIGURE.46 présente les deux essais de flexion trois points réalisés. Les courbes force-déplacements montrent que le pilotage permet d'obtenir un comportement adoucissant du matériau cimentaire. Autrement dit, la propagation de la fissuration est contrôlée par l'ouverture. Les essais s'arrêtent à 10V correspondant à la borne maximale du CNA. La zone élastique est bien représentée. Les éventuelles déviations dans la zone linéaire correspondent à des mouvements de corps rigides et/ou des mouvements hors plans qui proviennent du tassement au niveau des appuis. Sur la FIGURE.46a, le rebond de résistance provient du matériau, la fissure a pu rencontrer

un granulat sur son passage car le PID a pu rattraper cette instabilité. Sur la FIGURE.46b, une fissuration fragile a lieu lors de l'initiation de la rupture, provenant du retrait de dessiccation qui est marquée sur la surface cette éprouvette. La fissure mécanique a convergé vers une fissure hydrique (FIGURE.46d). En surface, la fissure mécanique suit la trajectoire du réseau hydrique existant car il se comporte comme un maillon faible.

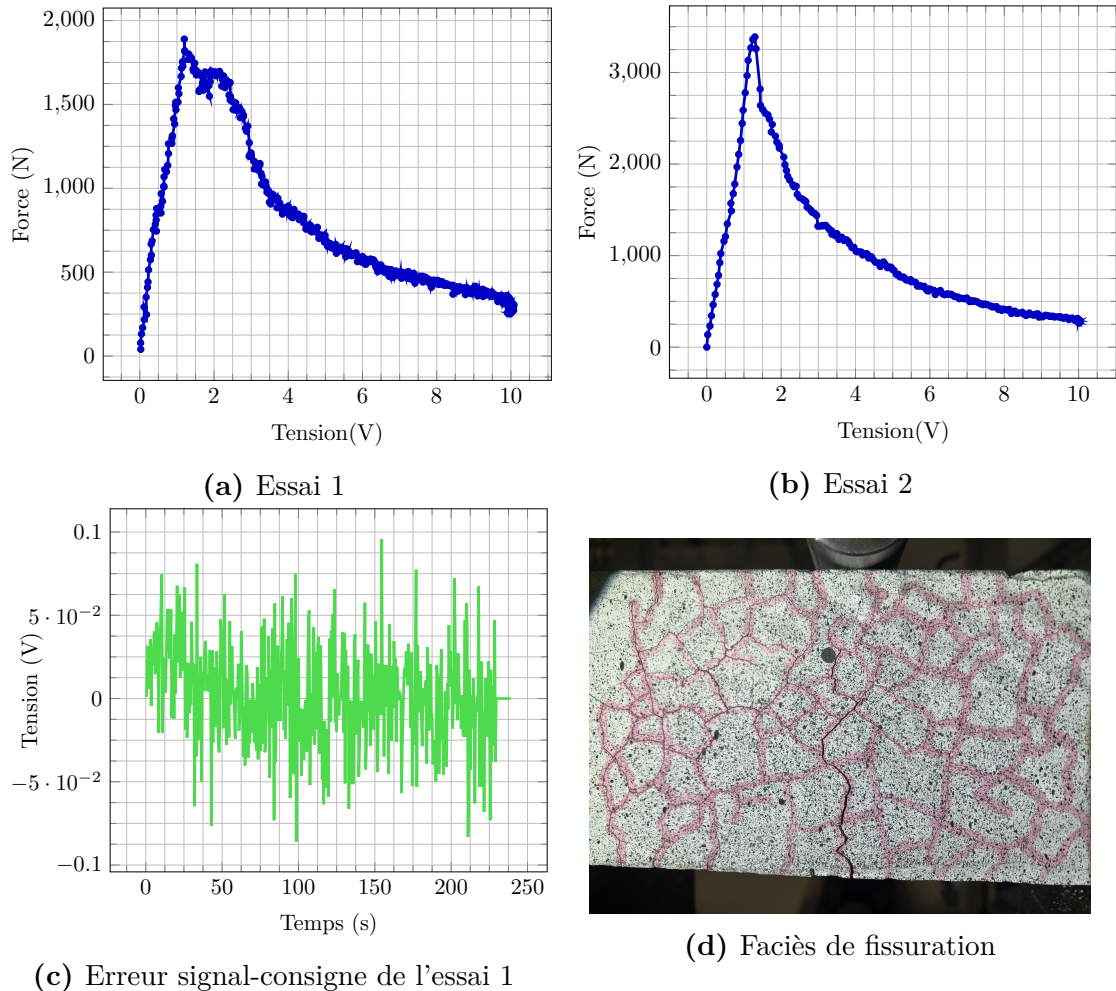


Figure 46 – Essais de flexion trois points pilotés par corrélation d'images. Le pilotage est possible sur un matériau quasi-fragile grâce aux performances de la boucle d'asservissement et de l'incertitude de mesure

Par ailleurs, la FIGURE.46c indique que l'erreur d'asservissement est de l'ordre de $50mV$. La charge s'effectue à cette même amplitude par seconde. L'asservissement n'a pas fait de différence entre la zone linéaire sur laquelle le PID a été calibrée et la partie adoucissante. Ce qui valide les quatre critères recherchés : stabilité - précision - rapidité - robustesse de toute la chaîne d'acquisition du système de mesure.

Annexe : Faiençage

Dans cette annexe, la fissuration d'éprouvettes en béton est analysée en définissant un rayon équivalent pour les faïences macroscopiques présentes en surface.

Sommaire

4	Faiençage surfacique	210
5	Traitement d'images	210
5.1	Seuillage de l'image	210
5.2	Analyse des faïences des éprouvettes expérimentales	210
6	Faiençage expérimental	212
7	Faiençage <i>DEAP</i>	215

4 Faiénçage surfacique

A partir des éprouvettes de retrait de [Soleilhet \[2018\]](#), le faiénçage a été analysé. La seule solution envisageable sans engendrer une fissuration supplémentaire consiste à déposer une fine couche d'eau à la surface de l'éprouvette. Ainsi les fissures s'imbibent d'eau, permettant de créer un contraste plus important. Que ce soit de l'eau, de l'alcool ou une autre composé chimique, l'éprouvette absorbe rapidement la substance, ne laissant pas le temps de prendre une photo. Par conséquent, la seule solution consiste à dessiner avec un feutre sur la fissure. Une perte d'information, comme la tortuosité, est observée mais cette méthode n'engendre pas de fissures supplémentaires.

5 Traitement d'images

Le retrait de dessiccation induit des contraintes internes engendrant elle-même de la fissuration. Le faiénçage regroupe l'ensemble de ces fissures. En fonction des conditions hydriques, l'endommagement en surface créé des zones plus ou moins profonde.

Avec des éprouvettes expérimentales, le traitement d'images permet de quantifier la surface des faiénçes.

5.1 Seuillage de l'image

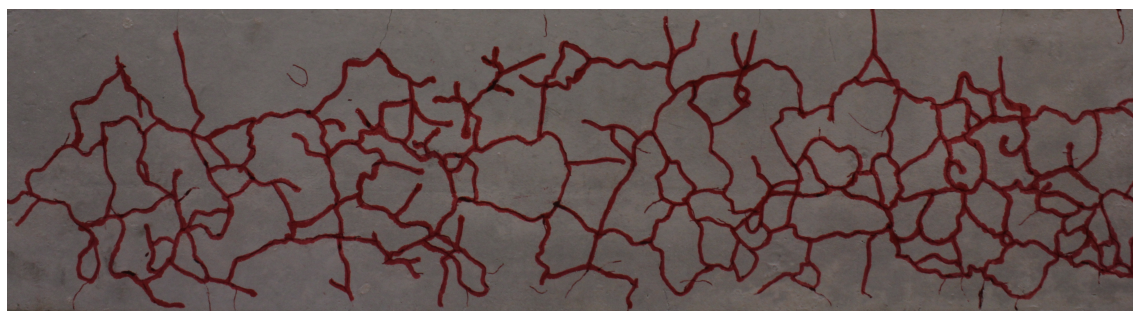
Matlab permet de réaliser du traitement d'image. Cependant, les résultats obtenus avec des photos ne sont pas convaincant. En effet, les faiénçes ne forment pas toutes des polygones fermés ([FIGURE.48](#)). Le seuillage de la photo est mauvais à cause du bruit provenant de la luminosité au moment de la prise. Les contours ne sont pas fermés ([FIGURE.49a](#)).

Afin de récupérer la surface du faiénçage, les filtres disponibles sur les différents logiciels permettent de mettre en avant le contour des fissures ([FIGURE.49](#)). Comme le montre la figure, un traitement simple de la photo ne suffit pas à mettre en avant la fissuration, à cause de la variation des niveaux de gris sur la photo. Un seuillage simple n'est pas suffisant pour l'analyse des images.

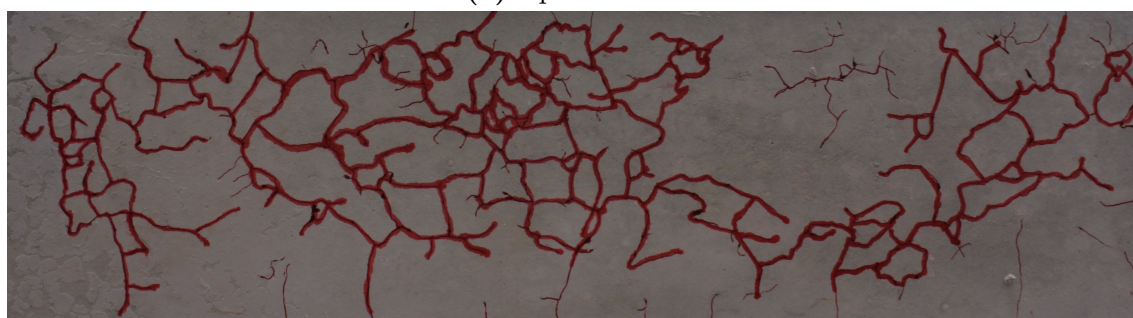
5.2 Analyse des faiénçes des éprouvettes expérimentales

Avant les outils de Matlab, des filtres paramétrables et « l'image processing toolbox » permettent de réaliser des opérations morphologiques. La photo initiale est prise dans les travaux de [Yurtdas *et al.* \[2011\]](#).

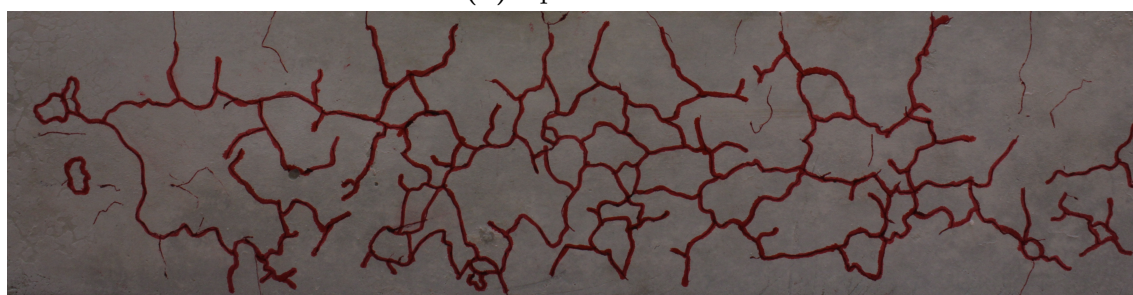
Le traitement réalisé pour mettre en avant les fissures de retraite est décrit à la [FIGURE.50](#). L'image 8bits est convertit en image binaire, afin de s'affranchir des différents niveaux de gris. Les différents filtres sur Matlab permettent de nettoyer les pixels résiduels en paramétrant un diamètre de filtrage. Puis, les fonctions d'érosion



(a) Éprouvette 1



(b) Éprouvette 2



(c) Éprouvette 3

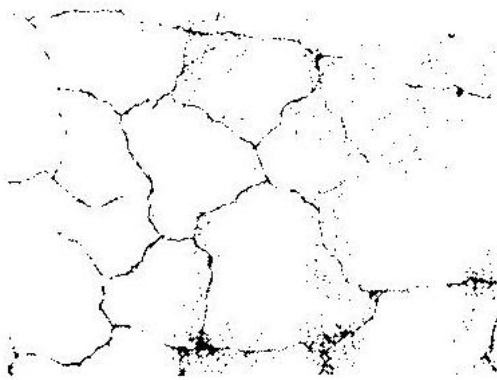
Figure 47 – Éprouvettes de retrait issue de la campagne expérimentale de [Soleilhet \[2018\]](#). Les fissures de retrait sont marquées au feutre pour créer un contraste avec la surface du spécimen.

et de dilatation [Hosseini \[2015\]](#) permettent de redistribuer localement les pixels isolés en les remplaçant avec le groupe de pixels. L'épaisseur des fissures n'est pas pris en compte dans l'analyse. Le filtre squelette permet d'obtenir une épaisseur d'un pixel sur tous les contours. Afin de garantir la continuité des contours, des pixels sont ajoutés localement, permettant d'obtenir le résultat final du traitement de l'image.

