



HAL
open science

Étude de la cinétique de séchage des bétons : Application à l'atteinte d'un gradient hydrique représentatif dans le cadre des essais au feu

Takwa Sayari

► **To cite this version:**

Takwa Sayari. Étude de la cinétique de séchage des bétons : Application à l'atteinte d'un gradient hydrique représentatif dans le cadre des essais au feu. Construction durable. Université Paris-Saclay, 2023. Français. NNT : 2023UPAST013 . tel-04084779

HAL Id: tel-04084779

<https://theses.hal.science/tel-04084779>

Submitted on 28 Apr 2023

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

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

Étude de la cinétique du séchage des bétons : application à l'atteinte d'un gradient hydrique représentatif dans le cadre des essais au feu

*Drying kinetics of concrete: application to the achievement of a representative
hydric profile in the case of fire testing*

Thèse de doctorat de l'université Paris-Saclay

École doctorale n°579, Sciences Mécaniques
et Énergétiques, Matériaux et Géosciences (SMEMaG)

Spécialité de doctorat : Génie Civil

Graduate School : Sciences de l'ingénierie et des systèmes. Référent : ENS Paris-Saclay

Thèse préparée dans l'unité de recherche LMPS – Laboratoire de Mécanique Paris-Saclay (Université Paris-Saclay, CentraleSupélec, ENS Paris-Saclay, CNRS), sous la direction de **Farid BENBOUDJEMA**, Professeur des universités, le co-encadrement de Tulio Honorio, Maître de conférences, le co-encadrement de **Siyimane MOHAINE**, Ingénieure de Recherche au CEF du CERIB et la co-supervision de **Fabienne ROBERT**, Ingénieure de Recherche au CEF du CERIB

Thèse soutenue à Paris-Saclay, le 09 janvier 2023, par

Takwa SAYARI

Composition du Jury

Membres du jury avec voix délibérative

Jean-Michel TORRENTI Professeur de l'École des Ponts ParisTech	Président
Fékri MEFTAH Professeur des universités, INSA Rennes	Rapporteur & Examineur
Nicolas BURLION Professeur des universités, Université de Lille	Rapporteur & Examineur
Izabela HAGER Professeure des universités, Université de Technologie de Cracovie	Examinatrice
Siyimane Mohaine Ingénieure de recherche, CEF, CERIB	Examinatrice
Fabienne Robert Ingénieure de recherche, CEF, CERIB	Examinatrice

Remerciements

Je tiens tout d'abord à remercier les membres du jury d'avoir accepté d'examiner mon travail de thèse. Je remercie Jean-Michel Torrenti d'avoir accepté de présider le jury. Je remercie Fékri Meftah et Nicolas Burlion d'avoir accepté de rapporter mes travaux. Je les remercie aussi pour leur lecture attentive et leur rapport bien enrichissant sur ce travail et pour les échanges pertinents lors de la soutenance. Je remercie Izabela Hager également d'avoir accepté d'examiner mes travaux de thèse. Et merci à Sandrine Chanut et Philippe Gottland d'avoir accepté l'invitation.

Mes remerciements vont ensuite à mon équipe d'encadrement avec qui j'ai apprécié de travailler, et grâce à qui j'ai pu me voir évoluer. Du côté du LMPS, je remercie mon directeur de thèse Farid Benboudjema pour son apport scientifique important dans ce travail, pour sa disponibilité, son écoute et sa gentillesse, mon encadrant Tulio Honorio pour sa contribution dans ce travail, pour sa disponibilité et sa bienveillance. Du côté du CEF du CERIB, je remercie mes encadrantes, Siyimane Mohaine pour sa grande implication dans ce travail, sa réactivité et son encouragement tout au long de la thèse et Fabienne Robert pour sa contribution importante, son suivi régulier et sa bienveillance.

Ensuite, je remercie tous les membres du comité de pilotage de ma thèse pour leur participation régulière à nos réunions d'avancement et pour les échanges pertinents qui ont pu être menés tout au long de la thèse. Merci à Philippe Gotteland de la FNTP, François Cussigh de VINCI France, Sandrine Chanut d'EIFFAGE Génie Civil, Laëtitia D'Aloia du CETU, Jean-Luc Adia, François Soleihet, Maxime Lion et Frédéric Allain d'EDF, ...

Je remercie également Christian Clergue pour les échanges et les remarques intéressants. Merci aussi à Stéphane Poyet pour sa disponibilité, ses conseils et son aide.

A l'ENS Paris-Saclay, j'aimerais remercier les techniciens du département GC et du LMPS de m'avoir formée et aidée tout au long de mes campagnes expérimentales. Je remercie les permanents du LMPS, en particulier, mes professeurs de master et les membres de l'équipe OMEIR. Merci également aux doctorants du LMPS pour tous les moments de convivialité.

Je n'oublie pas d'adresser mes remerciements aux membres du CEF du CERIB. Merci de m'avoir accueilli au sein de l'équipe. Et merci à tous ceux avec qui j'ai pu collaborer pour mener à bien la campagne expérimentale des essais au feu.

Mes remerciements vont ensuite à mes chers amis, les super-doctorants du LMPS ; les aventurières et aventuriers, les humoristes, les artistes, les sportives et sportifs, les créatives et créatifs, les top-cheffes et chefs, ... les personnes formidables qui ont contribué à faire de mes trois années de thèse une expérience unique ! merci pour le soutien dans les moments difficiles, merci pour les nombreux moments de convivialité et de partage, et merci pour la bienveillance sans limite !

Et pour finir, je remercie ma famille ; mes parents, mon petit frère et ma Ghada, que je leur dédie avec joie immense ce travail. Merci pour la confiance inconditionnelle, pour le soutien de tous les instants et pour l'encouragement...

Table des matières

Remerciements	ii
---------------------	----

Table des matières	ii
--------------------------	----

Table des figures	vii
-------------------------	-----

Liste des tableaux.....	xiii
-------------------------	------

Introduction générale	16
-----------------------------	----

1 Comportement au feu des bétons	23
---	-----------

1.1 Ecaillage des bétons face à l'incendie.....	23
1.1.1 Définition et différents types	23
1.1.2 Mécanismes moteurs du phénomène	23
1.1.3 Quels sont les facteurs principaux ?.....	27
1.2 Rôle de la teneur en eau dans les mécanismes d'ecaillage	29
1.2.1 Etat de l'art.....	29
1.2.2 Conditionnement normalisé pour les essais au feu	29
1.2.3 Modes de conditionnement alternatifs	30
1.3 Autres facteurs favorisant l'ecaillage.....	33
1.3.1 Type des bétons	33
1.3.2 Chargement mécanique.....	34
1.3.3 Minéralogie et taille des granulats.....	34
1.3.4 Echelle et géométrie des corps d'épreuve.....	35
1.4 Mitigation de l'ecaillage : utilisation de fibres polypropylène	35
1.5 Répétabilité des résultats d'ecaillage	36
1.6 Synthèse	38

2 Séchage des bétons.....	40
----------------------------------	-----------

2.1 L'eau dans les bétons	40
2.1.1 Mécanisme d'hydratation des ciments Portland	40
2.1.2 Structure poreuse	41
2.1.3 Distribution de l'eau	43
2.2 Séchage des bétons.....	44
2.2.1 Mécanismes du séchage.....	44
2.2.2 Rôle de la température	48
2.2.3 Qu'est-ce qui contrôle la cinétique du séchage à T donnée ?	50
2.2.4 Principaux impacts du séchage sur le matériau	55
2.3 Accélération du séchage : intérêt et applications	57
2.4 Synthèse	59

3	Démarche et matériaux étudiés	61
3.1	Démarche scientifique	61
3.2	Matériaux.....	63
3.2.1	Critères de choix.....	63
3.2.2	Bétons à hautes performances	64
3.2.3	Bétons ordinaires.....	65
3.3	Production des bétons et caractérisation à l'état frais.....	67
3.3.1	Protocole de la production.....	67
3.3.2	Résultats de la caractérisation à l'état frais	70
3.4	Caractérisations à l'état durci	72
3.4.1	Résistance en compression.....	72
3.4.2	Module de Young.....	75
3.4.3	Porosité accessible à l'eau.....	76
3.4.4	Perméabilité à l'eau liquide.....	80
3.5	Synthèse.....	81
4	Étude expérimentale de la cinétique de séchage des bétons	86
4.1	Programme expérimental et conditions de séchage.....	86
4.1.1	Présentation du programme.....	86
4.1.2	Conditions de séchage.....	87
4.2	Isotherme de désorption	88
4.2.1	Protocole expérimental.....	88
4.2.2	Critère de stabilisation.....	90
4.2.3	Discussion	98
4.3	Perte en masse	106
4.3.1	Programme et protocole	106
4.3.2	Résultats et discussion.....	107
4.3.3	Microfissuration et carbonatation.....	111
4.4	Teneur en eau des bétons.....	116
4.4.1	Mesure expérimentale	116
4.4.2	Teneur en eau initiale des bétons	117
4.4.3	Variabilité de la mesure.....	118
4.4.4	Estimation de la teneur en eau initiale à partir de la porosité et de la composition des bétons et comparaison avec le résultat expérimental.....	118
4.5	Synthèse.....	121
5	Prédiction du profil hydrique sous sollicitations thermiques et hydriques.....	123
5.1	Modélisation du séchage	123
5.1.1	Modèle biphasique	124
5.1.2	Résolution et lois constitutives.....	125
5.1.3	Conditions aux limites.....	128
5.1.4	Enjeux et modèle retenu	130
5.2	Extension du modèle aux effets de la température	131

5.2.1	Effet sur les propriétés physiques	132
5.2.2	Effet sur les propriétés de transport	134
5.2.3	Intégration des effets de la température dans le modèle hydrique	137
5.3	Identification des paramètres	138
5.3.1	Isotherme de désorption.....	139
5.3.2	Perméabilité effective	142
5.4	Prédiction du profil hydrique sous des sollicitations thermiques et hydriques dans un béton mature	149
5.4.1	Données du problème	149
5.4.2	1 ^{er} cas d'étude : séchage en conditions normalisées	151
5.4.3	2 ^{ème} cas d'étude : séchage accéléré à 40 °C	153
5.5	Synthèse	159
6	Sensibilité à l'écaillage et mode de conditionnement	165
6.1	Programme expérimental et protocole des essais au feu.....	165
6.1.1	Programme expérimental.....	165
6.1.2	Protocole expérimental des essais au feu.....	167
6.2	Impact de la durée du séchage en conditions normalisées sur l'écaillage.	171
6.2.1	Mode de conditionnement.....	171
6.2.2	Résultats d'écaillage	171
6.2.3	Evolution de l'état hydrique.....	176
6.2.4	Evolution de la résistance en compression	178
6.2.5	Analyse paramétrique de la sensibilité à l'écaillage et influence de l'échéance du séchage en conditions normalisées	179
6.3	Sensibilité à l'écaillage dans le cas d'un SA représentatif de 90 jours SN	183
6.3.1	Mode de conditionnement.....	183
6.3.2	Résultats d'écaillage	185
6.3.3	Evolution de l'état hydrique.....	186
6.3.4	Evolution de la résistance en compression	187
6.4	Sensibilité à l'écaillage dans le cas d'un SA représentatif de 700 jours en SN	188
6.4.1	Mode de conditionnement.....	188
6.4.2	Résultats d'écaillage	190
6.4.3	Evolution de l'état hydrique.....	195
6.4.4	Evolution de la résistance en compression	198
6.5	Synthèse	199
	Conclusions générales.....	202
	Annexes	208
1.	Fiches techniques des matériaux des bétons PERFDUB	208
2.	Fiches techniques des matériaux du béton VeRCoRs	218
3.	Fiches techniques des matériaux du béton CETU (fabrication 2020).....	224
4.	Fiches techniques des matériaux du béton CETU (fabrication 2022).....	235
5.	Récapitulatif des campagnes de production de béton réalisées durant la	

	thèse.....	245
6.	Ecart avec la perte en masse à l’infini et le temps de séchage respectivement pour un arrêt à 98 % et à 95 % de la valeur à l’infini	246
7.	Discussion de l’effet de l’hydratation et les effets du coffrage	247
8.	Plan du ferrailage des dalles	263
9.	Schéma du système de chargement des corps d’épreuve par post-tension	265
10.	Caractéristiques des fressybars et des ancrages.....	266
11.	Exemple d’implantation des dalles dans le four.....	267
12.	Evolution de la profondeur d’écailage en fonction de la teneur en eau moyenne 90 jours et à 700 jours en SN	268
	Bibliographie	270