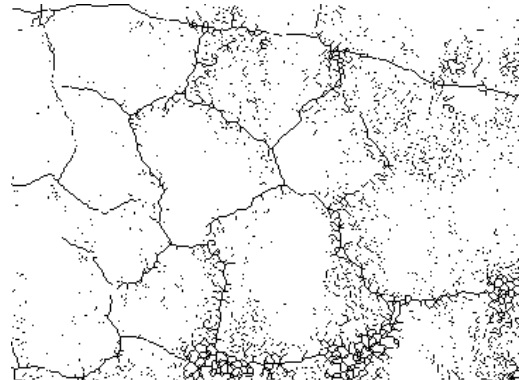
Sur le faciès de fissuration chaque faïence est récupérée. L'aire et le périmètre sont calculés pour définir un rayon apparent. Les dimensions mesurées sont sous-estimées car un pixel a aussi bien une longueur unitaire sur la hauteur que sur la diagonale.



Figure 48 – Exemple d’un faiçençage surfacique du béton
(<http://www.thethermographiclibrary.org/index.php?title=Fichier:Faiencage.jpg>)



(a) Seuillage de la photo sur Matlab



(b) Seuillage de la photo sur ImageJ

Figure 49 – Traitement de l’image sur deux programmes différents.

6 Faiçençage expérimental

Le programme [FIGURE.50](#) est appliquée sur les éprouvettes de la [FIGURE.47](#). Les contours rouges représentent les lignes tracées à la main. Les tâches noires représentent les faiçences détectées par le programme qui seront prises en compte dans le calcul du diamètre équivalent ([FIGURE.51](#)).

En réalisant un ratio entre l’aire de la faiçence et son périmètre un rayon apparent est calculé ([FIGURE.52](#)). Le rayon apparent des trois éprouvettes semblent similaires. Cependant, ces estimations sont seulement qualitatives. Les faiçences détectées représentent seulement la fissuration visible à l’œil.

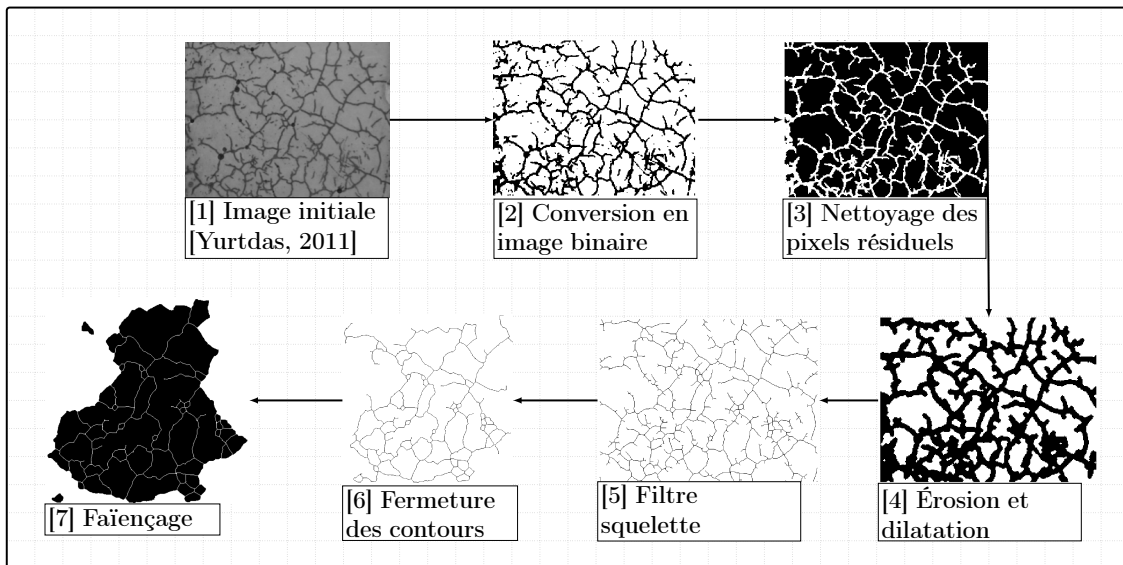


Figure 50 – Traitement de l'image : Mise en avant des fissures de retrait

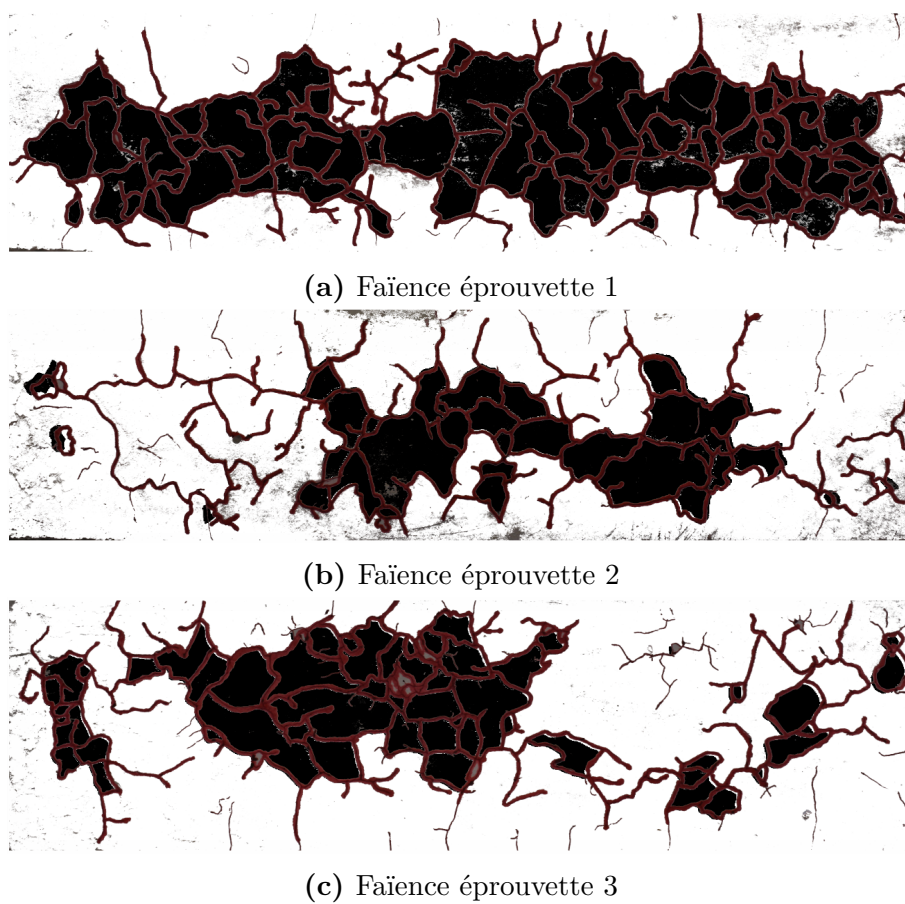
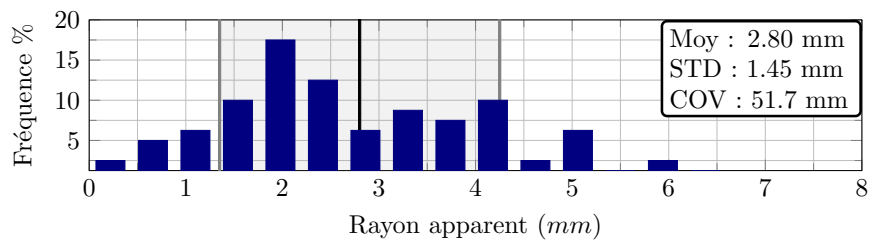
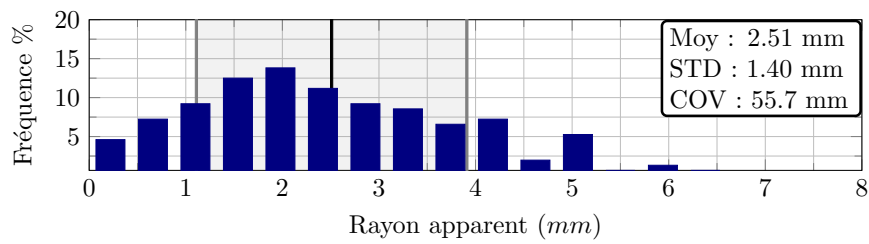


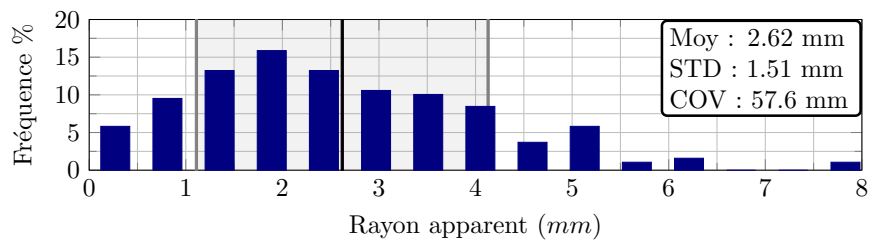
Figure 51 – Traitement d'images sur les éprouvettes de [Soleilhet \[2018\]](#)



(a) Faïence éprouvette 1



(b) Faïence éprouvette 2



(c) Faïence éprouvette 3

Figure 52 – Calcul du rayon équivalent des faïences détectées sur les éprouvettes de [Soleilhet \[2018\]](#)

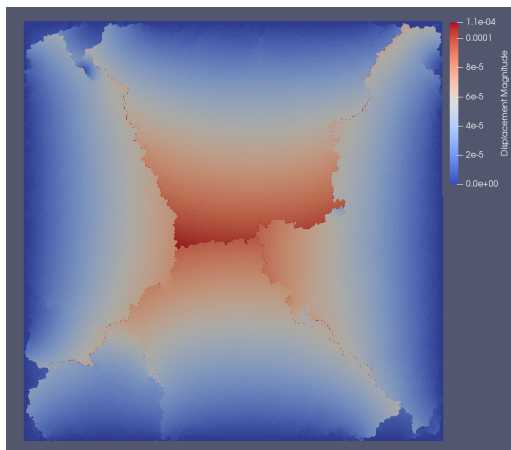
7 Faïençage *DEAP*

DEAP permet de représenter le faïençage plus explicitement que les éléments finis. En effet, sa formulation permet d'obtenir la tortuosité ainsi que les différentes trajectoires de fissures. Suite à l'analyse du faïençage sur les éprouvettes de [Soleilhet \[2018\]](#), des essais ont été réalisés sur *DEAP*. Il est également convenu que les faïences se forment avec l'intersection de trois segments.

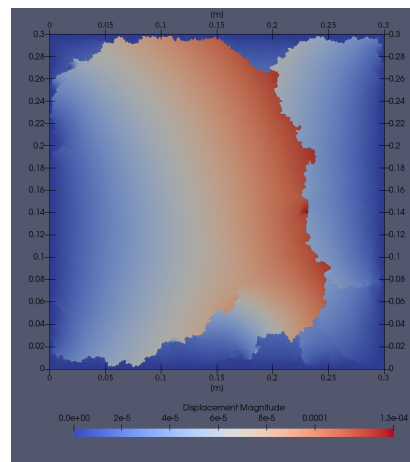
Les champs hydriques sont obtenus à partir de Cast3m puis réanalysés avec la méthode de [Oliver-Leblond \[2013\]](#), pour effectuer le passage continu-discret. Des simulations 2D ont été réalisées. Un carré de 30cm de coté et 10000 éléments discrets sont générés. Pour les conditions aux limites, les quatre bords sont bloqués dans les deux axes de translation.

Deux cas ont été considéré. Un premier avec un champ hydrique hétérogène. C'est à dire qu'un gradient hydrique s'est mis en place, sur les bords, suite au séchage du spécimen. Dans le second cas, un champ hydrique permet de faire abstraction de ce gradient afin de visualiser une fissuration naturelle due à un champ hydrique. Sur la [FIGURE.53a](#), des fissures diagonales s'initient aux quatre coins du carré, puis se dirigent vers le centre avant de converger. En effet, les angles droits forment des zones de surcontraintes. Les fissures sont influencées par ces zones de surcontraintes et le gradient hydrique.

Dans le second cas, le champ homogène n'influe pas la direction de la fissuration. Cependant, les fissures s'initient également au niveau des angles. Mais leur trajectoire dépend de la discrétisation. La fissure verticale apparaît de manière brutale d'un pas de temps à un autre, pour créer le lien entre les déformation dans la partie supérieure et inférieure.



(a) Faïençage avec gradient hydrique



(b) Faïençage avec un champ hydrique homogène

Figure 53 – Modélisation du faïençage par une approche particulaire-lattice

Annexe : Observation au microscope électronique à balayage *MEB*

*Ces observations complémentaires permettent de prendre
conscience de la complexité du matériau.*

Les observations complémentaires au microscope électronique à balayage sont réalisées sur un faciès de fissuration issu d'un essai de flexion 3 points.

Avant observation, un dégazage sous vide du matériau est nécessaire pour éviter le décollement de la couche de carbone déposée sur la zone d'intérêt. Ce carbone permet d'évacuer le faisceau d'électrons reçu.

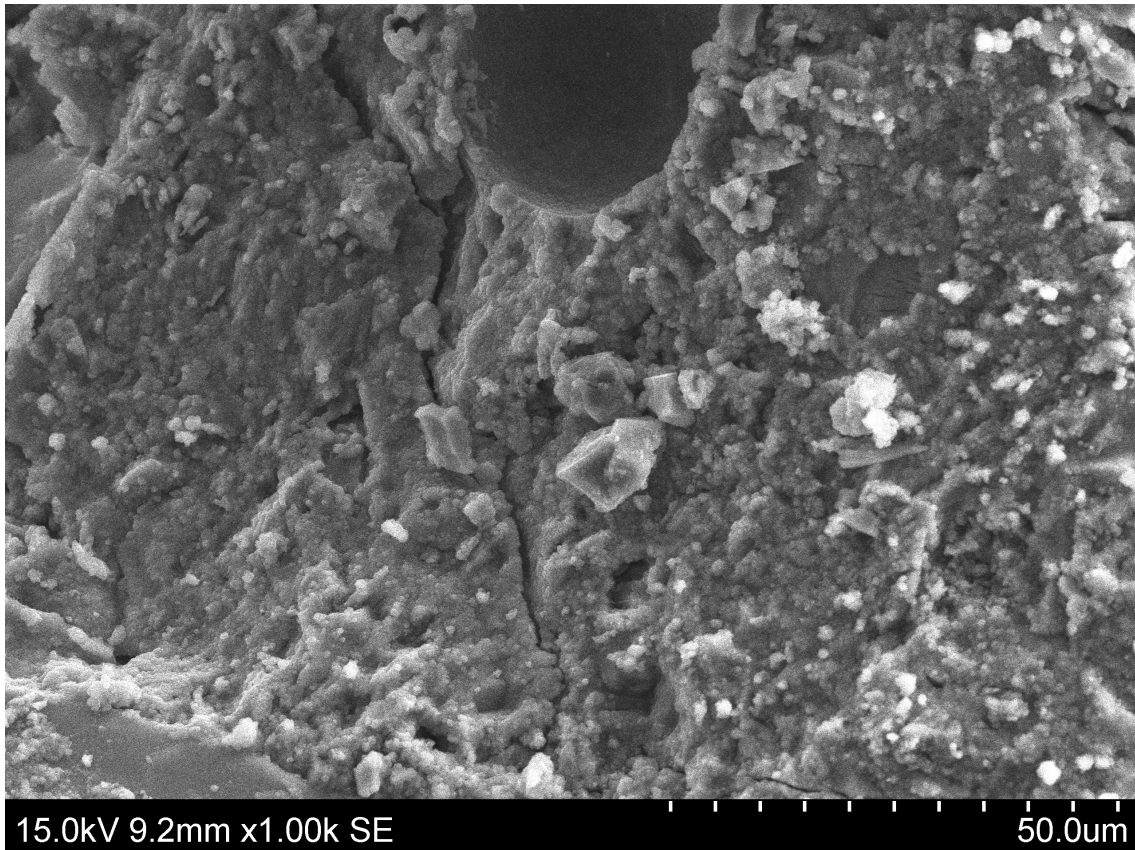


Figure 54 – Fissuration du matériau x1000

La [FIGURE.54](#) montre la fissuration du mortier au niveau de la zone de rupture après un essai de flexion trois points. La fissuration traverse le matériau au niveau des zones plus sensibles comme la porosité. Les cristaux de portlandite sont visibles. Ils constituent la majeure partie du matériau cimentaire. Des fissures sont également observable au niveau de la porosité [FIGURE.55](#).

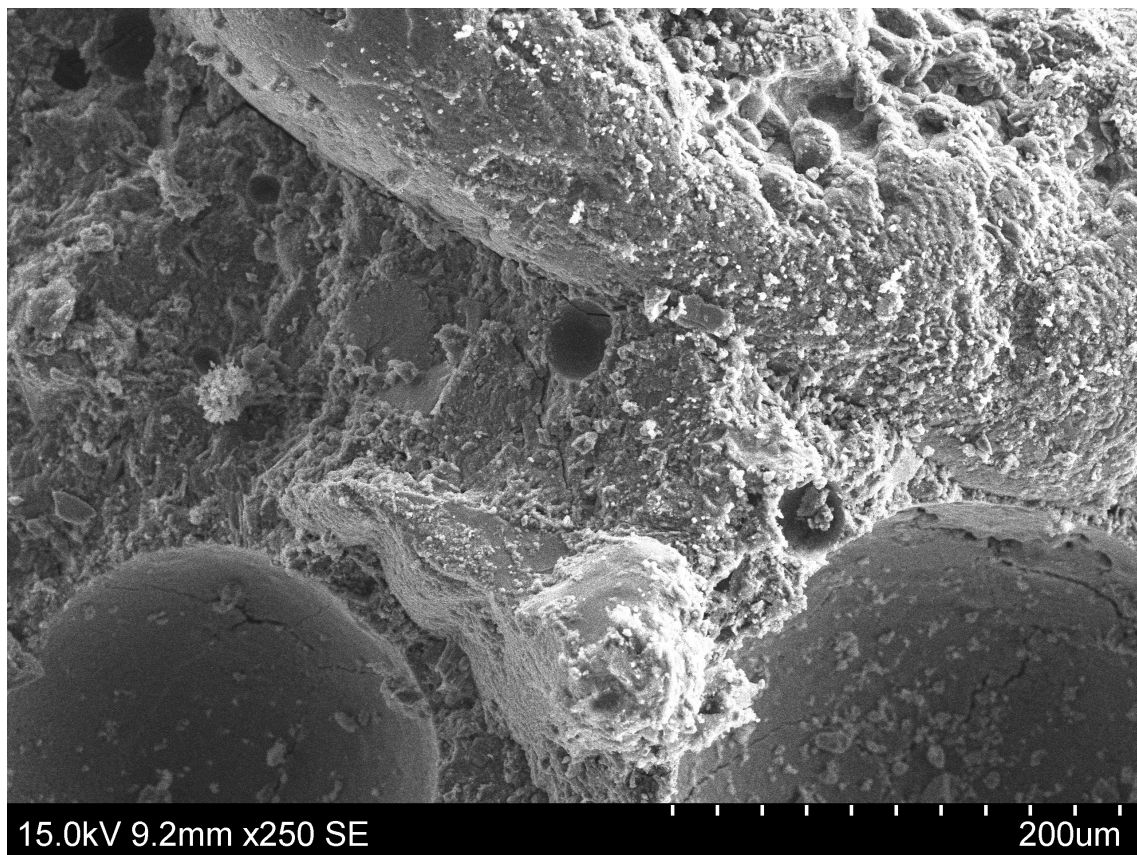


Figure 55 – Observation x250

Annexe : Fiches techniques du matériaux

CEM I 52,5 N CE CP2 NF

Ce ciment est produit dans nos usines de Héming (57), Grand Couronne (76), Lumbres (62), Rochefort (39) et La Rochelle (17).

Définition

Le ciment CEM I 52,5 N CE CP2 NF est composé de :

- 95 % à 100 % de clinker
- 0 % à 5 % de constituants secondaires

La présence d'une faible quantité de sulfate de calcium assure la régularité de la prise.

Domaines d'utilisation

Le ciment CEM I 52,5 N CE CP2 NF est destiné aux bétons de bâtiment et de génie civil ou d'ouvrages d'art.

Il est adapté aux opérations de décoffrage rapide, notamment par temps froid.

Ce ciment est adapté aux :

- Béton de classe de résistance > 35/40 MPa
- Béton précontraint par pré ou post-tension
- Béton armé pour des éléments de structure
- Béton préfabriqué
- Dallage

Caractéristiques physiques et mécaniques garanties

- Début de prise à 20 °C mesuré sur pâte pure ≥ 40 min
- Stabilité mesurée sur pâte pure ≤ 10 mm selon la norme NF EN 196-3
- Résistances mécaniques à la compression déterminées sur mortier normalisé, conformément à la norme NF EN 196-1

Résistance à la compression sur mortier en MPa (valeurs limites inférieures)	
Résistance à court terme	Résistance courante
2 J	28 J
18,0	50,0

Caractéristiques chimiques garanties

- Teneur en $SO_2 \leq 4,5$ %
- Teneur en Cl $\leq 0,10$ %

Emplois particuliers

Caractéristiques complémentaires nécessaires	
Bétons précontraints par pré ou post-tension	CP (norme NF P 15-318) marque NF

CP2 : Ciments à teneur en sulfures limitée pour béton précontraint $S < 0,2$ %

Précautions d'emploi

Les bétons de grande masse nécessitent une évaluation de la chaleur atteinte dans le béton selon les recommandations pour la prévention des désordres dus à la Réaction Sulfatique Interne (RSI).

Ce ciment ne convient pas pour :

- Les travaux routiers
- Les enduits
- Les travaux en milieux agressifs
- La pose de carrelage

Recommandations spécifiques et générales

- Utiliser des granulats propres, exempts de matières organiques
- Respecter les dosages et les règles de l'art pour la mise en œuvre
- Viser un rapport Eau / Ciment de préférence le plus faible possible, compatible avec la mise en œuvre du béton frais
- Utiliser des adjuvants normalisés et vérifier leur compatibilité avec ce ciment
- Eviter une dessiccation précoce par temps chaud ou venteux en réalisant une cure du béton (eau pulvérisée, bêche humide, produits de cure...)
- Adapter la vibration du béton à sa consistance pour obtenir une compacité optimale sans ségrégation
- Eviter tout contact avec la peau et les yeux
- Utiliser des équipements adaptés : gants, chaussures imperméables, lunettes...

Figure 56 – Fiche technique du CEM I 52.5 N CE CP2 NF [EQIOM \[2018\]](#)



Société Nouvelle du Littoral

Siège Social & Usine : Z.A. – BP 9 – 11370 LEUCATE (France)

Tél. : 33 (0) 4 68 40 14 05 – Fax : 33 (0) 4 68 40 92 72

Internet : www.standard-sand.com - e-mail : contact@s-n-l.fr

SABLE NORMALISE CEN CERTIFIE CONFORME –
EN 196.1 par l'AFNOR.

Contrôlé par le Laboratoire d'Essais des Matériaux de la Ville
de Paris (L.E.M.V.P.)
Laboratoire de l'espace public de la ville de Paris
Hôtel Industriel Berlier
15, rue Jean-Baptiste Berlier
75013 PARIS

Contrôles de production Certificat de conformité Sable Normalisé CEN, EN 196-1

Période de production : octobre-19

Date d'expiration: **octobre-23**
(stocké en lieu sec)

1-Caractéristiques du sable :

Type : Sable roulé naturel Pays origine : France

Masse volumique réelle (EN 1097-6) :	2,64 t/m ³	Absorption d'eau (EN 1097-6) :	0,20%
Masse volumique apparente (EN 1097-6) :	1,62 t/m ³	Teneur alumine (Al ₂ O ₃) (ISO 29581-2) :	0,25%
Module de finesse (EN 12620) :	26 > 2,7	Teneur fer (Fe ₂ O ₃) (ISO 29581-2) :	0,06%
Perte au feu à 950°C (EN 196-2) :	0,16%	Teneur P ₂ O ₅ (ISO 29581-2) :	0,00%
		Teneur TiO ₂	0,02%
		Teneur Silice (SiO ₂) (ISO 29581-2) :	98,69%

2-Contrôle Granulométrique :

Nbre de valeurs: 137

Ouverture tamis (mm)	Refus cumulé (%)					
	Valeurs Mensuelles			Valeurs EN 196-1		
	Mini	Maxi	Moy	Mini	Maxi	Moy
2	0,0	0,1	0,0	0	0	0
1,6	5,9	8,9	7,7	2	12	7
1	29,1	35,9	32,3	28	38	33
0,5	63,6	69,3	66,7	62	72	67
0,16	86,4	91,8	88,8	82	92	87
0,08	99,7	99,9	99,9	98	100	99

3-Masse des sachets :

Nbre de valeurs:	2418	Valeur Mini Mensuelle :	1346,2 g
Moyenne Mensuelle :	1350,14 g	Valeur Maxi Mensuelle :	1353,9 g
Ecartype Mensuel :	1,15 g	Norme EN 196-1 :	1350 ±5g

4-Teneur en eau :

Nbre de valeurs:	23		
Valeur Mini Mensuelle :	0,03%	Valeur Maxi Mensuelle :	0,08%
Norme EN 196-1 : <0,2%			

5-Teneur en Chlorures :

Nbre de valeurs: 5

1: <50	2: <50	3: <50	4: <50	5: <50
--------	--------	--------	--------	--------

Limite Tolérée : < 50 ppm



S.N.L. fondée en 1910 – SAS Capital 250 000 € - NIF : Fr 93976750257 – SIRET : 976 750 257 00025 – APE : 0812Z

Certifiée pour la conception, fabrication et vente de sables normalisés (CEN, EN 196-1, ASTM 778)
Et autres matériaux destinés aux laboratoires cimentiers, bétonniers, routiers ou autres, sur le site de Leucate