Table des figures

Figure 1.1 – (a) La dilatation empêchée dans le béton [Bazant et Thonguthai 1978]. (b) évolution du coefficient de dilatation thermique en fonction de la température pour la pâte de ciment et le granulats [Nahhas 2004]	25
Figure 1.2 – Processus de formation du bouchon hydrique [Mindeguia 2005]	26
Figure 1.3 – Processus de formation de la pression de pore dans le béton à haute température [Choe et al. 2019]	26
Figure 1.4 – Contraintes thermomécaniques et pression de pores dans le béton sous l'effet du feu [Khoury 2000; Liu et al. 2018]	27
Figure 1.5 – Evolution de la profondeur maximale d'écaillage de béton autoplaçant (CEM I et CEM II) [Boström et Jansson McNamee 2011]	31
Figure 1.6 – Mesure de pression de vapeur dans le B40 et le dans le B60 face à une sollicitation thermique [Mindeguia 2005].....	33
Figure 1.7 – Evolution de la profondeur moyenne et maximale d'écaillage pour différents taux de compression uniaxiale [Carré et al. 2013].....	34
Figure 1.8 – Evolution de la profondeur moyenne d'écaillage en fonction du taux de chargement [Miah 2017]	34
Figure 1.9 – Observations au MEB de béton chauffé à 600 °C [Hager 2004]	35
Figure 1.10 – Surface du béton après 1h d'exposition au feu. Les fibres de PP n'apparaissent plus dans la partie gauche située de 0 à 50 mm de la zone exposée au feu [Jansson McNamee et Boström 2007]	36
Figure 1.11 – Profondeur moyenne prédite d'écaillage tracé en fonction de la profondeur moyenne mesurée [Jansson McNamee 2008].....	37
Figure 2.1 – Processus d'hydratation du ciment Portland d'après [Briffaut 2010b].....	41
La Figure 2.2 montre la distribution de l'eau dans les C-S-H selon [Wyrzykowski et al. 2017].....	43
Figure 2.3 – Distribution de l'eau dans les C-S-H [Wyrzykowski et al. 2017]	43
Figure 2.4 – Mécanismes du séchage dans le béton [Benboudjema 2002]	44
Figure 2.5 – Diffusion moléculaire selon [Xi et al. 1994].....	45
Figure 2.6 – Diffusion de Knudsen à gauche et diffusion surfacique à droite schématisées par [Soleilhet 2018]	46
Figure 2.7 – Isotherme d'adsorption et de désorption dans un matériau cimentaire et le phénomène d'hystérésis [Baroghel-Bouny 2007a].....	47
Figure 2.8 – Evolution de l'isotherme de désorption en fonction de la température, cité dans les travaux de [Chhun 2017].....	49
Figure 2.9 – Evolution de la perméabilité du béton avec la résistance en compression à 28 jours [Yssorche 1995]	51
Figure 2.10 – Evolution du profil hydrique dans une éprouvette en béton séchant unidirectionnellement à 20 °C, 50 %HR sur une hauteur de 10 cm [Baroghel-Bouny et al. 1999a].....	51
Figure 2.11 – Impact de la durée de cure sur la perméabilité au gaz des bétons à différents rapports E/C [Dhir et al. 1989] cité dans [Pons and Torrenti 2008].....	52
Figure 2.12 – Effet de l'échéance de décoffrage sur la perte en masse dans un mortier [Mauroux 2011]	53
Figure 2.13 – Effet de la durée d'une cure endogène sur la perte masse du béton [Samouh et al. 2017]	53
Figure 2.14 – Evolution du profil hydrique d'un bloc 100 x 100 x 200 cm en béton séchant uni directionnellement pendant 12 ans [Acker et al. 1990].....	54
Figure 2.15 – Evolution de la structure poreuse des bétons au cours du vieillissement [Baroghel-Bouny 2005]	55
Figure 2.16 – Description idéalisée de l'eau dans les zones d'adsorption empêchée et de la transition avec les pores capillaires [Bazant 1972] illustrées dans [Benboudjema 2002].....	56
Figure 2.17 – Evolution de la perméabilité au gaz en fonction du degré de saturation d'après [Villain et	

al. 2001]	57
Figure 3.1 – Diagramme représentant la démarche méthodologique principale	62
Figure 3.2 – Centrale à béton du laboratoire, utilisé pour toutes les fabrications réalisées	67
Figure 3.3 – Essai d’affaissement au cône d’Abrams selon la norme NF EN 12350-2 [AFNOR].....	68
Figure 3.4 – Essai d’air occlus selon la norme NF EN 12350-7 [AFNOR 2019a].....	69
Figure 3.5 – Vibration à l’aide d’une table vibrante pour les éprouvettes et d’une aiguille vibrante pour les dalles	69
Figure 3.6 – Comparatif des résultats d’affaissement des bétons pour toutes les fabrications avec les données références pour les bétons PERFDUB et VeRCoRs.....	70
Figure 3.7 – Comparatif des résultats d’air occlus des bétons à l’état frais pour toutes les fabrications avec les données références pour les bétons PERFDUB et VeRCoRs.....	71
Figure 3.8 – Comparatif des résultats de masse volumique des bétons à l’état frais pour toutes les fabrications avec les données références pour les bétons PERFDUB et VeRCoRs	71
Figure 3.9 – Conservation des éprouvettes en cure humide, eau à « pH basique » à 23 °C	72
Figure 3.10 – Rectification des surface libres des échantillons	73
Figure 3.11 – Modes de rupture observés : à droite mode de rupture des bétons PERFDUB, à gauche dans les bétons VeRCoRs et CETU.....	73
Figure 3.12 – Evolution de la résistance en compression en fonction de la durée de cure.....	74
Figure 3.13 – Comparatif de la résistance en compression à 28 jours de cure humide entre la fabrication de 2020 et celle de 2022	75
Figure 3.14 – Dispositif de mesure du module d’élasticité.....	75
Figure 3.15 – Module d’élasticité des bétons étudiés et son évolution avec la résistance en compression	76
Figure 3.16 – Mesure de la porosité accessible à l’eau.....	77
Figure 3.17 – Comparaison des résultats de la mesure de porosité accessible à l’eau dans les 4 bétons dans le cas d’un séchage à 105 °C et 60 °C.....	79
Figure 3.18 – Comparatif de la porosité accessible à l’eau à 28 jours de cure humide entre la formulation de 2020 et celle de 2022 pour le béton CETU	80
Figure 4.1 – Détermination de l’humidité relative HR ₂ optimale à 40 °C pour obtenir un état d’équilibre représentatif d’un séchage à 23 °C	88
Figure 4.2 – Essai d’isotherme de désorption sur des tranches de 5 mm ± 2 mm d’épaisseur – méthode de la solution saline saturée	89
Figure 4.3 – Méthode d’estimation de l’équilibre hydrique pour chaque palier d’HR durant les essais d’isotherme. Exemple donné pour le béton CETU au palier 33 %HR	91
Figure 4.4 – Variation de la durée de séchage par palier d’HR à 40 °C par rapport à la durée estimée à 23 °C. Résultat pour le critère d’arrêt de 95 % de Vinf.....	94
Figure 4.5 – Evolution du coefficient de diffusion équivalent identifié avec l’humidité relative à 23 °C et à 40 °C	95
Figure 4.6 – Evolution du coefficient de diffusion dans le béton PERFDUB38 avec l’épaisseur par palier d’humidité relative à 23 °C et à 40 °C.....	97
Figure 4.7 – Evolution du coefficient de diffusion dans le béton PERFDUB41 avec l’épaisseur par palier d’humidité relative à 23 °C et à 40 °C.....	97
Figure 4.8 – Evolution du coefficient de diffusion dans le béton VeRCoRs avec l’épaisseur par palier d’humidité relative à 23 °C et à 40 °C.....	97
Figure 4.9 – Evolution du coefficient de diffusion dans le béton CETU avec l’épaisseur par palier d’humidité relative à 23 °C et à 40 °C.....	98
Figure 4.10 – Perte en masse dans le béton PERFDUB38 par palier d’humidité relative lors de l’essai d’isotherme de désorption. Ti correspondent aux tranches de bétons testées.....	99
Figure 4.11 – Perte en masse dans le béton PERFDUB41 par palier d’humidité relative lors de l’essai d’isotherme de désorption. Ti correspond à la référence de l’échantillon	100
Figure 4.12 – Perte en masse dans le béton VeRCoRs par palier d’humidité relative lors de l’essai d’isotherme de désorption. Ti correspond à la référence de l’échantillon	100
Figure 4.13 – Perte en masse dans le béton CETU par palier d’humidité relative lors de l’essai d’isotherme de désorption. Ti correspond à la référence de l’échantillon	101
Figure 4.14 – Variation de la perte en masse à 40 °C par rapport à celle obtenue à 23 °C dans les 4 bétons par palier d’HR.....	102
Figure 4.15 – Isotherme de désorption mesuré à 23 °C et à 40 °C dans les BHP.....	102

Figure 4.16 – Isotherme de désorption mesuré à 23 °C et à 40 °C dans les BO	103
Figure 4.17 – Variation de la teneur en eau massique (TE) à 40 °C par rapport à celle obtenue à 23 °C dans les 4 bétons par palier d'HR	104
Figure 4.18 – Perte en masse par séchage parasite dans les échantillons pendant la conservation en condition endogène. A droite, les échantillons Ø 11 x 10 cm placés dans l'enceinte climatique	106
Figure 4.19 – Evolution de la température et de l'humidité relative pour le séchage en conditions normalisées dans la salle climatique. Mesures réalisées à l'aide une sonde T/HR placée à côté des échantillons	107
Figure 4.20 – Perte en masse moyenne dans des cylindres Ø 11x10 cm séchant par toutes les surfaces à 23 °C, 50 %HR (3 cylindres par béton par condition de séchage).....	108
Figure 4.21 – Perte en masse moyenne dans des cylindres Ø 11 x 10 cm séchant par toutes les surfaces à 40 °C, 65 %HR (3 cylindres par béton par condition de séchage).....	109
Figure 4.22 – Evolution du ratio de la perte en masse à 40 °C, 65 %HR par la perte en masse à 23 °C, 50 %HR environ.....	110
Figure 4.23 – Microscope numérique Keyence utilisé pour la visualisation des microfissurations en surface	111
Figure 4.24 – Évaluation de la carbonatation par indicateur coloré (phénolphtaléine) dans des éprouvettes des bétons VeRCoRs et CETU après un séchage unidirectionnel pendant 13 mois à 40 °C, 65 %HR.....	115
Figure 4.25 – Sciage puis étuvage des échantillons à 105 °C jusqu'à stabilisation	116
Figure 4.26 – Teneur en eau des 4 bétons après 7 jours de conservation en condition endogène pour 4 tranches d'épaisseur 2,5 cm	117
Figure 4.27 – Comparaison de la teneur en eau expérimentale à la teneur en en eau estimée à partir de la porosité du béton	119
Figure 4.28 – Comparaison de la teneur en eau expérimentale à la teneur en en eau estimée à partir de la composition de béton	120
Figure 5.1 – Evolution du taux d'évaporation en fonction de la température et de la couche limite à 50 %HR (à droite). Evolution du taux d'évaporation en fonction de la température pour différentes humidités relatives, la couche limite est égale à 0,7 mm [Bakhshi et al. 2012] (à gauche)	129
Figure 5.2 – Impact du type des conditions aux limites sur la prédiction du séchage dans des pâtes de ciment à rapport E/C respectivement égal à 0,4, 0,5 et 0,6 [Carette et al. 2016]	129
Figure 5.3 – Modélisation de la perte en masse en utilisant le modèle complet biphasique et le modèle simplifié traduisant le mouvement darcéen [Mainguy 1999].....	131
Figure 5.4 – Evolution de la conductivité thermique en fonction de la température pour des bétons BHP, BO. C : pour granulats calcaires et SC : granulats silico-calcaires [Mindeguia 2009; Xing et al. 2011; Haniche 2011]. Citée dans [Nguyen 2013]	132
Figure 5.5 – Evolution de la densité de l'eau en fonction de la température [Raznjevic and Podhorsky 1970]	133
Figure 5.6 – Evolution de la viscosité dynamique de l'eau liquide en fonction du temps selon [IAPWS 2008; Engineersedge; Chhun 2017]	134
Figure 5.7 – Evolution de la distribution de la taille des pores obtenue par intrusion au mercure dans des pâte de ciment (CEM I) à E/C = 0,4 pour des températures de conditionnement différentes [Drouet 2010]	134
Figure 5.8 – Evolution de la porosité relative en fonction de la température pour des BO et des BHP [Pliya 2010].....	135
Figure 5.9 – Evolution de la perméabilité intrinsèque en fonction de la température dans des pâtes de ciment. a) perméabilité intrinsèque mesurée par [Powers 1979] dans des pâtes de ciment à rapport E/C = 0,5, 0,6, 0,7 et 0,8. b) perméabilité intrinsèque identifiée par analyse inverse par [Drouet 2010] dans des pâtes de ciment à E/C = 0,4.....	136
Figure 5.10 – Evolution de la perméabilité intrinsèque en fonction de la température pour des BO et des BHP d'après [Mindeguia 2009; Haniche 2011] cité dans [Nguyen 2013]	136
Figure 5.11 – Restitution des courbes d'isotherme de désorption (numériques et expérimentales) à différente température en utilisant le modèle proposé par [Chhun 2017] présentés par les traits continus. Les marques présentent les mesures expérimentales de [Poyet and Charles 2009; Chen et al. 2012; Ranaivomanana et al. 2011], les traits interrompus présentent les résultats de simulation proposée par [Bazant and Kaplan 1996] et [Bary et al. 2012].....	138
Figure 5.12 – Isotherme de désorption des bétons PERFDUB38 et PERFDUB41 à 23 °C et à 40 °C	