Figure 57 – Fiche technique du sable normalisé [Société nouvelle du littoral, 2019]

Bibliographie

- ABDULLAH, M. B. (1990). On a robust correlation coefficient. *Journal of the Royal Statistical Society : Series D (The Statistician)*, 39(4):455–460.
- ACKER, P. (1988). *Comportement mécanique du béton : apports de l'approche physico-chimique*. Numéro 152.
- ACKER, P. (2003). Sur les origines du retrait et du fluage du béton. *Revue française de génie civil*, 7(6):761–776.
- ACKER, P. et ULM, F.-J. (2001). Creep and shrinkage of concrete : physical origins and practical measurements. *Nuclear Engineering and Design*, 203(2-3):143–158.
- AFNOR (2010). Béton - essai pour béton durci - essai de porosité et de masse volumique. *P18-459*.
- AFNOR (2012). Essais pour béton durci - partie 6 : Détermination de la résistance en traction par fendage d'éprouvettes. *P18-430-6*.
- AFNOR (2014). Incertitude de mesure - partie 3 : guide pour l'expression de l'incertitude de mesure (gum : 1995). *NF ISO/IEC GUIDE 98-3*, page 131.
- AFNOR (2016). Méthodes d'essais des ciments - partie 1 : détermination des résistances. *P15-471-1*.
- AFNOR (2019). Essais pour béton durci - partie 3 : Résistance à la compression des éprouvettes. *P18-430-3*.
- AHAD, N. A., YIN, T. S., OTHMAN, A. R. et YAACOB, C. R. (2011). Sensitivity of normality tests to non-normal data. *Sains Malaysiana*, 40(6):637–641.
- AILI, A., VANDAMME, M., TORRENTI, J.-M., MASSON, B. et SANAHUJA, J. (2016). Time evolutions of non-aging viscoelastic poisson's ratio of concrete and implications for creep of csh. *Cement and Concrete Research*, 90:144–161.
- AÎT-MOKHTAR, A., BELARBI, R., BENBOUDJEMA, F., BURLION, N., CAPRA, B., CARCASSES, M., COLLIAT, J.-B., CUSSIGH, F., DEBY, F., JACQUEMOT, F. *et al.* (2013). Experimental investigation of the variability of concrete durability properties. *Cement and concrete research*, 45:21–36.

- AITKEN, A. C. (1936). Iv.—on least squares and linear combination of observations. *Proceedings of the Royal Society of Edinburgh*, 55:42–48.
- AKHAVAN, A., RAJABIPOUR, F. *et al.* (2012). Quantifying the effects of crack width, tortuosity, and roughness on water permeability of cracked mortars. *Cement and Concrete Research*, 42(2):313–320.
- AKINWUMI, I. *et* GBADAMOSI, Z. (2014). Effects of curing condition and curing period on the compressive strength development of plain concrete. *International Journal of Civil and Environmental Research*, 1(2):83–99.
- ALALADE, M., NGUYEN-TUAN, L., WUTTKE, F. *et* LAHMER, T. (2018). Damage identification in gravity dams using dynamic coupled hydro-mechanical xfem. *International Journal of Mechanics and Materials in Design*, 14(1):157–175.
- ALFARAH, B., LÓPEZ-ALMANSA, F. *et* OLLER, S. (2017). New methodology for calculating damage variables evolution in plastic damage model for rc structures. *Engineering Structures*, 132:70–86.
- ANDERSON, T. W. *et* DARLING, D. A. (1952). Asymptotic theory of certain "goodness of fit" criteria based on stochastic processes. *The annals of mathematical statistics*, pages 193–212.
- ARORA, S. *et* SINGH, S. (2015). Flexural fatigue analysis of concrete made with 100% recycled concrete aggregates. *Journal of Materials and Engineering Structures «JMES»*, 2(2):77–89.
- ASAHINA, D., PAN, P., TSUSAKA, K., TAKEDA, M. *et* BOLANDER, J. E. (2018). Simulating hydraulic fracturing processes in laboratory-scale geological media using three-dimensional tough-rbsn. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 10(6):1102–1111.
- ASHRAF, W. *et* OLEK, J. (2016). Carbonation behavior of hydraulic and non-hydraulic calcium silicates : potential of utilizing low-lime calcium silicates in cement-based materials. *Journal of materials science*, 51(13):6173–6191.
- AURENHAMMER, F. (1991). Voronoi diagrams—a survey of a fundamental geometric data structure. *ACM Computing Surveys (CSUR)*, 23(3):345–405.
- AUROY, M., POYET, S., LE BESCOP, P., TORRENTI, J.-M., CHARPENTIER, T., MOSKURA, M. *et* BOURBON, X. (2015). Impact of carbonation on unsaturated water transport properties of cement-based materials. *Cement and concrete research*, 74:44–58.
- BAILEY, C. G. *et* ELLOBODY, E. (2009). Fire tests on bonded post-tensioned concrete slabs. *Engineering Structures*, 31(3):686–696.

- BANGHAM, D., FAKHOURY, N. et MOHAMED, A. (1932). The swelling of charcoal. part ii.—some factors controlling the expansion caused by water, benzene and pyridine vapours. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical and Physical Character*, 138(834):162–183.
- BARBER, C. B., DOBKIN, D. P. et HUHDANPAA, H. (1996). The quickhull algorithm for convex hulls. *ACM Transactions on Mathematical Software (TOMS)*, 22(4): 469–483.
- BARENBLATT, G. I. (1962). The mathematical theory of equilibrium cracks in brittle fracture. In *Advances in applied mechanics*, volume 7, pages 55–129. Elsevier.
- BAROGHEL-BOUNY, V. (1994). Caractérisation des pâtes de ciment et des bétons—méthodes, analyse, interprétations.
- BAROGHEL-BOUNY, V. (2007). Water vapour sorption experiments on hardened cementitious materials : Part i : Essential tool for analysis of hygral behaviour and its relation to pore structure. *Cement and Concrete Research*, 37(3):414–437.
- BAROGHEL-BOUNY, V. et KHEIRBEK, A. (2000). Effect of mix-parameters on autogenous deformations of cement pastes—microstructural interpretations. In *International RILEM Workshop on Shrinkage of Concrete “Shrinkage*, pages 115–141.
- BARY, B. (2011). Estimation of poromechanical and thermal conductivity properties of unsaturated isotropically microcracked cement pastes. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 35(14):1560–1586.
- BARY, B. et MÜGLER, C. (2006). Simplified modelling and numerical simulations of concrete carbonation in unsaturated conditions. *Revue européenne de génie civil*, 10(9):1049–1072.
- BAŽANT, Z., HEMANN, J., KOLLER, H. et NAJJAR, L. (1973). A thin-wall cement paste cylinder for creep tests at variable humidity or temperature. *Matériaux et Construction*, 6(4):277–281.
- BAŽANT, Z. P. et BAWEJA, S. (1995). Justification and refinements of model b3 for concrete creep and shrinkage 1. statistics and sensitivity. *Materials and structures*, 28(7):415–430.
- BAZANT, Z. P. et CHERN, J. (1985). Concrete creep at variable humidity : constitutive law and mechanism. *Materials and structures*, 18(1):1.
- BAŽANT, Z. P., HAUGGAARD, A. B., BAWEJA, S. et ULM, F.-J. (1997). Microprestress-solidification theory for concrete creep. i : Aging and drying effects. *Journal of Engineering Mechanics*, 123(11):1188–1194.

- BAŽANT, Z. P. et OH, B. H. (1983). Crack band theory for fracture of concrete. *Matériaux et construction*, 16(3):155–177.
- BAZANT, Z. P. et PRASANNAN, S. (1989). Solidification theory for concrete creep. i : Formulation. *Journal of engineering mechanics*, 115(8):1691–1703.
- BAZANT, Z. P. et WITTMANN, F. H. (1982). Creep and shrinkage in concrete structures.
- BELYTSCHKO, T. et BLACK, T. (1999). Elastic crack growth in finite elements with minimal remeshing. *International journal for numerical methods in engineering*, 45(5):601–620.
- BENBOUDJEMA, F. (2002). *Modélisation des déformations différées du béton sous sollicitations biaxiales. Application aux enceintes de confinement de bâtiments réacteurs des centrales nucléaires*. Thèse de doctorat, Université de Marne la Vallée.
- BENBOUDJEMA, F. et DARQUENNES, A. (2017). Cracking by restrained shrinkage in reinforced concrete structures.
- BENBOUDJEMA, F., MEFTAH, F. et TORRENTI, J.-M. (2005). Interaction between drying, shrinkage, creep and cracking phenomena in concrete. *Engineering structures*, 27(2):239–250.
- BENEDETTI, L., CERVERA, M. et CHIUMENTI, M. (2017). 3d numerical modelling of twisting cracks under bending and torsion of skew notched beams. *Engineering Fracture Mechanics*, 176:235–256.
- BENTUR, A., IGARASHI, S.-i. et KOVLER, K. (2001). Prevention of autogenous shrinkage in high-strength concrete by internal curing using wet lightweight aggregates. *Cement and concrete research*, 31(11):1587–1591.
- BERNY, M., ARCHER, T., MAVEL, A., BEAUCHÊNE, P., ROUX, S. et HILD, F. (2018). On the analysis of heat haze effects with spacetime dic. *Optics and Lasers in Engineering*, 111:135–153.
- BIOT, M. A. (1941). General theory of three-dimensional consolidation. *Journal of applied physics*, 12(2):155–164.
- BISSCHOP, J., PEL, L. et VAN MIER, J. (2001). Effect of aggregate size and paste volume on drying shrinkage microcracking in cement-based composites. *Creep, Shrinkage and Durability Mechanics of Concrete and other Quasi-Brittle Materials*, pages 75–80.
- BISSCHOP, J. et VAN MIER, J. (2002a). Effect of aggregates on drying shrinkage microcracking in cement-based composites. *Materials and Structures*, 35(8):453–461.

- BISSCHOP, J. et VAN MIER, J. (2002b). How to study drying shrinkage microcracking in cement-based materials using optical and scanning electron microscopy? *Cement and concrete research*, 32(2):279–287.
- BISSCHOP, J. et van MIER, J. G. (2008). Effect of aggregates and microcracks on the drying rate of cementitious composites. *Cement and Concrete Research*, 38(10):1190–1196.
- BISSONNETTE, B., PIERRE, P. et PIGEON, M. (1999). Influence of key parameters on drying shrinkage of cementitious materials. *Cement and Concrete Research*, 29(10):1655–1662.
- BOLANDER JR, J. et SAITO, S. (1998). Fracture analyses using spring networks with random geometry. *Engineering Fracture Mechanics*, 61(5-6):569–591.
- BOLANDER JR, J. E. et BERTON, S. (2004). Simulation of shrinkage induced cracking in cement composite overlays. *Cement and Concrete Composites*, 26(7):861–871.
- BOUMAKIS, I., DI LUZIO, G., MARCON, M., VOREL, J. et WAN-WENDNER, R. (2018). Discrete element framework for modeling tertiary creep of concrete in tension and compression. *Engineering Fracture Mechanics*, 200:263–282.
- BOUMIZ, A., VERNET, C. et TENOUDJI, F. C. (1996). Mechanical properties of cement pastes and mortars at early ages : Evolution with time and degree of hydration. *Advanced cement based materials*, 3(3-4):94–106.
- BRANCHERIE, D. (2003). *Modèles continus et " discrets " pour les problèmes de localisation et de rupture fragile et/ou ductile*. Thèse de doctorat, École normale supérieure de Cachan-ENS Cachan.
- BRIFFAUT, M. (2010). *Etude de la fissuration au jeune âge des structures massives en béton : influence de la vitesse de refroidissement, des reprises de bétonnage et des armatures*. Thèse de doctorat, LMT-Cachan, École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan.
- BRIFFAUT, M., BENBOUDJEMA, F., TORRENTI, J.-M. et NAHAS, G. (2012). Analysis of semi-adiabatic tests for the prediction of early-age behavior of massive concrete structures. *Cement and Concrete Composites*, 34(5):634–641.
- BROOKS, R. H. et COREY, A. T. (1964). Hydraulic properties of porous media. *Hydrology papers (Colorado State University) ; no. 3*.
- BUI, T., LIMAM, A., SARHOSIS, V. et HJIAJ, M. (2017). Discrete element modelling of the in-plane and out-of-plane behaviour of dry-joint masonry wall constructions. *Engineering Structures*, 136:277–294.

- BURLION, N., BOURGEOIS, F. et SHAO, J.-F. (2005). Effects of desiccation on mechanical behaviour of concrete. *Cement and concrete composites*, 27(3):367–379.
- CAMPBELL, G. S. (1974). A simple method for determining unsaturated conductivity from moisture retention data. *Soil science*, 117(6):311–314.
- CARLIER, J.-P. et BURLION, N. (2011). Experimental and numerical assessment of the hydrodynamical properties of cementitious materials. *Transport in porous media*, 86(1):87–102.
- CARPINTERI, A., VALENTE, S., ZHOU, F., FERRARA, G. et MELCHIORRI, G. (1997). Tensile and flexural creep rupture tests on partially-damaged concrete specimens. *Materials and structures*, 30(5):269–276.
- CARPIUC, A., PONCELET, M., RÉTHORÉ, J. et ROUX, S. (2018). Carpiuc benchmark overview : crack advance, reorientation, propagation and initiation under complex loadings. *Advanced Modeling and Simulation in Engineering Sciences*, 5(1):1–15.
- CHANG, Z., ZHANG, H., SCHLANGEN, E. et ŠAVIJA, B. (2020). Lattice fracture model for concrete fracture revisited : Calibration and validation. *Applied Sciences*, 10(14):4822.
- CHATZIGEORGIOU, G., PICANDET, V., KHELIDJ, A. et PIJAUDIER-CABOT, G. (2005). Coupling between progressive damage and permeability of concrete : analysis with a discrete model. *International journal for numerical and analytical methods in geomechanics*, 29(10):1005–1018.
- CHEN, A. C. et CHEN, W.-F. (1975). Constitutive relations for concrete. *Journal of Engineering Mechanics*, 101(ASCE# 11529 Proceeding).
- CHMIELEWSKI, T. et KONOPKA, E. (1999). Statistical evaluations of field concrete strength. *Magazine of concrete research*, 51(1):45–52.
- CHOI, Y. S. et YANG, E. I. (2013). Effect of calcium leaching on the pore structure, strength, and chloride penetration resistance in concrete specimens. *Nuclear Engineering and Design*, 259:126–136.
- CLEARY, P. (2001). Modelling comminution devices using dem. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 25(1):83–105.
- CORTAS, R., ROZIÈRE, E., STAQUET, S., HAMAMI, A., LOUKILI, A. et DELPLANCKE-OGLETREE, M.-P. (2014). Effect of the water saturation of aggregates on the shrinkage induced cracking risk of concrete at early age. *Cement and Concrete Composites*, 50:1–9.

- COUSSY, O. (2004). *Poromechanics*. John Wiley & Sons.
- CROUX, C. et DEHON, C. (2010). Influence functions of the spearman and kendall correlation measures. *Statistical methods & applications*, 19(4):497–515.
- CUNDALL, P. A. et STRACK, O. D. (1979). A discrete numerical model for granular assemblies. *geotechnique*, 29(1):47–65.
- CUSATIS, G., BAŽANT, Z. P. et CEDOLIN, L. (2003). Confinement-shear lattice model for concrete damage in tension and compression : I. theory. *Journal of Engineering Mechanics*, 129(12):1439–1448.
- CUSATIS, G., PELESSONE, D. et MENCARELLI, A. (2011). Lattice discrete particle model (ldpm) for failure behavior of concrete. i : Theory. *Cement and Concrete Composites*, 33(9):881–890.
- CUSSIGH, F., BONNARD, V., CARDE, C. et HOUDUSSE, O. (2007). Rion antirion bridge project-concrete durability for prevention of corrosion risk. *Actes des journées scientifiques du LCPC*, pages 839–850.
- D’ADDETTA, G., RAMM, E., DIEBELS, S. et EHLERS, W. (2004). A particle center based homogenization strategy for granular assemblies. *Engineering Computations*.
- de BURGH, J. M. et FOSTER, S. J. (2017). Influence of temperature on water vapour sorption isotherms and kinetics of hardened cement paste and concrete. *Cement and Concrete Research*, 92:37–55.
- DE SA, C. (2007). *Etude hydro-mécanique et thermo-mécanique du béton. Influence des gradients et des incompatibilités de déformation*. Thèse de doctorat, École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan.
- DE VRIES, D. et KRUGER, A. (1966). On the value of the diffusion coefficient of water vapour in air. *In Proc. Of Colloque Int. Du CNRS*, numéro 160, page 61u72.
- DELAPLACE, A. (2008). *Modélisation discrète appliquée au comportement des matériaux et des structures*. Habilitation à diriger des recherches, LMT-Cachan, École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan.
- DELAPLACE, A. et NOYALET, H. (2010). Drying cracking pattern analysis using a simple two-stage drying model and a discrete model. *Lafarge Centre de Recherche, 95 rue du Montmurier - 38291 Saint Quentin Fallavier, France*.
- DELAUNAY, B. *et al.* (1934). Sur la sphere vide. *Izv. Akad. Nauk SSSR, Otdelenie Matematicheskii i Estestvennyka Nauk*, 7(793-800):1–2.

- DELSAUTE, B. (2016). *New approach for Monitoring and Modeling of the Creep and Shrinkage behaviour of Cement Pastes, Mortars and Concretes since Setting Time*. Thèse de doctorat, Paris Est.
- DIVET, L. (2001). Les réactions sulfatiques internes au béton : contribution à l'étude des mécanismes de la formation différée de l'ettringite. *Études et recherches des laboratoires des ponts et chaussées-série ouvrages d'art*, (OA 40).
- DURNER, W. (1994). Hydraulic conductivity estimation for soils with heterogeneous pore structure. *Water resources research*, 30(2):211–223.
- EGUCHI, K. et TERANISHI, K. (2005). Prediction equation of drying shrinkage of concrete based on composite model. *Cement and Concrete Research*, 35(3):483–493.
- ELICES, M. et ROCCO, C. (2008). Effect of aggregate size on the fracture and mechanical properties of a simple concrete. *Engineering Fracture Mechanics*, 75(13):3839–3851.
- EQIOM (Juillet 2018). www.eqiom.com.
- ESPINOSA, R. M. et FRANKE, L. (2006). Inkbottle pore-method : prediction of hygroscopic water content in hardened cement paste at variable climatic conditions. *Cement and Concrete Research*, 36(10):1954–1968.
- EUSTATHOPOULOS, N., RICCI, E. et DREVET, B. (2017). Tension superficielle. *Techniques de l'ingénieur*.
- FASCETTI, A. et OSKAY, C. (2019). Dual random lattice modeling of backward erosion piping. *Computers and Geotechnics*, 105:265–276.
- FAYOLLE, X., CALLOCH, S. et HILD, F. (2007). Controlling testing machines with digital image correlation.
- FEENSTRA, P. H. et DE BORST, R. (1996). A composite plasticity model for concrete. *International Journal of Solids and Structures*, 33(5):707–730.
- FORQUIN, P., SAFA, K. et GARY, G. (2010). Influence of free water on the quasi-static and dynamic strength of concrete in confined compression tests. *Cement and Concrete Research*, 40(2):321–333.
- FORTH, J. (2015). Predicting the tensile creep of concrete. *Cement and Concrete Composites*, 55:70–80.
- FOURNIER, B. et BÉRUBÉ, M.-A. (2000). Alkali-aggregate reaction in concrete : a review of basic concepts and engineering implications. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 27(2):167–191.

- FRANCFORT, G. A. et MARIGO, J.-J. (1998). Revisiting brittle fracture as an energy minimization problem. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 46(8): 1319–1342.
- FRECH-BARONET, J., SORELLI, L. et CHARRON, J.-P. (2017). New evidences on the effect of the internal relative humidity on the creep and relaxation behaviour of a cement paste by micro-indentation techniques. *Cement and Concrete Research*, 91:39–51.
- GALLÉ, C. (2001). Effect of drying on cement-based materials pore structure as identified by mercury intrusion porosimetry : a comparative study between oven-, vacuum-, and freeze-drying. *Cement and Concrete Research*, 31(10):1467–1477.
- GAO, P., CHEN, Y., HUANG, H., QIAN, Z., SCHLANGEN, E., WEI, J. et YU, Q. (2020). Effect of relative humidity on drying-induced damage in concrete : A comparative study of digital image correlation and lattice modelling. *Materials & Design*, 196:109128.
- GAWIN, D., MAJORANA, C. et 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.
- GAWIN, D., PESAVENTO, F. et SCHREFLER, B. (2002). Simulation of damage–permeability coupling in hygro-thermo-mechanical analysis of concrete at high temperature. *Communications in numerical methods in engineering*, 18(2):113–119.
- GAWIN, D., PESAVENTO, F. et SCHREFLER, B. (2004). Modelling of deformations of high strength concrete at elevated temperatures. *Materials and Structures*, 37(4):218.
- GRASSL, P. et BOLANDER, J. (2016). Three-dimensional network model for coupling of fracture and mass transport in quasi-brittle geomaterials. *Materials*, 9(9):782.
- GRASSL, P. et DAVIES, T. (2011). Lattice modelling of corrosion induced cracking and bond in reinforced concrete. *Cement and Concrete Composites*, 33(9):918–924.
- GRASSL, P., FAHY, C., GALLIPOLI, D. et WHEELER, S. (2014). On a 2d hydro-mechanical lattice approach for modelling hydraulic fracture. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*.
- GRASSL, P., GRÉGOIRE, D., SOLANO, L. R. et PIJAUDIER-CABOT, G. (2012). Meso-scale modelling of the size effect on the fracture process zone of concrete. *International Journal of Solids and Structures*, 49(13):1818–1827.

- GRASSL, P., LUNDGREN, K. et GYLLTOFT, K. (2002). Concrete in compression : a plasticity theory with a novel hardening law. *International Journal of Solids and Structures*, 39(20):5205–5223.
- GRÉGOIRE, D., VERDON, L., LEFORT, V., GRASSL, P., SALIBA, J., REGOIN, J.-P., LOUKILI, A. et PIJAUDIER-CABOT, G. (2015). Mesoscale analysis of failure in quasi-brittle materials : comparison between lattice model and acoustic emission data. *International journal for numerical and analytical methods in geomechanics*, 39(15):1639–1664.
- GU, H., SONG, G., DHONDE, H., MO, Y. et YAN, S. (2006). Concrete early-age strength monitoring using embedded piezoelectric transducers. *Smart materials and structures*, 15(6):1837.
- GUÉNOT-DELAHAIE, I. (1996). *Contribution à l'analyse physique et à la modélisation du fluage propre du béton*. Thèse de doctorat.
- HABOUSSA, D., ELGUEDJ, T., LEBLE, B. et COMBESURE, A. (2012). Simulation of the shear-tensile mode transition on dynamic crack propagations. *International journal of fracture*, 178(1-2):195–213.
- HADAMARD, J. (1902). Sur les problèmes aux dérivées partielles et leur signification physique. *Princeton university bulletin*, pages 49–52.
- HAGA, K., SUTOU, S., HIRONAGA, M., TANAKA, S. et NAGASAKI, S. (2005). Effects of porosity on leaching of ca from hardened ordinary portland cement paste. *Cement and Concrete Research*, 35(9):1764–1775.
- HAKUNO, M. et MEGURO, K. (1993). Simulation of concrete-frame collapse due to dynamic loading. *Journal of engineering mechanics*, 119(9):1709–1723.
- HANSSON, I. et HANSSON, C. (1983). Electrical resistivity measurements of portland cement based materials. *Cement and Concrete Research*, 13(5):675–683.
- HATTORI, G., TREVELYAN, J., AUGARDE, C. E., COOMBS, W. M. et APLIN, A. C. (2017). Numerical simulation of fracking in shale rocks : current state and future approaches. *Archives of Computational Methods in Engineering*, 24(2):281–317.
- HENTZ, S., DAUDEVILLE, L. et DONZÉ, F. V. (2004). Identification and validation of a discrete element model for concrete. *Journal of engineering mechanics*, 130(6):709–719.
- HERRMANN, H. J., HANSEN, A. et ROUX, S. (1989). Fracture of disordered, elastic lattices in two dimensions. *Physical Review B*, 39(1):637.
- HEUKAMP, F. H., ULM, F.-J. et GERMAINE, J. T. (2003). Poroplastic properties of calcium-leached cement-based materials. *Cement and concrete research*, 33(8):1155–1173.

- HILAIRE, A. (2014). *Etude des déformations différées des bétons en compression et en traction, du jeune au long terme : application aux enceintes de confinement*. Thèse de doctorat, École normale supérieure de Cachan-ENS Cachan.
- HILLER, K. (1964). Strength reduction and length changes in porous glass caused by water vapor adsorption. *Journal of Applied Physics*, 35(5):1622–1628.
- HILLERBORG, A. (1985). Results of three comparative test series for determining the fracture energy f of concrete. *Materials and Structures*, 18(5):407–413.
- HILLERBORG, A., MODÉER, M. et PETERSSON, P.-E. (1976). Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements. *Cement and concrete research*, 6(6):773–781.
- HOOVER, C. G., BAŽANT, Z. P., VOREL, J., WENDNER, R. et HUBLER, M. H. (2013). Comprehensive concrete fracture tests : description and results. *Engineering fracture mechanics*, 114:92–103.
- HOSSEINI, M. S. (2015). *Numerical simulation of hydro-mechanical behaviour of nanoporous materials : application to cement paste*. Thèse de doctorat, Lille 1.
- HRENNIKOFF, A. (1941). Solution of problems of elasticity by the framework method. *J. appl. Mech.*
- HYVERT, N. (2009). *Application de l'approche probabiliste à la durabilité des produits préfabriqués en béton*. Thèse de doctorat, Université de Toulouse, Université Toulouse III-Paul Sabatier.
- IEA ELECTRICITY INFORMATION (2016). World : Electricity and heat for 2016.
- INCE, R., ARSLAN, A. et KARIHALOO, B. (2003). Lattice modelling of size effect in concrete strength. *Engineering Fracture Mechanics*, 70(16):2307–2320.
- INDELICATO, F. (1997). Estimate of concrete cube strength by means of different diameter cores : A statistical approach. *Materials and Structures*, 30(3):131.
- INDELICATO, F. et PAGGI, M. (2008). Specimen shape and the problem of contact in the assessment of concrete compressive strength. *Materials and Structures*, 41(2):431–441.
- ISSA, M., HAMMAD, A. et CHUDNOVSKY, A. (1993). Correlation between crack tortuosity and fracture toughness in cementitious material. *International Journal of Fracture*, 60(2):97–105.
- ISSA, M. A., ISSA, M. A., ISLAM, M. S. et CHUDNOVSKY, A. (2003). Fractal dimension—a measure of fracture roughness and toughness of concrete. *Engineering Fracture Mechanics*, 70(1):125–137.