décrit par le modèle de Chhun-Van Genuchten.....	140
Figure 5.13 – Isotherme de désorption des bétons VeRCoRs et CETU à 23 °C et à 40 °C décrit par le modèle de Chhun-Van Genuchten.....	141
Figure 5.14 – Restitution de la perte en masse expérimentale et identification de la perméabilité intrinsèque et le facteur de pore à 23 °C, 50 %HR environ et à 40 °C, 65 %HR, illustration pour le béton PERFDUB41	143
Figure 5.15 – Restitution de la perte en masse expérimentale et identification de la perméabilité intrinsèque et le facteur de pore à 23 °C, 50 %HR environ et à 40 °C, 65 %HR, illustration pour le béton CETU.....	144
Figure 5.16 – Evolution de la perméabilité intrinsèque identifiée en fonction de la porosité pour les 4 bétons étudiés	146
Figure 5.17 – Evolution de la conductivité hydraulique en fonction de la porosité dans des pâtes de ciment pour différents rapports E/C d'après [Nyame and Illston 1981].....	146
Figure 5.18 – Evolution de la perméabilité effective en fonction du degré de saturation dans les BHP (n_k max et k_0 max sont utilisés pour le calcul de k_1 dans ce cas)	147
Figure 5.19 – Evolution de la perméabilité effective en fonction du degré de saturation dans les BO (n_k max et k_0 max sont utilisés pour le calcul de k_1 dans ce cas).....	148
Figure 5.20 – Evolution du rapport des perméabilités effectives à 40 °C et à 23 °C présentées dans la Figure 5.17, $k_1(40\text{ °C}) / k_1(23\text{ °C})$, en fonction de l'humidité relative pour les 4 bétons.....	149
Figure 5.21 – Géométrie de référence pour la prédiction du séchage. La dalle subit un séchage tridimensionnel.	150
Figure 5.22 – Géométrie et conditions aux limites du problème de transfert hydrique à résoudre	151
Figure 5.23 – Modélisation du profil hydrique dans les bétons PERFDUB38 et 41 dans le cas d'un séchage en conditions normalisées (23 °C, 50 %HR) à 2 échéances : 90 jours et 700 jours.....	152
Figure 5.24 – Modélisation du profil hydrique dans les bétons VeRCoRs et CETU dans le cas d'un séchage en conditions normalisées (23 °C, 50 %HR) à 2 échéances : 90 jours et 700 jours.....	152
Figure 5.25 – Ecart absolu de teneur en eau dans la profondeur du cylindre Ø 15 x 30 cm ayant séché unidirectionnellement à 23 °C, 50 %HR. L'écart est la différence de teneur en eau entre 90 jours et 700 jours	153
Figure 5.26 – Profil de température dans des dalles en bétons à granulats siliceux dans le cas d'une exposition au feu type ISO 834 pendant 240 minutes selon l'Eurocode 2 (Partie 1-2 Annexe A) [CEN 2004].....	155
Figure 5.27 – Humidité relative optimale à appliquer dans le séchage accéléré représentatif du séchage en conditions normalisées pendant 90 jours dans les bétons PERFDUB 38 et 41	156
Figure 5.28 – Humidité relative optimale à appliquer dans le séchage accéléré représentatif du séchage en conditions normalisées pendant 90 jours dans les bétons VeRCoRs et CETU.....	157
Figure 5.29 – Ecart absolu de teneur en eau dans la profondeur du cylindre Ø 15 x 30 cm séchant unidirectionnellement. L'écart est la différence entre teneur en eau à 90 jours de séchage en conditions normalisées (SN) et la teneur en eau à 15 jours de séchage accéléré représentatif (SA).....	157
Figure 5.30 – Humidité relative optimale à appliquer dans le séchage accéléré représentatif du séchage en conditions normalisées pendant 700 jours dans les bétons PERFDUB38 et 41	158
Figure 5.31 – Humidité relative optimale à appliquer dans le séchage accéléré représentatif du séchage en conditions normalisées pendant 700 jours dans les bétons VeRCoRs et CETU.....	158
Figure 5.32 – Ecart de teneur en eau dans la profondeur du cylindre Ø 15 x 30 cm séchant unidirectionnellement. L'écart est la différence entre teneur en eau à 700 jours de séchage en conditions normalisées (SN) et la teneur en eau à 90 jours de séchage accéléré à 40 °C, 75 %HR représentatif (SA)	159
Figure 6.1 – Coffrage des dalles. A droite, coffrage adapté au chargement par post-tension et à gauche sans chargement.....	167
Figure 6.2 – Coulage des dalles et des éprouvettes représentatives.....	168
Figure 6.3 – Courbes nominales température/temps (CN, HC et HCM).....	169
Figure 6.4 – Implantation des dalles sur le four. Etanchéité assurée par de laine minérale.....	170
Figure 6.5 – Evolution du profil hydrique des bétons PERFDUB38 et 41 au cours du temps en séchage en conditions normalisées.....	176
Figure 6.6 – Evolution du profil hydrique des bétons VeRCoRs et CETU au cours du temps en séchage en conditions normalisées.....	177

Figure 6.7 – Gradient hydrique entre 90 jours et 700 jours en SN. Comparaison des résultats expérimentaux et numériques	178
Figure 6.8 – Résistance en compression après conditionnement normalisé et cure humide	179
Figure 6.9 – Evolution de la profondeur d'écaillage en fonction de la teneur en eau moyenne 90 jours et à 700 jours en SN. Essai au feu sans chargement	180
Figure 6.10 – Evolution de la profondeur d'écaillage en fonction de la teneur en eau moyenne 90 jours et à 700 jours en SN. Essai au feu sous chargement 4 MPa.....	181
Figure 6.11 – Influence du chargement sur l'évolution de la profondeur d'écaillage en fonction de la teneur en eau moyenne dans la zone d'intérêt à 90 jours SN.....	182
Figure 6.12 – Influence du chargement sur l'évolution de la profondeur d'écaillage en fonction de la teneur en eau moyenne dans la zone d'intérêt à 700 jours SN.....	183
Figure 6.13 – Séchage à $40\text{ °C} \pm 2\text{ °C}$, $65\% \text{HR} \pm 5\% \text{HR}$ dans une enceinte climatique 10 m^3 à Ater Métrologie.....	184
Figure 6.14 – Evolution enregistrée de la température et de l'humidité relative du séchage accéléré 15 jours à 40 °C , $65\% \text{HR}$	184
Figure 6.15 – Comparaison du profil hydrique obtenu à 90 jours en SN au profil hydrique obtenu à 15 jours en SA représentatif.....	186
Figure 6.16 – Comparaison du gradient hydrique entre 90 jours en SN et 15 jours en SA représentatif. Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques.....	187
Figure 6.17 – Comparaison de la résistance en compression obtenue à 90 jours en SN au profil hydrique obtenu à 15 jours en SA représentatif	188
Figure 6.18 – Implantation des corps d'épreuve dans l'enceinte climatique	189
Figure 6.19 – Evolution enregistrée de la température et de l'humidité relative du séchage accéléré 110 jours. TEi présentent les mesures intermédiaires de la teneur en eau des bétons	190
Figure 6.20 – Comparaison de l'état hydrique initial entre 7 jours de conservation en condition endogène et 21 à 23 jours.....	195
Figure 6.21 – Comparaison du profil hydrique cible à 700 jours en SN au profil hydrique obtenu à 90 jours SN, 90 jours SA et 110 jours en SA dans les BHP	196
Figure 6.22 – Comparaison du profil hydrique cible à 700 jours en SN au profil hydrique obtenu à 90 jours SN, 90 jours SA et 110 jours en SA dans les bétons VerCoRs et CETU	198
Figure 6.23 – Comparaison de la résistance en compression moyenne à 700 jours en SN et à 110 jours en SA représentatif.....	199

Liste des tableaux

Tableau 1.1 – Principales théories d'écaillage proposées dans les années 60 et 70 [Malhotra 1984].....	28
Tableau 1.2 – Exemples de théories proposées par différents chercheurs [Malhotra 1984].....	28
Tableau 1.3 – Détails de la procédure du séchage [Abrams et Orals 1965]	32
Tableau 2.1 – Chaleur finale dégagée lors de l'hydratation totale des phases de ciment Portland [Briffaut 2010a] [Begarín 2012]	41
Tableau 2.2 – Distribution de taille de pores mesurée par radiographie au neutron proposée par [Wyrzykowski et al. 2017] avec une classification de la nature et la liaison de l'eau occupant chaque échelle de porosité.....	42
Tableau 2.3 – Récapitulatif des principales transformations physicochimiques d'un béton lors d'un chauffage [Schneider and Diederichs 1981]	50
Tableau 3.1 – Composition des bétons à hautes performances.....	64
Tableau 3.2 – Composition du béton VeRCoRs	65
Tableau 3.3 – Composition du béton CETU en 2020 et en 2022.....	66
Tableau 3.4 – Nombre d'éprouvettes par échéance d'essai de compression	72
Tableau 3.5 – Récapitulatif de la géométrie et du nombre d'éprouvettes et des conditions de séchage	78
Tableau 3.6 – Résultats de la porosité et de la masse volumique apparente pour les 2 températures de séchage	78
Tableau 3.7 – Perméabilité à l'eau liquide des bétons étudiés	80
Tableau 4.1 – Bilan des essais de caractérisation de la cinétique de séchage par béton	86
Tableau 4.2 – Solutions salines saturée utilisées	90
Tableau 4.3 – Épaisseur totale et volume total des spécimens testés pour chaque béton	90
Tableau 4.4 – Ecart en absolu avec la perte en masse à l'équilibre si l'essai est arrêté à 98 % et à 95 % de la valeur à l'infini (notée V_{inf}) ainsi que le temps de séchage correspondant. Exemple sur un échantillon pour le béton PERFDUB41	92
Tableau 4.5 – Ecart en absolu avec la perte en masse à l'équilibre si l'essai est arrêté à 98 % et à 95 % de la valeur à l'infini (notée V_{inf}) ainsi que le temps de séchage correspondant. Exemple sur un échantillon pour le béton CETU	93
Tableau 4.6 – Durée totale d'essai en fonction du critère d'arrêt	93
Tableau 4.7 – Variabilité sur l'isotherme de désorption mesurée à 23 °C et à 40 °C	105
Tableau 4.8 – Variabilité de la mesure de perte en masse [mesure à 23 °C – mesure à 40 °C]	111
Tableau 4.9 – Sélection d'images observées au microscope de fissuration sur les BHP dans les deux modes de séchage (23 °C, 50 %HR) et (40 °C, 65 %HR) (3300 x 2500 μ m).....	113
Tableau 4.10 – Sélection d'images observées au microscope de fissuration sur les BO dans les deux modes de séchage (23 °C, 50 %HR) et (40 °C, 65 %HR) (3300 x 2500 μ m).....	114
Tableau 4.11 – Variabilité expérimentale de la mesure de teneur en eau.....	118
Tableau 4.12 – Paramètres du modèle du degré d'hydratation, identifiés par [Tennis and Jennings 2000]	120
Tableau 5.1 – Domaine de validité de la méthode d'estimation de la perméabilité intrinsèque par analyse inverse [Thiery et al. 2007]	127
Tableau 5.2 – Récapitulatif des paramètres à identifier	139
Tableau 5.3 – Identifications des paramètres de l'isotherme pour les 4 bétons étudiés.....	141
Tableau 5.4 – Identifications de la perméabilité intrinsèque et le facteur de pore pour les 4 bétons étudiés. Les indices min et max correspondent au recalage en utilisant respectivement la porosité P60 et P105	145
Tableau 5.5 – Comparaison du facteur d'augmentation de la perméabilité intrinsèque dans le béton PERFDUB38 en passant de 23 °C, 50 %HR environ à 40 °C, 65 %HR	147
Tableau 5.6 – Variation de la teneur en eau des bétons en fonction de la porosité.....	152
Tableau 5.7 – Humidité relative initiale du séchage accéléré à 40 °C	154