- ISSAADI, N., HAMAMI, A., BELARBI, R. et AÏT-MOKHTAR, A. (2017). Experimental assessment of the spatial variability of porosity, permeability and sorption isotherms in an ordinary building concrete. *Heat and Mass Transfer*, 53(10):3037–3048.
- JENSEN, O. M. et HANSEN, P. F. (2001). Water-entrained cement-based materials : I. principles and theoretical background. *Cement and concrete research*, 31(4):647–654.
- JI, G., KANSTAD, T., BJØNTEGAARD, Ø. et SELLEVOLD, E. (2013). Tensile and compressive creep deformations of hardening concrete containing mineral additives. *Materials and structures*, 46(7):1167–1182.
- JIANG, N., ZHANG, H., CHANG, Z., SCHLANGEN, E., GE, Z. et ŠAVIJA, B. (2020). Discrete lattice fracture modelling of hydrated cement paste under uniaxial compression at micro-scale. *Construction and Building Materials*, 263:120153.
- JIRÁSEK, M. et BAŽANT, Z. P. (1995). Particle model for quasibrittle fracture and application to sea ice. *Journal of engineering mechanics*, 121(9):1016–1025.
- JIRÁSEK, M. et BELYTSCHKO, T. (2002). Computational resolution of strong discontinuities. In *Proceedings of fifth world congress on computational mechanics, WCCM V, Vienna University of Technology, Austria*.
- JIRÁSEK, M. et ZIMMERMANN, T. (2001). Embedded crack model. part ii : Combination with smeared cracks. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 50(6):1291–1305.
- KACHANOV, L. M. (1958). Time of the rupture process under creep conditions, izy akad. *Nank SSR Otd Tech Nauk*, 8:26–31.
- KAWAI, T. (1978). New discrete models and their application to seismic response analysis of structures. *Nuclear Engineering and Design*, 48(1):207–229.
- KENDALL, M. G. (1938). A new measure of rank correlation. *Biometrika*, 30(1/2):81–93.
- KOSUGI, K. (1999). General model for unsaturated hydraulic conductivity for soils with lognormal pore-size distribution. *Soil Science Society of America Journal*, 63(2):270–277.
- KOSUGI, K., HOPMANS, J. W. et DANE, J. H. (2002). 3.3. 4 parametric models. *Methods of Soil Analysis : Part 4 Physical Methods*, 5:739–757.
- KOVAL, G., ROUX, J.-N., CORFDIR, A. et CHEVOIR, F. (2009). Annular shear of cohesionless granular materials : From the inertial to quasistatic regime. *Physical Review E*, 79(2):021306.

- KOZICKI, J. et DONZE, F. V. (2008). A new open-source software developed for numerical simulations using discrete modeling methods. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 197(49-50):4429–4443.
- KOZICKI, J. et TEJCHMAN, J. (2006). 2d lattice model for fracture in brittle materials. *Archives of Hydro-Engineering and Environmental Mechanics*, 53(2):137–154.
- KRAUSS, M. et HARIRI, K. (2006). Determination of initial degree of hydration for improvement of early-age properties of concrete using ultrasonic wave propagation. *Cement and Concrete Composites*, 28(4):299–306.
- KUWABARA, T., TAKAMURA, M., MATSUSHITA, A., IKEDA, H., NAKAMURA, A., UENO, A. et TODA, F. (1998). Phenolphthalein-modified β -cyclodextrin as a molecule-responsive colorless-to-color change indicator. *The Journal of Organic Chemistry*, 63(24):8729–8735.
- LA BORDERIE, C. (1991). *Phénomènes unilatéraux dans un matériau endommageable : Modélisation et application à l'analyse de structures en béton*. Thèse de doctorat, Paris 6.
- LACARRIÈRE, L. (2018). *Etude des couplages Thermo-Hydro-Chemo-Mécaniques pour la prévision du comportement des grands ouvrages en béton armé et béton précontraint*. Habilitation à diriger des recherches, Université de Toulouse.
- LADAOU, W., VIDAL, T., SELLIER, A. et 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(1-2):13–23.
- LAGIER, F., JOURDAIN, X., DE SA, C., BENBOUDJEMA, F. et COLLIAT, J.-B. (2011). Numerical strategies for prediction of drying cracks in heterogeneous materials : Comparison upon experimental results. *Engineering Structures*, 33(3):920–931.
- LE FICHOUX, E. (1998). Présentation et utilisation de castem 2000. *ENSTA LME*, 102 p.
- LE FLOHIC, J. (2015). *Vers une commande basée modèle des machines complexes : application aux machines-outils et machines d'essais mécaniques*. Thèse de doctorat, Université Blaise Pascal-Clermont-Ferrand II.
- LE ROY, R., LE MAOU, F. et TORRENTI, J. M. (2017). Long term basic creep behavior of high performance concrete : data and modelling. *Materials and structures*, 50(1):85.

- LECAMPION, B., BUNGER, A. et ZHANG, X. (2018). Numerical methods for hydraulic fracture propagation : a review of recent trends. *Journal of natural gas science and engineering*, 49:66–83.
- LEEMANN, A., MÜNCH, B., GASSER, P. et HOLZER, L. (2006). Influence of compaction on the interfacial transition zone and the permeability of concrete. *Cement and Concrete Research*, 36(8):1425–1433.
- LEFORT, V., NOUAILLETAS, O., GRÉGOIRE, D. et PIJAUDIER-CABOT, G. (2020). Lattice modelling of hydraulic fracture : Theoretical validation and interactions with cohesive joints. *Engineering Fracture Mechanics*, 235:107178.
- LEMAITRE, J. (1984). How to use damage mechanics. *Nuclear engineering and design*, 80(2):233–245.
- LHONNEUR, J. (2020). Dispositif expérimental pour la mesure de propriétés élastiques et cohésives à l'échelle de l'interface ciment-granat. *Academic Journal of Civil Engineering*, 38(1):301–308.
- LHONNEUR, J., GIRBOVEANU, A., JAMIN, F., PÉLISSOU, C., MONERIE, Y. et EL YOUSOUFI, M. S. (2019). Étude statistique de la réponse mécanique lors d'essais de traction directe à l'échelle locale. In *14e Colloque National en Calcul de Structures-CSMA 2019*.
- LI, P., LU, W., AN, X., ZHOU, L. et DU, S. (2021). Effect of epoxy latexes on the mechanical behavior and porosity property of cement mortar with different degrees of hydration and polymerization. *Materials*, 14(3):517.
- LILLIEFORS, H. W. (1967). On the kolmogorov-smirnov test for normality with mean and variance unknown. *Journal of the American statistical Association*, 62(318):399–402.
- LILLIU, G. et van MIER, J. G. (2003). 3d lattice type fracture model for concrete. *Engineering Fracture Mechanics*, 70(7-8):927–941.
- LUBLINER, J., OLIVER, J., OLLER, S. et OÑATE, E. (1989). A plastic-damage model for concrete. *International Journal of solids and structures*, 25(3):299–326.
- LUCKNER, L., VAN GENUCHTEN, M. T. et NIELSEN, D. (1989). A consistent set of parametric models for the two-phase flow of immiscible fluids in the subsurface. *Water Resources Research*, 25(10):2187–2193.
- LUKOVIĆ, M., ŠAVIJA, B., DONG, H., SCHLANGEN, E. et YE, G. (2014). Micromechanical study of the interface properties in concrete repair systems. *Journal of Advanced Concrete Technology*, 12(9):320–339.

- LUKOVIĆ, M., ŠAVIJA, B., SCHLANGEN, E., YE, G. et VAN BREUGEL, K. (2016). A 3d lattice modelling study of drying shrinkage damage in concrete repair systems. *Materials*, 9(7):575.
- LYU, W. (2020). *Effect of micro-cracking and self-healing on long-term creep and strength development of concrete*. Thèse de doctorat, Delft University of technology.
- MAINGUY, M., COUSSY, O. et BAROGHEL-BOUNY, V. (2001). Role of air pressure in drying of weakly permeable materials. *Journal of engineering mechanics*, 127(6): 582–592.
- MALBOIS, M. (2019). *Analyse multi-échelle des déformations différées dans les matériaux cimentaires sous dessiccation ou réaction sulfatique interne*. Thèse de doctorat.
- MARUYAMA, I. (2010). Origin of drying shrinkage of hardened cement paste : hydration pressure. *Journal of Advanced Concrete Technology*, 8(2):187–200.
- MARUYAMA, I., SASANO, H. et LIN, M. (2016). Impact of aggregate properties on the development of shrinkage-induced cracking in concrete under restraint conditions. *Cement and Concrete Research*, 85:82–101.
- MASSEY JR, F. J. (1951). The kolmogorov-smirnov test for goodness of fit. *Journal of the American statistical Association*, 46(253):68–78.
- MAZARS, J. (1986). A description of micro-and macroscale damage of concrete structures. *Engineering Fracture Mechanics*, 25(5-6):729–737.
- MAZARS, J., BERTHAUD, Y. et RAMTANI, S. (1990). The unilateral behaviour of damaged concrete. *Engineering Fracture Mechanics*, 35(4-5):629–635.
- MAZARS, J. et PIJAUDIER-CABOT, G. (1989). Continuum damage theory—application to concrete. *Journal of Engineering Mechanics*, 115(2):345–365.
- MEGURO, K. et HAKUNO, M. (1989). Fracture analyses of concrete structures by the modified distinct element method. *Doboku Gakkai Ronbunshu*, 1989(410):113–124.
- MELENK, J. M. et BABUŠKA, I. (1996). The partition of unity finite element method : basic theory and applications. *In Research Report/Seminar für Angewandte Mathematik*, volume 1996. Eidgenössische Technische Hochschule, Seminar für Angewandte Mathematik.
- MENETREY, P. et WILLAM, K. (1995). Triaxial failure criterion for concrete and its generalization. *Structural Journal*, 92(3):311–318.

- MILLINGTON, R. et QUIRK, J. (1961). Permeability of porous solids. *Transactions of the Faraday Society*, 57:1200–1207.
- MOËS, N., DOLBOW, J. et BELYTCHKO, T. (1999). A finite element method for crack growth without remeshing. *International journal for numerical methods in engineering*, 46(1):131–150.
- MONDAL, P., SHAH, S. et MARKS, L. (2009). Nanomechanical properties of interfacial transition zone in concrete. *In Nanotechnology in Construction 3*, pages 315–320. Springer.
- MONLOUIS-BONNAIRE, J., VERDIER, J. et PERRIN, B. (2004). Prediction of the relative permeability to gas flow of cement-based materials. *Cement and Concrete Research*, 34(5):737–744.
- MORGAN, J. K. et BOETTCHER, M. S. (1999). Numerical simulations of granular shear zones using the distinct element method : 1. shear zone kinematics and the micromechanics of localization. *Journal of Geophysical Research : Solid Earth*, 104(B2):2703–2719.
- MORO, F. et BÖHNI, H. (2002). Ink-bottle effect in mercury intrusion porosimetry of cement-based materials. *Journal of Colloid and Interface Science*, 246(1):135–149.
- MOUKARZEL, C. et HERRMANN, H. (1992). A vectorizable random lattice. *Journal of Statistical Physics*.
- MUALEM, Y. (1976). A new model for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated porous media. *Water resources research*, 12(3):513–522.
- MYRTJA, E. (2020). *Comportement des mortiers haute performance sous sollicitations de fatigue en compression*. Thèse de doctorat, LMT, École normale supérieure Paris-Saclay - ENS Paris-Saclay.
- NEMATI, K. M., MONTEIRO, P. J. et COOK, N. G. (1998). A new method for studying stress-induced microcracks in concrete. *Journal of materials in civil engineering*, 10(3):128–134.
- NEVILLE, A. M. et BROOKS, J. J. (1987). *Concrete technology*. Longman Scientific & Technical England.
- NGUYEN, T. T., YVONNET, J., BORNERT, M. et CHATEAU, C. (2016). Initiation and propagation of complex 3d networks of cracks in heterogeneous quasi-brittle materials : Direct comparison between in situ testing-microct experiments and phase field simulations. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 95:320–350.