Tableau 5.8 – Incertitude sur la teneur en eau théorique en considérant 10 % de la teneur en eau initiale.....	155
Tableau 6.1 – Récapitulatif de l'ensemble des essais d'évaluation du comportement au feu par béton et par mode de conditionnement.....	166
Tableau 6.2 – Positionnement des tubes en PVC dans les dalles	167
Tableau 6.3 – Type d'exposition thermique pour les bétons étudiés	170
Tableau 6.4 – Influence du séchage sur la sensibilité à l'écaillage du béton PERFDUB38 en conditionnement normalisé.....	172
Tableau 6.5 – Influence du séchage sur la sensibilité à l'écaillage du béton PERFDUB41 en conditionnement normalisé.....	173
Tableau 6.6 – Influence de l'échéance d'essai au feu sur la sensibilité à l'écaillage du béton VeRCoRs en conditionnement normalisé.....	174
Tableau 6.7 – Influence de l'échéance d'essai au feu sur la sensibilité à l'écaillage du béton CETU en conditionnement normalisé.....	175
Tableau 6.8 – Comparaison de la sensibilité à l'écaillage des bétons PERFDUB38 et 41 en 90 jours de SN et 15 jours de SA représentatif.....	185
Tableau 6.9 – Comparaison de la sensibilité à l'écaillage du béton PERFDUB38 en 700 jours de SN et 110 jours de SA.....	191
Tableau 6.10 – Comparaison de la sensibilité à l'écaillage du béton PERFDUB41 en 700 jours de SN et 110 jours de SA	192
Tableau 6.11 – Comparaison de la sensibilité à l'écaillage du béton VeRCoRs en 700 jours de SN et 110 jours de SA représentatif	193
Tableau 6.12 – Comparaison de la sensibilité à l'écaillage du béton CETU en 700 jours de SN et 110 jours de SA représentatif	194

Introduction générale

Le comportement au feu des structures est un aspect critique tant pour la durabilité des (infra)structures que pour la sécurité des usagers. En France, l'incendie du Tunnel sous la Manche en 1996 a été caractérisé par le détachement d'environ 100 % de l'épaisseur initiale des voussoirs en béton (soit environ 450 mm) sur 50 m de longueur [Ulm et al. 1999a]. Les travaux de réparation ainsi que le manque à gagner durant la période d'immobilisation de 6 mois a coûté 300 millions d'euros environ [Haack 2003]. Le détachement de morceaux de béton lorsque la structure est soumise à un incendie caractérise le phénomène d'écaillage. Ce dernier est un phénomène complexe mettant en jeu plusieurs mécanismes, tels que la pression de vapeur, la pressurisation thermique de l'eau liquide, les contraintes thermomécaniques et l'incompatibilité de déformation entre la pâte de ciment et les granulats [Hertz 1984; Robert et al. 2008; Mindeguia et al. 2014 ; Baydoun 2019]. Il est à noter que ces mécanismes agissent en présence de fortes altérations microstructurelles, des réactions de transformation ou de décomposition induites par la température [Pimienta et al. 2017]. De nombreuses recherches ont mis en évidence l'effet de l'état hydrique et de la perméabilité des matériaux sur la sensibilité à l'écaillage [Choe et al. 2019; Harmathy 1965; Harmathy 1966; Hertz 2003a; Jansson McNamee et Boström 2013; Maier et al. 2020]. Les bétons saturés montrent une sensibilité plus importante à l'écaillage contrairement à des bétons secs. Les bétons à faibles propriétés de transfert de masse sont plus sensibles à l'écaillage que les bétons à porosité et à perméabilité plus élevées.

Dans le cadre des ouvrages du génie civil, les essais de caractérisation du comportement au feu des bétons sont requis dans la plupart des cas afin d'assurer la résilience de la structure et la sécurité des usagers face aux incendies. A l'heure actuelle, la caractérisation de la sensibilité à l'écaillage est évaluée expérimentalement en suivant les recommandations de la norme NF EN 1363-1 "Essais de résistance au feu - Partie 1 : exigences générales" [AFNOR 2020]. Celle-ci stipule qu'au moment de l'essai, le corps d'épreuve doit être représentatif de son état de service normal, notamment vis-à-vis de la résistance mécanique et de la teneur en eau, considéré comme atteignable après stockage dans une atmosphère ambiante de 23 °C et 50 %HR environ. Une période de conditionnement d'au moins trois mois est préconisée et une teneur en eau entre 1 à 5 % est attendue. Si le processus de séchage est initialement rapide dans un matériau saturé, il devient de plus en plus lent [Bissonnette et al. 1999; Baroghel-Bouny 2007a; Carette et al. 2020]. Ainsi, la période de conditionnement recommandée de 3 mois n'est pas probablement suffisante pour atteindre un état représentatif d'une structure en état de service. Elle peut conduire, en conséquence, à une susceptibilité à l'écaillage non représentative lorsqu'elle est associée à un profil hydrique non représentatif [Lenglet 2011].

Le béton est un matériau poreux qui depuis sa fabrication et durant sa période de service est le siège de nombreux échanges avec son environnement extérieur. Ces échanges peuvent être – entre autres – thermiques ou hydriques, et ils permettent d'instaurer un état d'équilibre thermodynamique au sein du matériau. Leur type dépend

des conditions externes de température, d'humidité relative et de pression. Un béton saturé placé en conditions ambiantes subit un échange hydrique avec son environnement : le séchage. Les mécanismes de séchage sont nombreux et complexes. Il n'y a pas de consensus dans la littérature sur leur modélisation, leur prédominance (en fonction de la gamme d'humidité relative), l'impact de la température, même modérée, et de la microstructure complexe des matériaux cimentaires. La maîtrise et la prédiction des gradients restent un challenge.

Dans le cadre des essais au feu, comme indiqué ci-avant, la norme NF EN 1363-1 indique qu'au moment de l'essai au feu, le béton doit atteindre un état hydrique et de résistance mécanique représentatif d'une structure en état de service. En même temps, le délai de séchage indiqué sous-entend que cet état pourrait être atteint à partir de trois mois de séchage, et si ce n'est pas le cas, il faut attendre un niveau d'humidité relative de 75 %HR pour réaliser l'essai au feu. Cependant, à 3 mois et pour les conditions de cure indiquées, il semble difficile d'atteindre cet état cible. Pour donner un ordre de grandeur, je cite « Le séchage naturel du béton est un phénomène lent, une éprouvette de diamètre 16 cm mettra environ 10 ans pour être en équilibre avec l'atmosphère extérieure » [Pons and Torrenti 2008]. La cinétique est d'autant plus lente que la structure est épaisse.

Dans cette optique, ce travail, réalisé au LMPS de l'ENS Paris-Saclay et Centrale Supélec et au Centre d'Essais au feu du CERIB en partenariat avec la FNTP, EIFFAGE Génie Civil, CETU et EDF, vise à **définir les conditions d'atteinte d'un gradient hydrique représentatif pour les essais au feu et mettre en place un protocole de séchage accéléré fiable, représentatif d'un état cible et reproductible en milieu industriel.**

Les travaux réalisés dans le cadre de cette thèse sont consignés dans ce mémoire en trois parties. La première partie est dédiée à la présentation de la littérature existante sur l'écaillage des bétons et sur le processus de séchage des bétons ainsi qu'à la présentation de la démarche et des matériaux étudiés (Chapitre 1, Chapitre 2 et Chapitre 3). La seconde partie traite du comportement hydrique des bétons sous différentes sollicitations thermiques et hydriques et la mise en place d'un protocole de séchage accéléré représentatif (Chapitre 4 et Chapitre 5). Enfin, la dernière partie traite des résultats expérimentaux liés à la sensibilité à l'écaillage de bétons soumis aux divers modes de cures définis dans cette étude (Chapitre 6).

Le Chapitre 1 présente une revue bibliographique du comportement au feu des bétons : les mécanismes de l'écaillage et les principaux paramètres qui l'influencent notamment la teneur en eau. Le Chapitre 2 contient une deuxième revue synthétique de l'état de l'art sur le processus de séchage des bétons : ses mécanismes, sa cinétique et son impact sur le comportement du matériau. Le Chapitre 3 termine par la présentation de la démarche adoptée et les matériaux investigués.

La Chapitre 4 décrit la caractérisation expérimentale de la cinétique de séchage à température ambiante (23 °C) et modérée (40 °C). Les résultats de cette caractérisation constituent une base de données d'entrée pour l'étude numérique d'évolution du profil hydrique au sein d'une structure en béton dans le cas d'un séchage en conditions normalisées et dans le cas d'un séchage accéléré (Chapitre 5). Cette étude a permis de définir les conditions optimales et la durée du séchage accéléré représentatif d'un état hydrique cible obtenu après 2 ans de séchage en conditions normalisées.

Le dernier chapitre est dédiée à l'influence du mode de conditionnement des corps d'épreuve sur la sensibilité à l'écaillage. L'influence de la durée de séchage en conditions normalisées est d'abord investiguée sur les 4 bétons étudiés. Ensuite, le protocole de séchage accéléré est évalué expérimentalement dans le cas d'un protocole représentatif d'un état hydrique cible de court-terme et dans le cas d'un protocole représentatif d'un état hydrique cible long-terme, relativement à la durée de la thèse. Les résultats de la sensibilité à l'écaillage sont présentés et analysés dans le Chapitre 6.

PARTIE 1
CONTEXTE ET DÉMARCHE

CHAPITRE 1

COMPORTEMENT AU FEU DU BÉTON

Sommaire

1	Comportement au feu des bétons	23
1.1	Ecaillage des bétons face à l'incendie	23
1.1.1	Définition et différents types	23
1.1.2	Mécanismes moteurs du phénomène	23
1.1.3	Quels sont les facteurs principaux ?	27
1.2	Rôle de la teneur en eau dans les mécanismes d'écaillage	29
1.2.1	Etat de l'art	29
1.2.2	Conditionnement normalisé pour les essais au feu	29
1.2.3	Modes de conditionnement alternatifs.....	30
1.3	Autres facteurs favorisant l'écaillage.....	33
1.3.1	Type des bétons	33
1.3.2	Chargement mécanique	34
1.3.3	Minéralogie et taille des granulats	34
1.3.4	Echelle et géométrie des corps d'épreuve	35
1.4	Mitigation de l'écaillage : utilisation de fibres polypropylène	35
1.5	Répétabilité des résultats d'écaillage	36
1.6	Synthèse.....	38

1 Comportement au feu des bétons

Dans ce chapitre, un état de l'art est consigné sur le premier axe principal de l'étude : l'évaluation du comportement au feu, les mécanismes d'écaillage, l'effet du profil hydrique et du mode de conditionnement. L'objectif est d'expliquer le contexte de la thèse et l'intérêt et les motivations de l'étude réalisée.

1.1 Ecaillage des bétons face à l'incendie

Le béton peut écailler lorsque soumis à un incendie. Ce phénomène est le résultat de plusieurs mécanismes complexes qui se déclenchent avec la montée de la température. Son intensité dépend de plusieurs paramètres tels que, entre autres, la teneur en eau, le type de béton, la nature des granulats. [Khoury 2000; Robert et al. 2008], mais également la géométrie de l'élément de structure ou encore son chargement mécanique [Mohaine et al. 2021]. Après plus d'un siècle d'investigations, l'écaillage est de mieux en mieux appréhendé. Cependant, des avis controversés sur ses mécanismes et sur la définition des facteurs principaux de son déclenchement existent toujours [Jansson McNamee 2013a; Jansson McNamee 2013b]. En outre, la modélisation de ce phénomène est en amélioration continue mais elle ne permet toujours pas de prendre en compte l'influence de tous les paramètres et leur interdépendance. Par conséquent, l'évaluation expérimentale est nécessaire et est parfois le seul moyen pour appréhender le comportement d'un béton donné à l'écaillage.

1.1.1 Définition et différents types

L'écaillage est une forme d'instabilité des bétons exposés à haute température. Il est caractérisé par un détachement de morceaux de béton dits 'écailles' de façon progressive et/ou explosive. La classification la plus courante de l'écaillage selon [Khoury 2000] [Robert et al. 2008] cité dans [Phan 2012] [Mindeguia 2009] est la suivante, allant du moins violent au plus violent :

- détachement de granulats : dépend du type des granulats, non significatif sur le comportement global du matériau ;
- détachement à l'angle : ce développement à l'angle de structure quand l'endommagement du matériau est avancé en raison des contraintes de tractions. Non significatif également ;
- détachement de surface : plutôt violent, est caractérisé par un éclatement progressif et continu de morceaux de béton décrit parfois par le terme 'pop-corn' ;
- détachement explosif : très violent caractérisé par l'éclatement d'un grand morceau de béton en une seule fois.

Les 4 formes d'écaillage peuvent co-exister sous une même exposition thermique.

1.1.2 Mécanismes moteurs du phénomène

L'écaillage est un phénomène très complexe qui met en jeu plusieurs mécanismes. De nombreuses recherches menées pendant ces dernières années mettent en avant les

mécanismes suivants :

- le mécanisme thermomécanique : sous l'effet du fort gradient thermique entre la surface et le cœur ;
- le mécanisme thermohydrrique qui génère une pression de pores importante par rapport à la résistance en traction du matériau ;
- et le couplage des deux qui donne un mécanisme thermo-hydro-mécanique.

Cette théorie implique que l'écaillage dépend de plusieurs paramètres à la fois à savoir, entre autres, la teneur en eau, la composition du béton, la minéralogie des granulats, la sollicitation thermique et le chargement.

Chacun des 3 mécanismes est décrit dans la partie suivante.