- NGUYEN, T. T., YVONNET, J., ZHU, Q.-Z., BORNERT, M. et CHATEAU, C. (2015). A phase field method to simulate crack nucleation and propagation in strongly heterogeneous materials from direct imaging of their microstructure. *Engineering Fracture Mechanics*, 139:18–39.
- NIKOLIĆ, M. (2015). *Rock mechanics, failure phenomena with pre-existing cracks and internal fluid flow through cracks*. Thèse de doctorat, University of Split. Faculty of Civil Engineering, Architecture and Geodesy.
- NIKOLIĆ, M., KARAVELIĆ, E., IBRAHIMBEGOVIC, A. et MIŠČEVIĆ, P. (2018). Lattice element models and their peculiarities. *Archives of Computational Methods in Engineering*, 25(3):753–784.
- NOCHAIYA, T., WONGKEO, W. et CHAIPANICH, A. (2010). Utilization of fly ash with silica fume and properties of portland cement–fly ash–silica fume concrete. *Fuel*, 89(3):768–774.
- NOUAILLETAS, O. (2013). *Comportement d'une discontinuité dans un géomatériau sous sollicitations chemo-mécanique-expérimentations et modélisations*. Thèse de doctorat, Pau.
- OLIVER, J. (1996). Modelling strong discontinuities in solid mechanics via strain softening constitutive equations. part 1 : Fundamentals. *International journal for numerical methods in engineering*, 39(21):3575–3600.
- OLIVER, J., HUESPE, A. E. et SÁNCHEZ, P. J. (2006). A comparative study on finite elements for capturing strong discontinuities : E-fem vs x-fem. *Computer methods in applied mechanics and engineering*, 195(37-40):4732–4752.
- OLIVER-LEBLOND, C. (2013). *Comportement à rupture des structures : description à deux échelles des mécanismes locaux appliquée aux matériaux fragiles renforcés*. Thèse de doctorat, LMT-Cachan, École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan.
- OLIVIER, K. (2016). *Étude expérimentale et modélisation de l'auto-cicatrisation des matériaux cimentaires avec additions minérales*. Thèse de doctorat, Université Paris-Saclay ; Université de Sherbrooke. Département de physique.
- ONER, A. et AKYUZ, S. (2007). An experimental study on optimum usage of ggbs for the compressive strength of concrete. *Cement and Concrete Composites*, 29(6): 505–514.
- O'ROURKE, J., CHIEN, C.-B., OLSON, T. et NADDOR, D. (1982). A new linear algorithm for intersecting convex polygons. *Computer Graphics and Image Processing*, 19(4):384–391.

- ORTEGA, J. J., RUIZ, G., RENA, C. Y., AFANADOR-GARCIA, N., TARIFA, M., POVEDA, E., ZHANG, X. et EVANGELISTA JR, F. (2018). Number of tests and corresponding error in concrete fatigue. *International Journal of Fatigue*, 116:210–219.
- ORTIZ, M., LEROY, Y. et NEEDLEMAN, A. (1987). A finite element method for localized failure analysis. *Computer methods in applied mechanics and engineering*, 61(2):189–214.
- PAN, Y., PRADO, A., PORRAS, R., HAFEZ, O. et BOLANDER, J. (2017). Lattice modeling of early-age behavior of structural concrete. *Materials*, 10(3):231.
- PANESAR, D. et SHINDMAN, B. (2012). The mechanical, transport and thermal properties of mortar and concrete containing waste cork. *Cement and Concrete Composites*, 34(9):982–992.
- PAPACHRISTOS, E., SCHOLTÈS, L., DONZÉ, F. et CHAREYRE, B. (2017). Intensity and volumetric characterizations of hydraulically driven fractures by hydro-mechanical simulations. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 93:163–178.
- PAVOINE, A., BRUNETAUD, X. et DIVET, L. (2012). The impact of cement parameters on delayed ettringite formation. *Cement and Concrete Composites*, 34(4):521–528.
- PEARSON, K. (1900). I. mathematical contributions to the theory of evolution.—vii. on the correlation of characters not quantitatively measurable. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical or Physical Character*, 195(262-273):1–47.
- PEERLINGS, R. H., de BORST, R., BREKELMANS, W. M. et DE VREE, J. (1996). Gradient enhanced damage for quasi-brittle materials. *International Journal for numerical methods in engineering*, 39(19):3391–3403.
- PELISSOU, C. (2005). *Discrétisation spatio-temporelle du problème thermique à deux champs : application au procédé de forgeage à chaud*. Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure des Mines de Paris.
- PERRATON, D. et AÏTCIN, P. (2001). Le choix du granulats peut-il s'avérer un élément plus déterminant que le rapport e/c? *Bulletin des laboratoires des Ponts et Chaussées*, pages 59–72.
- PICANDET, V., KHELIDJ, A. et BELLEGOU, H. (2009). Crack effects on gas and water permeability of concretes. *Cement and Concrete Research*, 39(6):537–547.

- PICKETT, G. (1942). The effect of change in moisture-content on the crepe of concrete under a sustained load. *In Journal Proceedings*, volume 38, pages 333–356.
- PIHLAJAVAARA, S. (1974). A review of some of the main results of a research on the ageing phenomena of concrete : Effect of moisture conditions on strength, shrinkage and creep of mature concrete. *Cement and Concrete Research*, 4(5):761–771.
- PIJAUDIER-CABOT, G. et BAŽANT, Z. P. (1987). Nonlocal damage theory. *Journal of engineering mechanics*, 113(10):1512–1533.
- POTYONDY, D. et CUNDALL, P. (2004a). A bonded-particle model for rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*.
- POTYONDY, D. O. et CUNDALL, P. (2004b). A bonded-particle model for rock. *International journal of rock mechanics and mining sciences*, 41(8):1329–1364.
- POWERS, T. (1968). The thermodynamics of volume change and creep. *Matériaux et Construction*, 1(6):487–507.
- POWERS, T. C. et BROWNYARD, T. L. (1946). Studies of the physical properties of hardened portland cement paste. *In Journal Proceedings*, volume 43, pages 101–132.
- POYET, S. (2009). Experimental investigation of the effect of temperature on the first desorption isotherm of concrete. *Cement and Concrete Research*, 39(11):1052–1059.
- POYET, S., CHARLES, S., HONORÉ, N. et 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*, 41(10):1015–1023.
- RAMTANI, S. (1990). *Contribution à la modélisation du comportement multiaxial du béton endommagé avec description du caractère unilatéral*. Thèse de doctorat, Paris 6.
- RANAIVOMANANA, N., MULTON, S. et TURATSINZE, A. (2013). Tensile, compressive and flexural basic creep of concrete at different stress levels. *Cement and Concrete Research*, 52:1–10.
- RAO, G. A. (2001). Long-term drying shrinkage of mortar—influence of silica fume and size of fine aggregate. *Cement and concrete research*, 31(2):171–175.
- RASHID, Y. R. (1968). Ultimate strength analysis of prestressed concrete pressure vessels. *Nuclear engineering and design*, 7(4):334–344.

- RAZALI, N. M., WAH, Y. B. *et al.* (2011). Power comparisons of shapiro-wilk, kolmogorov-smirnov, lilliefors and anderson-darling tests. *Journal of statistical modeling and analytics*, 2(1):21–33.
- RECOMMENDATION, R. D. et DE LA RILEM, P. (1995). Creep and shrinkage prediction model for analysis and design of concrete structures-model b3. *Mater Struct*, 28:357–65.
- ROBIN, J. M. (1995). *Comportement thermomécanique des céramiques réfractaires*. Thèse de doctorat, LMT-Cachan, École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan.
- ROCCO, C. et ELICES, M. (2009). Effect of aggregate shape on the mechanical properties of a simple concrete. *Engineering fracture mechanics*, 76(2):286–298.
- ROELS, S., MOONEN, P., DE PROFT, K. et CARMELIET, J. (2006). A coupled discrete-continuum approach to simulate moisture effects on damage processes in porous materials. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 195(52):7139–7153.
- ROSS, A. (1958). Creep of concrete under variable stress. *In Journal Proceedings*, volume 54, pages 739–758.
- ROTH, S.-N., LÉGER, P. et SOULAÏMANI, A. (2015). A combined xfem–damage mechanics approach for concrete crack propagation. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 283:923–955.
- ROTH, S.-N., LÉGER, P. et SOULAÏMANI, A. (2020a). Fully-coupled hydro-mechanical cracking using xfem in 3d for application to complex flow in discontinuities including drainage system. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 370:113282.
- ROTH, S.-N., LÉGER, P. et SOULAÏMANI, A. (2020b). Strongly coupled xfem formulation for non-planar three-dimensional simulation of hydraulic fracturing with emphasis on concrete dams. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 363:112899.
- ROUGELOT, T. (2008). *Etude expérimentale multi-échelles des couplages hydriques, mécaniques et chimiques dans les matériaux cimentaires*. Thèse de doctorat, Lille 1.
- SAINZ-AJA, J., THOMAS, C., POLANCO, J. A. et CARRASCAL, I. (2020). High-frequency fatigue testing of recycled aggregate concrete. *Applied Sciences*, 10(1): 10.

- SALIBA, J., MATALLAH, M., LOUKILI, A., REGOIN, J.-P., GRÉGOIRE, D., VERDON, L. et PIJAUDIER-CABOT, G. (2016). Experimental and numerical analysis of crack evolution in concrete through acoustic emission technique and mesoscale modelling. *Engineering fracture mechanics*, 167:123–137.
- SALOUSTROS, S., PELÀ, L., CERVERA, M. et ROCA, P. (2017). Finite element modelling of internal and multiple localized cracks. *Computational Mechanics*, 59(2):299–316.
- SARHAN, A. E. et GREENBERG, B. G. (1956). Estimation of location and scale parameters by order statistics from singly and doubly censored samples. *The Annals of Mathematical Statistics*, 27(2):427–451.
- SASANO, H. et MARUYAMA, I. (2021). Mechanism of drying-induced change in the physical properties of concrete : A mesoscale simulation study. *Cement and Concrete Research*, 143:106401.
- ŠAVIJA, B., LUKOVIĆ, M., PACHECO, J. et SCHLANGEN, E. (2013a). Cracking of the concrete cover due to reinforcement corrosion : A two-dimensional lattice model study. *Construction and Building Materials*, 44:626–638.
- ŠAVIJA, B., PACHECO, J. et SCHLANGEN, E. (2013b). Lattice modeling of chloride diffusion in sound and cracked concrete. *Cement and Concrete Composites*, 42:30–40.
- ŠAVIJA, B., ZHANG, H. et SCHLANGEN, E. (2020). Micromechanical testing and modelling of blast furnace slag cement pastes. *Construction and Building Materials*, 239:117841.
- SCHLANGEN, E. et GARBOCZI, E. J. (1997). Fracture simulations of concrete using lattice models : computational aspects. *Engineering fracture mechanics*, 57(2-3):319–332.
- SCHLANGEN, E. et VAN MIER, J. (1992). Simple lattice model for numerical simulation of fracture of concrete materials and structures. *Materials and Structures*, 25(9):534–542.
- SCRIVENER, K. L., CRUMBIE, A. K. et LAUGESSEN, P. (2004). The interfacial transition zone (itz) between cement paste and aggregate in concrete. *Interface science*, 12(4):411–421.
- SEIGNEUR, N., MAYER, K. U. et STEEFEL, C. I. (2019). Reactive transport in evolving porous media. *Reviews in Mineralogy and Geochemistry*, 85(1):197–238.
- SELLIER, A. et BUFFO-LACARRIÈRE, L. (2009). Vers une modélisation simple et unifiée du fluage propre, du retrait et du fluage en dessiccation du béton. *European journal of environmental and civil engineering*, 13(10):1161–1182.