1.1.2.1 Mécanisme thermomécanique

L'augmentation de la température dans la surface du béton conduit à de forts gradients thermiques entre la surface chauffée et le cœur du matériau encore froid. D'une part, la zone proche de la surface exposée au feu subit une expansion continue qui sera empêchée par la zone du cœur encore froide. Cette dilatation empêchée va induire des contraintes de compression parallèles à la surface exposée dans la zone dilatée et des contraintes de traction dans le cœur de la structure. L'éclatement aura donc lieu quand la résistance en compression dans la zone de surface sera dépassée [Dougill 1972; Bazant et Thonguthai 1978; Ulm et al. 1999b; Msaad 2007].

D'autre part, l'augmentation de la température conduit à une dilatation importante dans le béton. L'incompatibilité des déformations entre la pâte de ciment et les granulats engendre des fissurations radiales et tangentiellles à cause de la rétraction de la pâte et l'expansion du granulat. La décomposition de l'hydroxyde de calcium, des C-S-H et granulats calcaires à haute température affaiblit l'adhérence entre la pâte et le granulat, favorisant ainsi les fissurations et le décollement de granulats [Liu et al. 2018]. Ces fissurations peuvent avoir un rôle favorisant l'écaillage à travers les fissurations et le décollement des granulats mais aussi un rôle dans la réduction de la pression de pores, expliquée ci-après [Khoury 2006]. La Figure 1.1 montre la dilatation empêchée dans le béton et l'évolution du coefficient de dilatation thermique en fonction de la température pour les granulats de manière générale et la pâte de ciment.

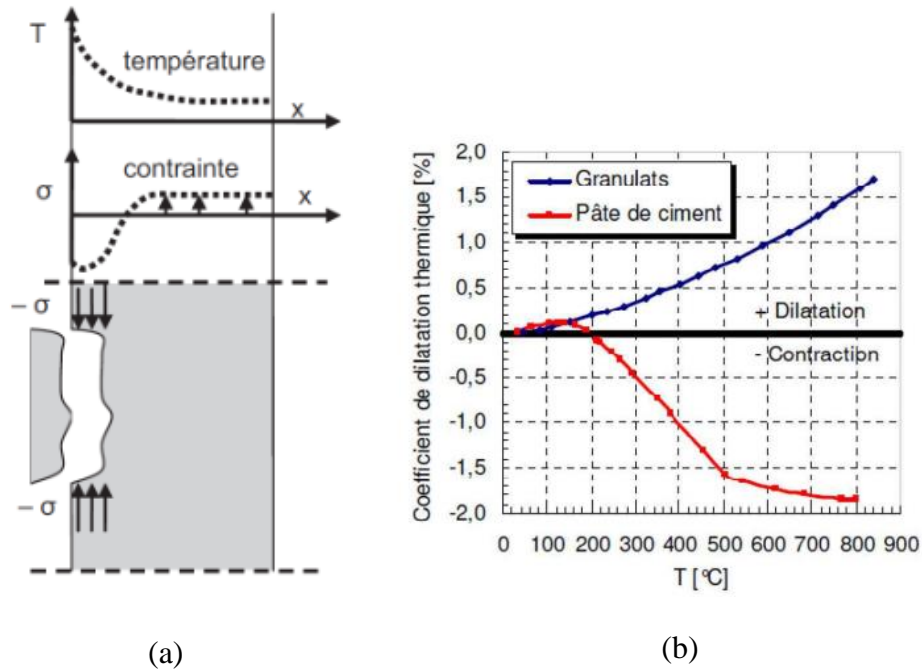


Figure 1.1 – (a) La dilatation empêchée dans le béton [Bazant et Thonguthai 1978]. (b) évolution du coefficient de dilatation thermique en fonction de la température pour la pâte de ciment et le granulat [Nahhas 2004]

1.1.2.2 Mécanisme thermohydrique

L'exposition à des températures très élevées en surface provoque des cycles d'évaporation, de migration de la vapeur d'eau et de condensation. Le transfert d'une partie de l'eau vers les couches intérieures du béton loin de la surface exposée; ceci mène à l'accumulation de l'eau dans une zone localisée [Liu et al. 2018; Li et al. 2021]. L'avancement de l'eau dans les couches du béton est conditionné par le réseau poreux et la teneur en eau des couches intérieures (gradient hydrique). Si le béton est peu perméable, le front de chaleur va continuer à avancer et l'eau continue à s'accumuler dans cette zone jusqu'à la formation de ce qu'on appelle le « bouchon hydrique » ou le « moisture clog » (cf. Figure 1.2). L'augmentation rapide de la température va conduire à l'évaporation de l'eau à l'interface (cf. Figure 1.3). La vapeur d'eau sans issue d'évacuation exerce une pression élevée conduisant à des contraintes de traction très importantes dans les parois solides du béton et l'écaillage aura lieu quand la résistance à la traction du béton sera dépassée [Chan et al. 1999; Kalifa et al. 2000; Ichikawa et England 2004; Chen et al. 2009; Powierza et al. 2018; Choe et al. 2019].

Par ailleurs, des pores saturés en eau liquide peuvent aussi se pressuriser fortement à un taux de $0,6 \text{ MPa} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$ sous conditions non-drainées. De même, pour une augmentation très rapide de la température, un milieu poreux peut se comporter comme non-drainé en considération du temps qu'il faut pour que l'équilibre hydrique se produise [Ghabezloo et al. 2009].

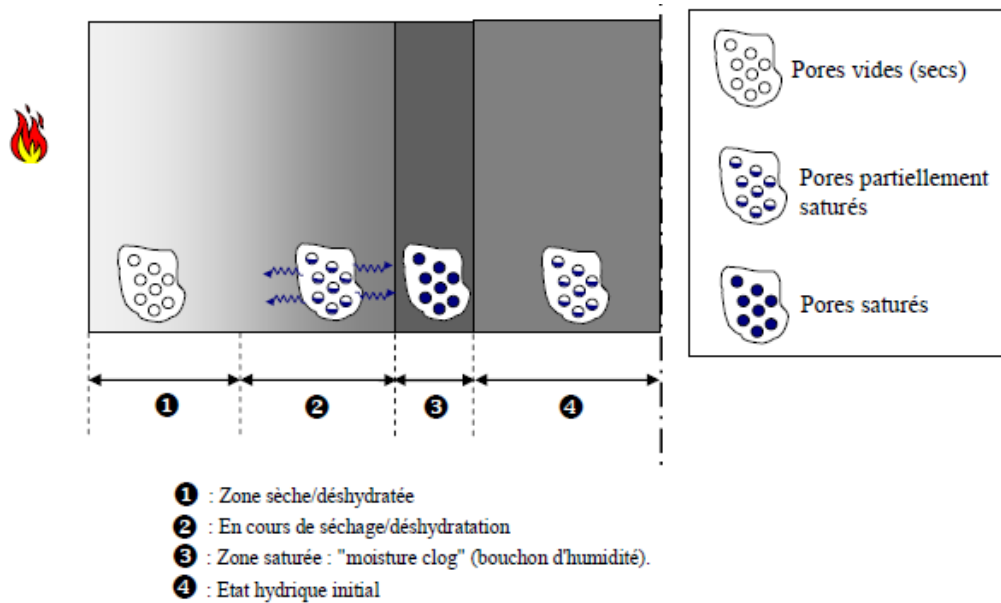


Figure 1.2 – Processus de formation du bouchon hydrique [Mindeguia 2005]

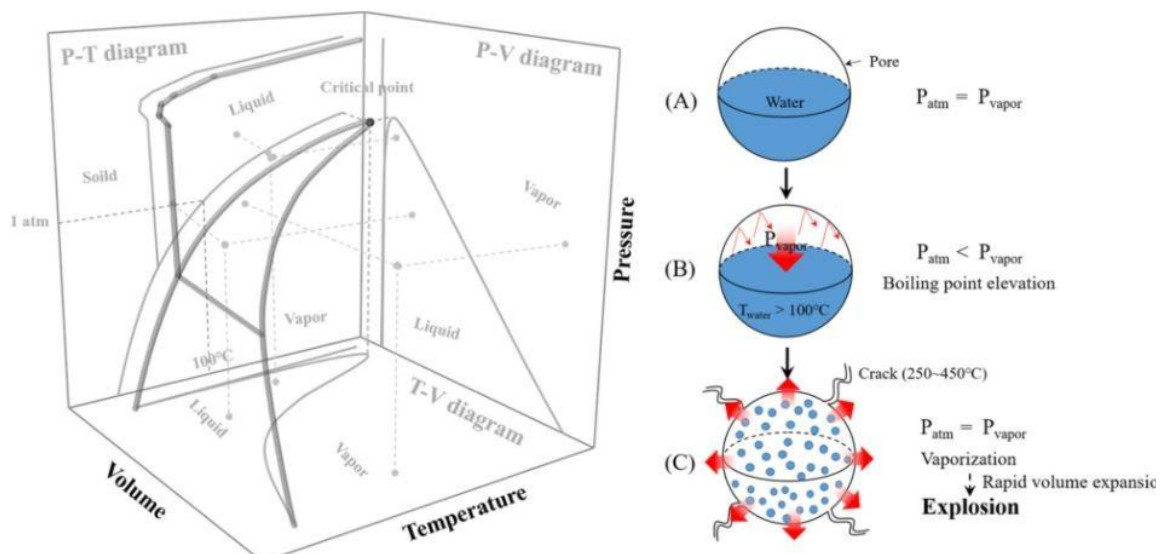


Figure 1.3 – Processus de formation de la pression de pore dans le béton à haute température [Choe et al. 2019]

1.1.2.3 Mécanisme thermo-hydro-mécanique

Les mécanismes détaillés précédemment peuvent agir indépendamment et/ou simultanément en fonction de la teneur en eau, les propriétés de transfert d'un béton, la vitesse et le niveau de sollicitation thermique. Cette interprétation du phénomène d'écaillage est appuyée par [Zhukov 1976; Connolly et Raymond 1998; Houry 2000; Baydoun 2019; Vorechovská 2022]. Le schéma suivant résume les différents mécanismes mis en jeu au moment de l'écaillage. Il regroupe toutes les contraintes citées précédemment en plus d'un chargement supplémentaire de compression (cf. Figure 1.4).

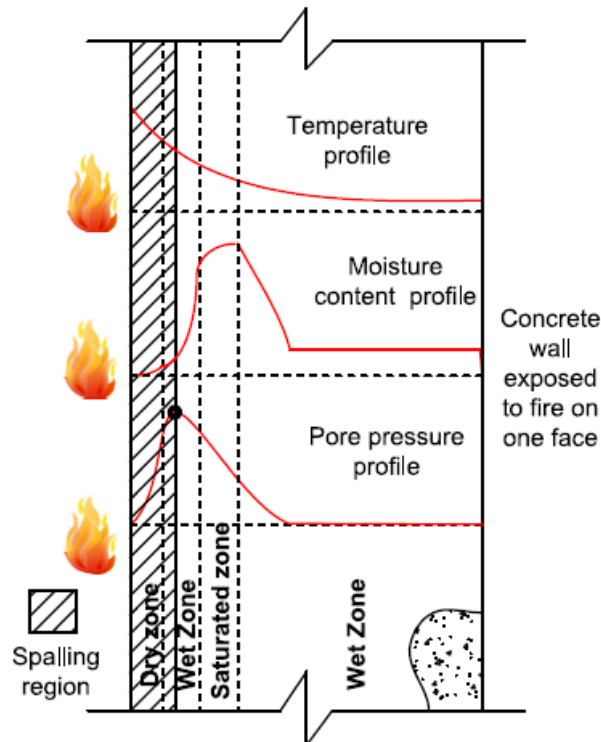


Figure 1.4 – Contraintes thermomécaniques et pression de pores dans le béton sous l’effet du feu [Khoury 2000; Liu et al. 2018]

1.1.3 Quels sont les facteurs principaux ?

En littérature, [Harmathy 1965; Akhtaruzzaman et Sullivan 1970; Copier 1979; Ulm et al. 1999b; Hertz et Sørensen 2005; Baydoun 2019; Vorechovská 2022], les facteurs principaux liés au matériau qui semblent influencer l’écailage sont : la teneur en eau d’une part et la porosité, la perméabilité et la résistance en compression d’autre part. Ce sont donc les mécanismes thermohydriques qui semblent piloter l’écailage dans les Bétons à Hautes performances (BHP).

Dans les années 60 et 70, différentes théories ont été proposées. Un nombre important de chercheurs se sont accordés sur les trois paramètres suivants qui pilotent l’écailage : la teneur en eau, les contraintes et la fissuration. [Malhotra 1984] avait établi un bilan avec la vision de quelques chercheurs sur la théorie de l’écailage. Dans le cadre de cette étude, ce bilan est repris et présenté dans le Tableau 1.1 et le Tableau 1.2.