- SETHIAN, J. A. (1999). *Level set methods and fast marching methods : evolving interfaces in computational geometry, fluid mechanics, computer vision, and materials science*, volume 3. Cambridge university press.
- SHAPIRO, S. S. et WILK, M. B. (1965). An analysis of variance test for normality (complete samples). *Biometrika*, 52(3/4):591–611.
- SHOUKRY, S. N., WILLIAM, G. W., DOWNIE, B. et RIAD, M. Y. (2011). Effect of moisture and temperature on the mechanical properties of concrete. *Construction and Building Materials*, 25(2):688–696.
- SINAIE, S., NGO, T. D. et NGUYEN, V. P. (2018). A discrete element model of concrete for cyclic loading. *Computers & structures*, 196:173–185.
- SOCIÉ, A. (2019). *Modélisation chimio-mécanique de la fissuration de matériaux cimentaires : vieillissement et tenue des enceintes de confinement des centrales nucléaires*. Thèse de doctorat, Montpellier.
- SOCIÉTÉ NOUVELLE DU LITTORAL (Octobre 2019). www.standard-sand.com.
- SOLEILHET, F. (2018). *Études expérimentales et numériques des matériaux cimentaires sous sollicitations hydro-mécaniques*. Thèse de doctorat, LMT-Cachan, École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan.
- SOROKA, I. (1979). *Portland cement paste and concrete*. Macmillan International Higher Education.
- SPEARMAN, C. (1961). The proof and measurement of association between two things.
- STROEVEN, P. (2000). A stereological approach to roughness of fracture surfaces and tortuosity of transport paths in concrete. *Cement and Concrete Composites*, 22(5):331–341.
- SUCHORZEWSKI, J., TEJCHMAN, J. et NITKA, M. (2018). Discrete element method simulations of fracture in concrete under uniaxial compression based on its real internal structure. *International Journal of Damage Mechanics*, 27(4):578–607.
- SUTTON, M. A. (2013). Computer vision-based, noncontacting deformation measurements in mechanics : a generational transformation. *Applied Mechanics Reviews*, 65(5).
- TAVAREZ, F. A. et PLESHA, M. E. (2007). Discrete element method for modelling solid and particulate materials. *International journal for numerical methods in engineering*, 70(4):379–404.

- TAVENAS, F., BRUCY, M., MAGNAN, J.-P., LA ROCHELLE, P. et ROY, M. (1979). Analyse critique de la théorie de consolidation unidimensionnelle de terzaghi. *Revue Française de Géotechnique*, (7):29–43.
- TERRIEN, M. (1980). Emission acoustique et " comportement mecanique post-critique" d'un beton sollicite en traction. *BULL LIAISON LAB PONTS CHAUSS*, (105).
- TERZAGHI, K., PECK, R. B. et MESRI, G. (1967). Soil mechanics in engineering practice, john wiley & sons. *Inc., New York*.
- THIERY, M., BAROGHEL-BOUNY, V., BOURNETON, N., VILLAIN, G. et STÉFANI, C. (2007). Modélisation du séchage des bétons : analyse des différents modes de transfert hydrique. *Revue européenne de génie civil*, 11(5):541–577.
- THOMAS, J. J., JENNINGS, H. M. et ALLEN, A. J. (1998). The surface area of cement paste as measured by neutron scattering : evidence for two csh morphologies. *Cement and Concrete Research*, 28(6):897–905.
- TOMIČEVĆ, Z., HILD, F. et ROUX, S. (2013). Mechanics-aided digital image correlation. *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 48(5):330–343.
- TORRENTI, J.-M. (1987). *Comportement multiaxial du béton : aspects expérimentaux et modélisation*. Thèse de doctorat, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- TURCRY, P., YOUNSI, A., JACQUEMOT, F., AÏT-MOKHTAR, A. et ROUGEAU, P. (2012). Influence of in situ concrete variability on accelerated carbonation test. *European journal of environmental and civil engineering*, 16(3-4):288–297.
- TYLER, S. W. et WHEATCRAFT, S. W. (1990). Fractal processes in soil water retention. *Water Resources Research*, 26(5):1047–1054.
- VAN-GENUCHTEN, M. (1980). A closed form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils. *Soil Sci. Soc. Am. J*, 44, issue.5.
- VAN GENUCHTEN, M. T. (1980). A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils 1. *Soil science society of America journal*, 44(5): 892–898.
- VAN MIER, J. G., van VLIET, M. R. et WANG, T. K. (2002). Fracture mechanisms in particle composites : statistical aspects in lattice type analysis. *Mechanics of Materials*, 34(11):705–724.
- VAN VLIET, M. R. et VAN MIER, J. G. (2000). Experimental investigation of size effect in concrete and sandstone under uniaxial tension. *Engineering fracture mechanics*, 65(2-3):165–188.

- VASSAUX, M., OLIVER-LEBLOND, C., RICHARD, B. et RAGUENEAU, F. (2016). Beam-particle approach to model cracking and energy dissipation in concrete : Identification strategy and validation. *Cement and Concrete Composites*, 70:1–14.
- VASSAUX, M., RICHARD, B., RAGUENEAU, F., MILLARD, A. et DELAPLACE, A. (2015). Lattice models applied to cyclic behavior description of quasi-brittle materials : advantages of implicit integration. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 39(7):775–798.
- VERHOOSEL, C. V. et de BORST, R. (2013). A phase-field model for cohesive fracture. *International Journal for numerical methods in Engineering*, 96(1):43–62.
- VU, C. C., WEISS, J., PLÉ, O. et AMITRANO, D. (2017). Statistical size effects on compressive strength and mechanical behavior of concrete. In *Key Engineering Materials*, volume 754, pages 317–320. Trans Tech Publ.
- WANG, Y. et WAISMAN, H. (2016). From diffuse damage to sharp cohesive cracks : A coupled xfem framework for failure analysis of quasi-brittle materials. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 299:57–89.
- WENDNER, R., VOREL, J., SMITH, J., HOOVER, C. G., BAŽANT, Z. P. et CUSATIS, G. (2015). Characterization of concrete failure behavior : a comprehensive experimental database for the calibration and validation of concrete models. *Materials and Structures*, 48(11):3603–3626.
- WILLIAMS, J. R. et O’CONNOR, R. (1999). Discrete element simulation and the contact problem. *Archives of Computational Methods in Engineering*, 6(4):279–304.
- WILLIAMS, J. R. et O’CONNOR, R. (1995). A linear complexity intersection algorithm for discrete element simulation of arbitrary geometries. *Engineering computations*.
- WITTMANN, F. (1968). Surface tension shrinkage and strength of hardened cement paste. *Matériaux et Construction*, 1(6):547–552.
- WITTMANN, F. (1976). On the action of capillary pressure in fresh concrete. *Cement and concrete research*, 6(1):49–56.
- WITTMANN, F. (2002). Crack formation and fracture energy of normal and high strength concrete. *Sadhana*, 27(4):413–423.
- WITTMANN, F. H. (1982). Creep and shrinkage mechanisms. *Creep and shrinkage in concrete structures*, pages 129–161.

- WU, T., CARPIUC-PRISACARI, A., PONCELET, M. et DE LORENZIS, L. (2017). Phase-field simulation of interactive mixed-mode fracture tests on cement mortar with full-field displacement boundary conditions. *Engineering Fracture Mechanics*, 182:658–688.
- XI, Y., BAŽANT, Z. P., MOLINA, L. et JENNINGS, H. M. (1994). Moisture diffusion in cementitious materials moisture capacity and diffusivity. *Advanced cement based materials*, 1(6):258–266.
- YAO, Y., LIU, L. et KEER, L. M. (2015). Pore pressure cohesive zone modeling of hydraulic fracture in quasi-brittle rocks. *Mechanics of Materials*, 83:17–29.
- YAP, B. W. et SIM, C. H. (2011). Comparisons of various types of normality tests. *Journal of Statistical Computation and Simulation*, 81(12):2141–2155.
- YIP, M., MOHLE, J. et BOLANDER, J. (2005). Automated modeling of three-dimensional structural components using irregular lattices. *Computer-Aided Civil and Infrastructure Engineering*, 20(6):393–407.
- YURTDAS, I., BURLION, N., SHAO, J.-F. et LI, A. (2011). Evolution of the mechanical behaviour of a high performance self-compacting concrete under drying. *Cement and Concrete Composites*, 33(3):380–388.
- YURTDAS, I., BURLION, N. et SKOCZYLAS, F. (2004). Experimental characterisation of the drying effect on uniaxial mechanical behaviour of mortar. *Materials and structures*, 37(3):170–176.
- YURTDAS, I., PENG, H., BURLION, N. et SKOCZYLAS, F. (2006). Influences of water by cement ratio on mechanical properties of mortars submitted to drying. *Cement and Concrete Research*, 36(7):1286–1293.
- ZHANG, H., ŠAVIJA, B., FIGUEIREDO, S. C. et SCHLANGEN, E. (2017). Experimentally validated multi-scale modelling scheme of deformation and fracture of cement paste. *Cement and Concrete Research*, 102:175–186.
- ZHANG, H., ŠAVIJA, B., LUKOVIĆ, M. et SCHLANGEN, E. (2019a). Experimentally informed micromechanical modelling of cement paste : An approach coupling x-ray computed tomography and statistical nanoindentation. *Composites Part B : Engineering*, 157:109–122.
- ZHANG, H., XU, Y., GAN, Y., CHANG, Z., SCHLANGEN, E. et ŠAVIJA, B. (2019b). Combined experimental and numerical study of uniaxial compression failure of hardened cement paste at micrometre length scale. *Cement and Concrete Research*, 126:105925.

Titre : Étude de la variabilité expérimentale et modélisation discrète du comportement des matériaux cimentaires : effet combiné du séchage et d'un chargement mécanique

Mots clés : Séchage, Retrait, Éléments discrets, Variabilité

Résumé : La prédiction de la durabilité des structures est fortement liée à la qualité de la prédiction des dégradations dues à la fissuration des matériaux cimentaires. Or, la fissuration apparaît dès la formation du squelette solide et se poursuit à travers le retrait de dessiccation, en influençant le comportement mécanique et les transferts hydriques. A l'échelle microscopique, la perméabilité est directement liée aux caractéristiques des fissures comme leur espacement, leur longueur, leur ouverture ou leur tortuosité. A l'échelle macroscopique, la dégradation du matériau impacte la raideur, la distribution des efforts et la capacité portante. Il est donc important d'utiliser des modèles adaptés à l'échelle d'observation pour représenter correctement la fissuration. Les mécanismes non-linéaires liés à la dégradation du béton comme la fissuration et le contact frottant, ont été introduits dans des travaux précédents avec le modèle particulaire-lattice DEAP, développé au LMT. Ainsi, ce modèle permet de simuler le comportement des matériaux quasi-fragiles sous chargements multi-axiaux et cycliques. Il s'avère aujourd'hui nécessaire d'enrichir ces approches par la prise en compte des effets hydro-mécaniques liés au séchage du béton induisant un état de contrainte et de fissuration préalable à la surve-

nue de tout chargement mécanique.

Ce travail consiste à prendre en compte la fissuration issue du retrait de dessiccation pour analyser la variabilité générée par le modèle, en s'appuyant sur les données de la campagne expérimentale réalisée.

Dans un premier temps, des essais expérimentaux, répartis en quatre campagnes, permettent de quantifier la variabilité issue des transferts hydriques et des propriétés mécaniques, principalement à travers des essais de séchage et de flexion trois points. La variabilité induite par l'hétérogénéité du matériau cimentaire, a conduit à la réalisation d'une étude statistique, permettant d'estimer le nombre d'essais à réaliser pour être représentatif du comportement moyen du matériau.

Dans un second temps, la modélisation du retrait de dessiccation est implémentée dans le modèle particulaire-lattice, permettant de représenter explicitement les discontinuités cinématiques. Ces résultats montrent que la microfissuration issue des transferts hydriques, à elle seule, ne permet pas de prédire l'influence du retrait de dessiccation sur le comportement mécanique du matériau. Par conséquent, la prise en compte de la pression capillaire, conduit à une relaxation des contraintes, en limitant la fissuration de retrait.



Title : Analysis of the experimental variability and discrete modeling of the behavior of cementitious materials : combined effect of drying and mechanical loading.

Keywords : Drying, Shrinkage, Discrete element, Variability

Abstract : The prediction of the durability of structures is strongly linked to the quality of the prediction of degradation due to cracking of cementitious materials. However, cracking appears from the formation of the solid skeleton and continues through the desiccation shrinkage, influencing the mechanical behavior and the water transfers. At the microscopic scale, the permeability is directly related to the characteristics of the cracks such as their spacing, their length, their opening or their tortuosity. At the macroscopic scale, the degradation of the material impacts the stiffness, the stress distribution and the bearing capacity. It is therefore important to use models adapted to the scale of observation to correctly represent cracking. Non-linear mechanisms related to concrete degradation such as cracking and frictional contact have been introduced in previous works with the particle-lattice model DEAP, developed at LMT. Thus, this model allows to simulate the behavior of quasi-brittle materials under multi-axial and cyclic loading. It is now necessary to enrich these approaches by taking into account the hydro-mechanical effects related to the drying of concrete inducing a state of stress and cracking prior to the occurrence of any me-

chanical loading.

This work consists in taking into account the cracking resulting from the desiccation shrinkage to analyze the variability generated by the model, based on the data of the experimental campaign carried out.

First, experimental tests, divided into four campaigns, allow to quantify the variability resulting from the hydric transfers and the mechanical properties, mainly through drying and three points bending tests. The variability induced by the heterogeneity of the cementitious material, led to the realization of a statistical study, allowing to estimate the number of tests to be realized to be representative of the average behavior of the material.

In a second step, the modeling of the drying shrinkage is implemented in the particle-lattice model, allowing to represent explicitly the kinematic discontinuities. These results show that the micro-cracking resulting from the water transfers, alone, does not allow to predict the influence of the desiccation shrinkage on the mechanical behavior of the material. Therefore, taking into account the capillary pressure, leads to a relaxation of the stresses, by limiting the shrinkage cracking.