Tableau 1.1 – Principales théories d'écaillage proposées dans les années 60 et 70 [Malhotra 1984]

Mécanisme	Détails
1) Teneur en eau	1a) Pression de vapeur
	1b) Bouchon hydrique
	1c) Pression de vapeur favorisée par la résistance au frottement
2) Contraintes	2a) Compression initiale
	2b) Compression initiale + contraintes thermiques
	2c) Compression initiale + contraintes thermiques + contraintes induit par la résistance au frottement
3) Fissuration	3a) Expansion des agrégats
	3b) Fissures internes
	3c) Expansion du ferrailage

Tableau 1.2 – Exemples de théories proposées par différents chercheurs [Malhotra 1984]

Chercheur	Facteurs principaux	Facteurs secondaires
[Harmathy 1966]	1b	-
[Meyer Ottens 1972]	1c, 2b	2c, 3c
[Dougill 1972]	1b, 3b	2a
[Akhtaruzzaman et Sullivan 1970]	1a	Couche surfacique dense
[Copier 1979]	2a, 1a	-

Des études récentes proposent une nouvelle description de l'écaillage dans les bétons, toujours en partant des principaux facteurs cités [Liu et al. 2018; Li et al. 2021]. Selon [Liu et al. 2018], il existe 3 types d'écaillage qui interagissent entre eux dans les bétons face au feu : écaillage thermo-hydrique, thermomécanique et thermochimique. Selon ces auteurs, le premier type est induit par le bouchon hydrique et la pression de pore et il a lieu quand la température atteint 220 °C à 320 °C dans la zone écaillée. Le deuxième est engendré par les contraintes et la déformation empêchée au sein du béton et il a lieu quand la température est de 430 °C à 660 °C. Le troisième mécanisme est lié à des réactions de décomposition et est déclenché à des températures supérieures à 700 °C.

La plupart des auteurs soutiennent l'idée que la teneur en eau est un facteur principal qui joue un rôle important dans le déclenchement de l'écaillage. Dans la partie suivante, l'influence de ce paramètre sera étudiée avec plus de détails.

1.2 Rôle de la teneur en eau dans les mécanismes d'écaillage

1.2.1 Etat de l'art

La teneur en eau est un facteur important et semble être le moteur des mécanismes thermohydriques. Son effet a été validé par [Harmathy 1965; Akhtaruzzaman et Sullivan 1970; Copier 1979; Ulm et al. 1999b; Hertz et Sørensen 2005; Choe et al. 2019; Vorechovská 2022]. Une forte teneur en eau est associée à une forte sensibilité à l'écaillage aussi bien dans les Bétons Ordinaires (BO) que les BHP. La sensibilité à l'écaillage d'un matériau totalement ou partiellement saturé est plus importante que celle dans un matériau totalement sec [Hertz 2003b; Khoury 2000; Hertz et Sørensen 2005; Jansson McNamee and Boström 2013]. L'effet de la teneur en eau sur la sensibilité à l'écaillage est plus significatif dans les BHP que dans les BO [Akhtaruzzaman et Sullivan 1970; Sanjayan et al. 1993; Peng 2000; Kalifa et al. 2000; Ali 2002; Schneider et Horvath 2003].

[Choe et al. 2019] explorent expérimentalement l'effet de la migration d'eau et de la pression de vapeur sur l'écaillage dans un béton haute résistance et mettent en évidence l'évolution de la pression de vapeur en fonction du ratio E/C et du type de sollicitation thermique. Pour les bétons à rapport E/C inférieur à 0,33 l'écaillage a lieu à cause de la formation de « moisture clogs » à la surface du béton sous l'effet du chargement thermique rapide. Sous l'effet du chargement thermique lent, les « moisture clogs » ne sont pas formés à des endroits spécifiques mais un écaillage explosif a lieu à cause de la pression de vapeur importante en cœur. Vorechovská a mené récemment une campagne de caractérisation d'écaillage pour différents rapports E/C. Les échantillons sont tous fabriqués avec la même quantité de CEM II B 32,5 R et la même quantité de gravier. Les rapports E/C varient de 0,3 à 0,6 et la résistance en compression de 84 MPa à 39 MPa. Les résultats montrent que la sensibilité à l'écaillage diminue avec l'augmentation du rapport E/C [Vorechovská 2022].

1.2.2 Conditionnement normalisé pour les essais au feu

La norme NF EN 1363-1, qui traite des exigences générales pour les essais au feu indique que les corps d'épreuve doivent atteindre le jour de l'essai au feu un état hydrique et mécanique représentatif d'une structure réelle en état de service. Selon le texte, une conservation à température ambiante 23 °C, et à 50 %HR d'au moins 3 mois avant l'essai permet d'atteindre l'état cible. Ces conditions de séchage correspondent à l'atmosphère ambiante dans un bâtiment. Au moment de l'essai d'écaillage, une humidité relative de 75 %HR devrait être atteinte « aux emplacements appropriés ». Si cette valeur n'est pas atteinte à 6 mois de conservation, l'essai peut être réalisé et la teneur en eau doit être mesurée et consignée dans le rapport d'essai. Un conditionnement accéléré est possible seulement si la méthode n'implique pas de changement microstructural [AFNOR 2020]. Le mode actuel de séchage présente quelques limitations. La durée de séchage est très courte par rapport à la cible recherchée. Les emplacements de mesure de l'humidité relative ne sont pas précisés. Et l'effet des gradients hydriques n'est pas pris en compte.

Les normes américaines ASTM E119-11a recommandent de conserver les échantillons en atmosphère ambiante 23 °C, 50 %HR et attendre d'avoir un d'état d'équilibre hydrique. S'il est difficile d'atteindre l'équilibre, l'essai au feu peut être réalisé seulement si l'humidité relative dans le point le plus profond du corps d'épreuve atteint 50 à 75 % HR. Dans le cas contraire, deux alternatives sont possibles. Soit d'appliquer un séchage accéléré qui n'altère pas la structure par rapport à un séchage en conditions normalisées, soit de tester le corps d'épreuve tel qu'il est seulement si sa résistance en compression est au moins égale à la résistance en compression à 28 jours [ASTM 2011]. Des méthodes de réajustement des résultats de la résistance au feu seront utilisées si la teneur en eau est élevée.

1.2.3 Modes de conditionnement alternatifs

Plusieurs études ont évalué l'effet de l'âge et du mode de conditionnement des corps d'épreuve sur la sensibilité à l'écaillage et/ou sur la résistance au feu. L'évolution de l'écaillage des bétons avec la durée de conditionnement est investiguée en littérature [Lenglet 2011]. Les essais ont été réalisés avec une sollicitation thermique type HydroCarbure majoré (HCM). L'auteur a observé qu'un corps d'épreuve conservé pendant 1 an en conditions normalisées n'a pas écaillé comparé à un corps d'épreuve du même béton qui est conditionné pendant 3 mois seulement et qui a beaucoup écaillé. Le conditionnement durant 3 mois en atmosphère ambiante peut donc être pénalisant vis-à-vis de l'écaillage.

Boström et Jansson ont réalisé des essais d'écaillage sur des dalles de dimensions 180 x 120 x 20 cm en béton autoplaçant [Boström et Jansson McNamee 2011]. Les bétons 39 et 45 ont un rapport E/C = 0,4. Pour le béton 10, E/C = 0,65 et pour le béton 46, E/C = 0,52. Les dalles ont été conservées à l'extérieur avec une protection étanche jusqu'à l'échéance de l'essai. L'essai est sous feu HCM avec un chargement de compression uniaxial allant de 3 à 10 % de la résistance en compression à 28 jours. Les résultats sont présentés dans la Figure 1.5. La sensibilité à l'écaillage diminue avec le vieillissement du béton. Cette diminution est imputée à la teneur en eau plus faible et à l'évolution des propriétés mécaniques et du transfert avec le temps.

Le séchage accéléré a été testé également dans le cadre du projet HITECO. Ce projet de recherche (1996 – 1999) a été consacré à l'étude du comportement des BHP et des Bétons Ultra Haute Performance (BUHP) à haute température et au développement d'un logiciel spécifique de conception de structures et prédiction d'écaillage [HITECO 1999]. Deux formulations ont été testées, une C70 et une C90 avec de la fumée de silice (FS). Les deux bétons ont écaillé après un test initial d'écaillage après un conditionnement normalisé. Afin d'investiguer l'effet du conditionnement, un nouveau test a été réalisé sur les mêmes bétons mais avec un conditionnement différent. Les éprouvettes ont été conservées à 40 °C, 40 %HR pendant 5 mois environ ou plutôt jusqu'à 2 % de teneur en eau (l'emplacement de la mesure n'est pas précisé). Ensuite, elles ont été placées à 23 °C, 50 %HR pendant 4 mois avant de réaliser l'essai au feu. Avec le nouveau mode de conditionnement, le béton C70 n'a pas écaillé alors que le béton C90 FS a subi un écaillage sévère. Selon les auteurs, la seule façon pour comprendre ce résultat est de réaliser des essais de résistance au feu sur des éléments en béton représentatifs des bâtiments ou quasiment des essais réels sur des structures entières.

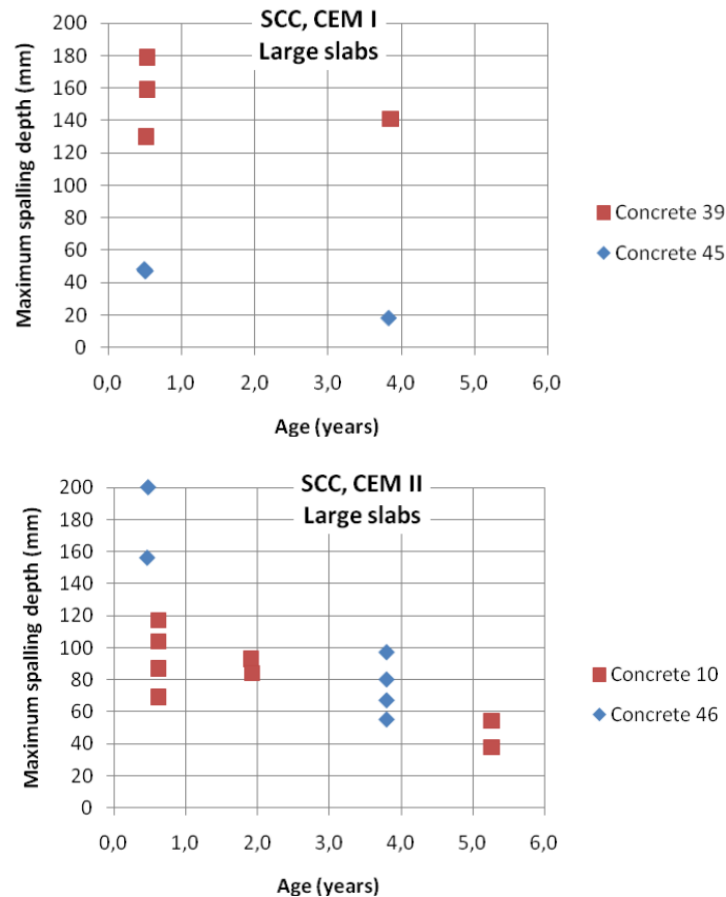


Figure 1.5 – Evolution de la profondeur maximale d'écaillage de béton autoplaçant (CEM I et CEM II) [Boström et Jansson McNamee 2011]

Des méthodes de séchage accéléré ont été évaluées en littérature [Abrams et Orals 1965]. Ils ont comparé l'évolution de l'état hydrique dans le cas d'un conditionnement normalisé et ont évalué ensuite la résistance au feu des corps d'épreuve (dalles de 15 cm d'épaisseur en béton à rapport E/C = 0,6). Le Tableau 1.3 récapitule les conditions de séchage. La température du séchage accéléré varie de 66 °C à 93 °C. Les principales constatations sont :

- en séchage naturel, même en réduisant l'HR à 10 %, il fallait 1 an pour atteindre 50 %HR en cœur. En testant des dalles avec 90 %HR, 75 %HR et 50 %HR en cœur, la résistance au feu a été comparable ;
- le séchage accéléré a permis un gain de temps important ;
- la résistance au feu des dalles à la suite d'un séchage accéléré est plus faible par rapport à un séchage naturel ;
- la réhumidification n'a pas permis d'obtenir la même résistance au feu que pour un séchage naturel. Selon l'auteur, il n'est pas évident de compenser la quantité d'eau « séchée en trop » en réhumidifiant et cela à cause des effets d'hystérésis sous sorption dans les bétons ;

le séchage accéléré a donné des teneurs en eau plus faibles que le séchage naturel et il fallait recourir à la méthode de réajustement des résultats de la résistance au feu.

Tableau 1.3 – Détails de la procédure du séchage [Abrams et Orals 1965]

Méthode de séchage	Conditions du séchage			
Naturel à 23°C	HR [%]		HR interne au cœur du béton le jour l'essai au feu [%]	
	10		90, 75 et 50	
	35		90, 75 et 50	
	50		90, 75	
	75		90	
Accélééré 12 heures dans une étuve à 93°C sans contrôle d'HR	4		75 et 50	
Accélééré 12 heures dans une étuve infrarouge à 93 °C sans contrôle d'HR				
Accélééré à 93 °C suivi d'une réhumidification	Séquence	T [°C]	HR [%]	Durée [jrs]
	1	93	10	1
	2	80	25	1
	3	66	50	1
	4	52	85	1
	5	38	100	1
	6	24	Variable	1
	7	66	50 à 75	7
	8	24	Variable	1
Accélééré avec un contrôle de température et d'HR	1	80	40	-
	2	66	50 ou 75	4

1.3 Autres facteurs favorisant l'écaillage

Le critère d'évaluation du risque d'écaillage ne peut être réduit à l'évaluation de la teneur en eau seule. En l'occurrence, la sensibilité à l'écaillage dépend aussi d'autres paramètres [Jansson McNamee 2008; Jansson McNamee 2013a; Maier et al. 2020a; Mindeguia 2009]. Dans cette partie, l'influence d'autres paramètres (liste non exhaustive) est discutée.

1.3.1 Type des bétons

L'écaillage des BO et les BHP a été beaucoup discuté en littérature. De façon générale, les BHP sont plus sensibles à l'écaillage du fait de leur faible perméabilité et forte compacité [Khoury 2000]. La résistance en compression a tendance également à augmenter la sensibilité à l'écaillage et la pression de vapeur (Figure 1.6) est plus élevée dans un BHP que dans un BO selon [Mindeguia 2009]. Les BHP à faibles propriétés de transfert ont une sensibilité plus élevée par rapport à des BO à forte teneur en eau [Zhukov 1976].

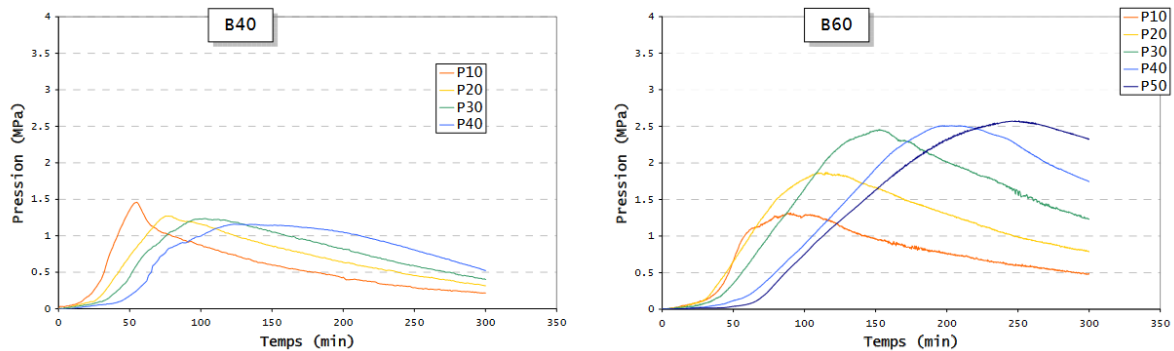


Figure 1.6 – Mesure de pression de vapeur dans le B40 et le dans le B60 face à une sollicitation thermique [Mindeguia 2005]

La sensibilité à l'écaillage des bétons avec de la fumée de silice à différents taux de substitution a été investiguée en littérature [Hertz 1984]. Les bétons étudiés sont très denses, de masse volumique de l'ordre de 2700 kg/m^3 et ayant une teneur en eau massique moyenne de 3,2 %. L'auteur a observé un écaillage même pour des vitesses de montée en température de $1 \text{ }^\circ\text{C}\cdot\text{min}^{-1}$. Sanjayan et al. ont comparé la sensibilité à l'écaillage sous feu ISO des bétons BO et BHP sur des poutres de dimensions $2500 \times 1200 \text{ mm}^2$. La poutre en BHP a subi un écaillage fort à partir de 18 min d'exposition [Sanjayan et al. 1993]. Peng a montré que la probabilité d'écaillage augmente avec l'augmentation de la résistance en compression et la teneur en eau [Peng 2000].

D'autres chercheurs trouvent qu'il faut investiguer davantage la sensibilité à l'écaillage des BO et des BHP. En outre, selon [Ali 2002], par exemple, par rapport à un BO, l'effet de la structure poreuse assez compacte et peu perméable favorisant l'écaillage dans un BHP peut être finalement compensé par sa résistance en traction plus forte. En effet, il a constaté selon une campagne expérimentale que les BO et BHP ont le même niveau d'écaillage pour un essai sans chargement sous la même sollicitation thermique et que les BHP écaillent plus dans le cas d'un essai avec chargement. En revanche, les BO et les BHP n'ont pas les mêmes conditions de service. Les BHP sont logiquement plus sollicités en termes de chargement, etc.

1.3.2 Chargement mécanique

Le chargement a une influence significative sur la sensibilité à l'écaillage de béton. La sensibilité à l'écaillage augmente avec l'augmentation du taux de chargement en compression uniaxiale [Jansson McNamee and Boström 2007; Jansson McNamee 2008; Phan 2012]. Dans le cas d'un chargement biaxial, l'écaillage augmente avec l'augmentation du taux de chargement jusqu'à un optimum puis rediminue [Miah 2017]. En effet, un taux de chargement très élevé génère beaucoup plus de fissurations réduisant dans ce cas la pression de vapeur d'où la diminution de l'écaillage [Phan et Carino 2002; Ali et al. 2004; Kim et al. 2011; Carré et al. 2013].

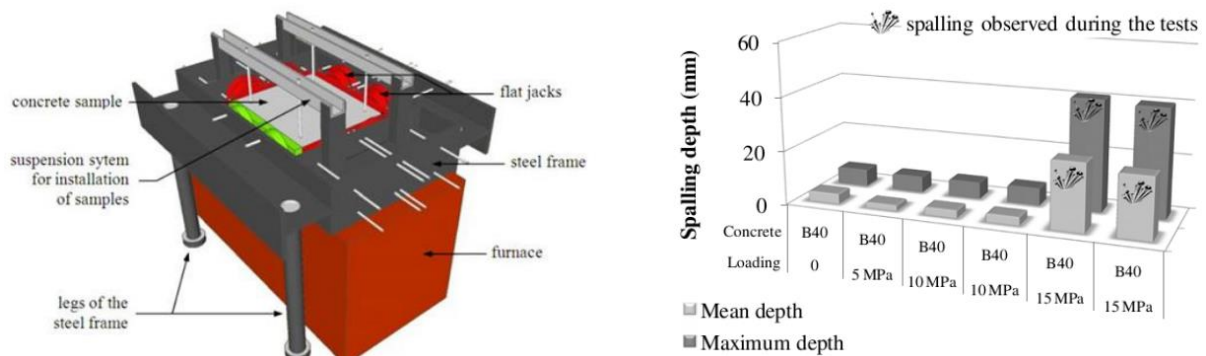


Figure 1.7 – Evolution de la profondeur moyenne et maximale d'écaillage pour différents taux de compression uniaxiale [Carré et al. 2013]

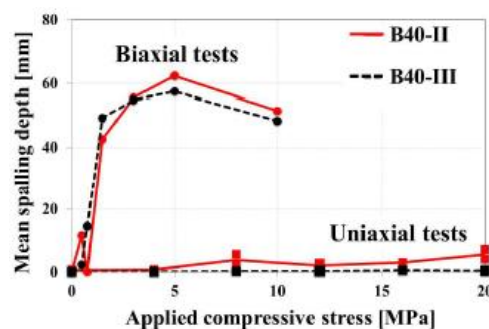


Figure 1.8 – Evolution de la profondeur moyenne d'écaillage en fonction du taux de chargement [Miah 2017]

1.3.3 Minéralogie et taille des granulats

Les granulats selon leur minéralogie et propriétés physicochimiques se comportent de façons différentes face à une sollicitation thermique. Selon [Khoury 2000], les granulats quartz ont un coefficient de dilatation thermique très élevé ce qui augmente le risque d'écaillage. En contrepartie, la fissuration entre pâte de ciment et granulats peut aussi constituer une porosité supplémentaire permettant de réduire la pression de vapeur. Néanmoins, aucune conclusion ne peut être tirée en ce qui concerne l'effet du type des granulats sur la sensibilité à l'écaillage [Robert et al. 2008]. La Figure 1.9 montre une observation au MEB d'un béton chauffé à 600 °C : à droite, des fissurations dans la pâte dues au retrait de dessiccation et à l'incompatibilité de déformation avec les granulats. Le taux de fissuration à l'interface est plus important pour des granulats siliceux. Des fissures apparaissent à gauche à travers les granulats quartz.

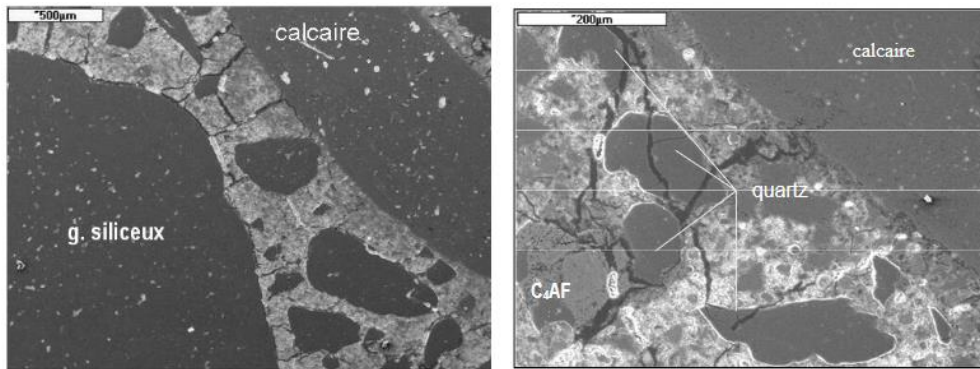


Figure 1.9 – Observations au MEB de béton chauffé à 600 °C [Hager 2004]

Des études ont montré que la profondeur d'écaillage est inversement proportionnelle à la taille maximale des granulats dans le béton. Pan et al montrent que pour des bétons dont la résistance varie de 40 à 60 MPa, l'écaillage augmente quand la taille des granulats diminue de 14 à 10 mm, de 10 à 4,75 mm et de 4,75 à 2,36 mm [Pan et al. 2009]. Cette constatation est supportée par [Jansson McNamee 2008; Kong et Sanjayan 2010; Mohd Ali et al. 2017; Mohd Ali et al. 2018].

1.3.4 Echelle et géométrie des corps d'épreuve

La taille et la forme de la section transversale ainsi que la charge appliquée aux éléments testés sont des paramètres critiques qui influencent l'écaillage du béton. Ceci a été largement discuté dans [Jansson McNamee 2013b]. Cette discussion est particulièrement importante car les laboratoires effectuent généralement des essais préliminaires sur diverses sections à petites ou moyennes échelles pour classer la sensibilité à l'écaillage d'un ou plusieurs mélanges de béton candidats. Ces essais sont généralement appelés « tests de sélection d'écaillage ». Ces tests sont particulièrement pertinents lorsque la quantité de fibres de polypropylène doit être optimisée. En fonction de la taille, de la forme et de la charge choisie, les résultats peuvent varier. Ainsi, le but de ces tests de sélection doit être clairement identifié, ainsi que l'utilisation des résultats de ces tests (en termes de profondeur d'écaillage par exemple) [Mohaine et al. 2021].

1.4 Mitigation de l'écaillage : utilisation de fibres polypropylène

Les fibres de polypropylène (PP) ont une masse volumique de $0,9 \text{ kg.m}^{-3}$. Elles sont commercialisées en différentes dimensions : micrométriques ou nanométriques non visibles à l'œil nu. Les fibres sont introduites généralement dans les bétons avec un agent additif permettant de limiter leur caractère hydrophobe.

L'avantage des fibres de propylène est leur changement de phase de l'état solide à l'état liquide avec la montée de la température. Une fois à l'état liquide, une partie est absorbée par la pâte de ciment selon [Kalifa et al. 2001] laissant ainsi une porosité supplémentaire et permettant de réduire la pression de vapeur [Boström et Larsen 2006; Khoury 2008; Bilodeau et al. 2004; Jansson McNamee et Boström 2007].

Dans les travaux de [Resende et al. 2022], il a été constaté que la résistance en traction des BO avec un dosage de 2 kg.m^{-3} en fibres, augmente jusqu'à 200 °C ($T_{\text{max}} = 800 \text{ °C}$) environ et la perte en masse pendant les essais augmente, traduisant un réseau poreux plus important favorisant un meilleur comportement à l'écaillage. Il n'y a pas de consensus, à l'heure actuelle, sur les températures exactes de changement de phases des fibres. Selon [Schneider et Horvath 2003], les fibres fondent à 160 °C , et se dégradent complètement à 380 °C . Selon Khoury, les fibres fondent à 150 °C et se dégradent complètement à 176 °C [Khoury 2008] (cf. Figure 1.10).

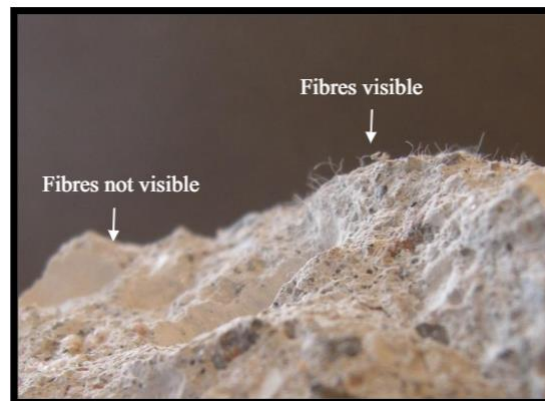


Figure 1.10 – Surface du béton après 1h d'exposition au feu. Les fibres de PP n'apparaissent plus dans la partie gauche située de 0 à 50 mm de la zone exposée au feu [Jansson McNamee et Boström 2007]

Bilodeau et al. montrent que pour limiter l'écaillage dans les bétons à faible rapport E/C, il convient de rajouter un dosage d'environ $3,5 \text{ kg.m}^{-3}$. Pour les bétons à $E/C > 0,42$ un dosage d'environ $1,5 \text{ kg.m}^{-3}$ est suffisant [Bilodeau et al. 2004]. En revanche, Yermak et al. ont montré que, pour un béton haute résistance, les fibres de PP réduisent la sensibilité à l'écaillage en cas d'une exposition type ISO-834; cependant, face à une exposition de feu HCM, les fibres n'ont pas d'effet positif clair [Yermak et al. 2017a]. Les fibres de PP présentent en contrepartie quelques inconvénients. Elles sont coûteuses et réduisent la maniabilité du béton à l'état frais et la résistance en compression des bétons à température ambiante [Resende et al. 2022].

1.5 Répétabilité des résultats d'écaillage

Le béton étant un matériau hétérogène, il comporte une variabilité inévitable liée à la fabrication, le nombre de gâchées, les conditions ambiantes incluant la température, etc. Khoury en 2000, en testant des éprouvettes identiques provenant d'une même fabrication, a observé de l'écaillage seulement sur quelques échantillons [Khoury 2000]. Ali en 2002 a constaté également une variabilité dans les résultats d'écaillage en testant des échantillons de BO identiques [Ali 2002].

Pour l'auteur, c'est la variabilité du matériau béton qui est à l'origine de ces différences. Mindeguia a trouvé qu'une faible variation dans la courbe température/temps induit une variabilité importante sur le résultat [Mindeguia 2009].

Une étude statistique plus approfondie a été réalisée par [Jansson McNamee 2008] afin d'évaluer le caractère aléatoire. Seuls les essais réalisés sans fibres PP dans le mélange sont analysés. L'analyse est basée sur la profondeur moyenne d'écaillage mesurée sur la zone exposée au feu des dalles (Figure 1.11). Les profondeurs d'écaillage pour les différentes éprouvettes étaient comprises entre 0 et 53 mm avec une profondeur moyenne de 20 mm. Sur les 110 essais analysés, 100 ont été réalisés par paires avec des éprouvettes identiques. En analysant ces 50 paires, l'écart moyen de la profondeur d'écaillage entre deux essais identiques est de 6 mm (soit ± 3 mm de la valeur moyenne) et l'écart le plus important de la profondeur d'écaillage entre deux essais identiques était de 21 mm (soit ± 11 mm de la valeur moyenne). Cette analyse montre selon l'auteur qu'il n'y a pas de grande déviation entre des essais identiques.

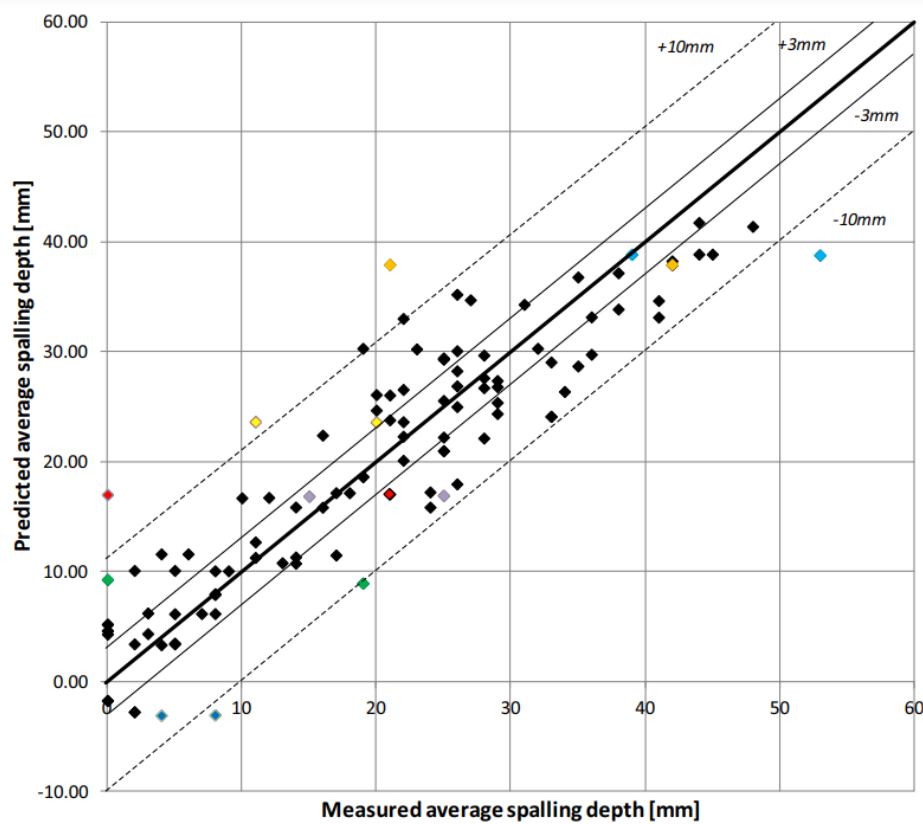


Figure 1.11 – Profondeur moyenne prédite d'écaillage tracé en fonction de la profondeur moyenne mesurée [Jansson McNamee 2008]

1.6 Synthèse

L'écaillage des bétons face à l'incendie est un phénomène complexe qui met en jeu plusieurs paramètres agissant individuellement ou simultanément d'un élément structurel de béton à l'autre. Cet aspect complexifie énormément la modélisation de l'écaillage et rend essentiel dans la plupart des cas le recours à l'expérimentation. La vision de différents chercheurs a été présentée sur la classification des paramètres mis en jeu en facteurs principaux et secondaires. La teneur en eau fait partie des facteurs principaux et est classifiée par certains chercheurs comme le paramètre majeur dans le déclenchement ou l'absence de l'écaillage. Un état de l'art sur l'influence de ce paramètre a été présenté. Le mode de conditionnement préconisé et l'état hydrique recherché selon la norme NF EN 1363-1 ont été discutés. Ils sont principalement liés aux conditions de séchage et à la durée de conservation qui rend quasi-impossible ou difficile l'atteinte de la cible recherchée, i.e. état hydrique et mécanique représentatif de l'état d'une structure en service.

Ce sujet est d'importance majeure : premièrement, il permettra d'évaluer la représentativité du mode de conditionnement actuellement utilisé ; deuxièmement, de mettre en place un protocole de séchage accéléré représentatif d'un état hydrique stabilisé du béton et permettant d'atteindre la cible hydrique en temps drastiquement plus réduit. En ce sens, la maîtrise de la cinétique de séchage des bétons est essentielle et prend tout son sens. Dans le chapitre suivant, les mécanismes du séchage des bétons ainsi que des considérations sur les profils hydriques dans les matériaux cimentaires sont présentés.

CHAPITRE 2

SÉCHAGE DES BÉTONS

Sommaire

2	Séchage des bétons	40
2.1	L'eau dans les bétons	40
2.1.1	Mécanisme d'hydratation des ciments Portland	40
2.1.2	Structure poreuse.....	41
2.1.3	Distribution de l'eau.....	43
2.2	Séchage des bétons.....	44
2.2.1	Mécanismes du séchage	44
2.2.2	Rôle de la température	48
2.2.3	Qu'est-ce qui contrôle la cinétique du séchage à T donnée ?	50
2.2.4	Principaux impacts du séchage sur le matériau.....	55
2.3	Accélération du séchage : intérêt et applications	57
2.4	Synthèse	59

2 Séchage des bétons

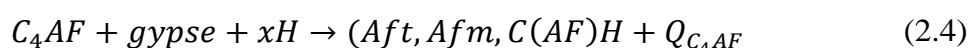
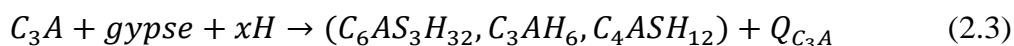
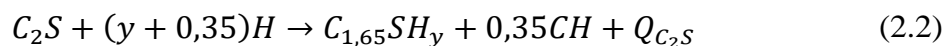
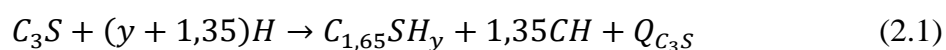
Dans ce chapitre, une revue synthétique de la littérature est présentée sur le séchage dans les bétons.

2.1 L'eau dans les bétons

La microstructure des matériaux cimentaires est constituée d'hydrates (produits des processus d'hydratation du ciment) : principalement de C-S-H (Silicate de Calcium Hydraté), de CH (Portlandite), de AFt et AFm (principalement, ettringite et monosulfoaluminate), de porosité à différentes échelles, de l'air et de l'eau. L'eau occupe la microstructure sous différentes formes : structurelle (ou chimiquement) liée, adsorbée ou libre et sous forme liquide et gazeuse. L'objectif de cette section est de décrire la structure poreuse et la répartition de l'eau porale et de définir l'eau mis en jeu lors du séchage naturel.

2.1.1 Mécanisme d'hydratation des ciments Portland

L'hydratation des ciments est un ensemble de processus physico-chimiques qui obéissent aux lois générales de la thermodynamique [Olivier et al. 2008]. Le ciment Portland par exemple est composé de clinker et de sulfate de calcium. Le clinker est composé de quatre phases : les silicates de calcium (belite : C_2S et alite : C_3S en notation cimentière conventionnelle), les aluminates tricalciques (C_3A) et les aluminoferrites tetracalcique (C_4AF). La chaux libre (CaO), les alcali-sulfates (Na_2SO_4 , K_2SO_4), et le periclase (MgO) sont présents en faible quantité. Le gypse sert à retarder la prise [Taylor 1997]. Globalement, ces phases anhydres conduisent en présence de l'eau à une solution sursaturée par rapport à des phases hydratées moins solubles qui vont se précipiter. La réaction d'hydratation est exothermique. Les équations suivantes sont simplifiées et non équilibrées tirées de [Briffaut 2010a] [Begarín 2012]:



Avec : Q_i la chaleur dégagée par chaque phase (Tableau 2.1), y est la perte d'eau des C-S-H pour un matériau non saturé.

Tableau 2.1 – Chaleur finale dégagée lors de l'hydratation totale des phases de ciment Portland [Briffaut 2010a] [Begarín 2012]

Phase	Chaleur finale [J.g ⁻¹]
C ₃ S	500
C ₂ S	250
C ₃ A	1340
C ₄ AF	420

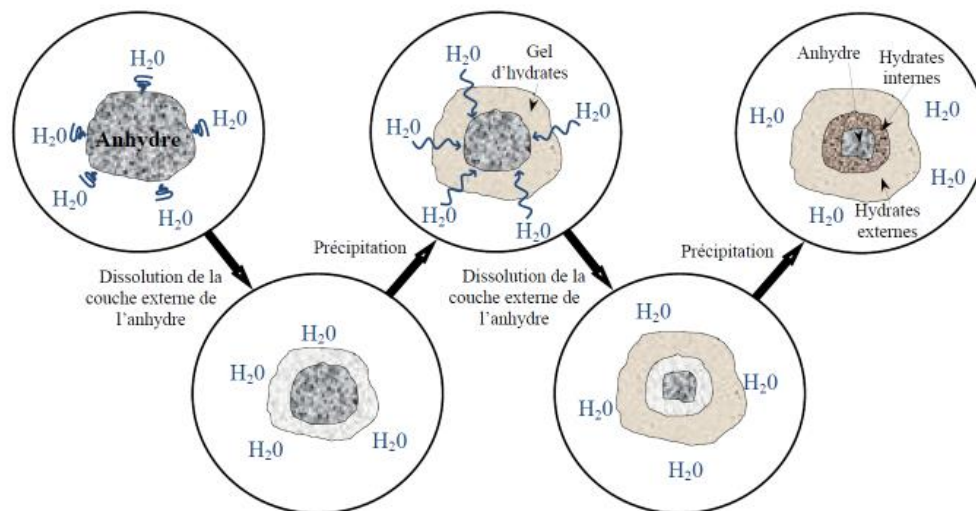


Figure 2.1 – Processus d'hydratation du ciment Portland d'après [Briffaut 2010b]

2.1.2 Structure poreuse

La porosité dans les matériaux cimentaires peut être divisée en 4 principales catégories. La répartition de tailles de pores par catégorie reste un sujet controversé. En effet, les méthodes expérimentales de mesure de la distribution de tailles de pore dans les bétons présentent souvent quelques limitations qui surestiment généralement les résultats. A titre d'exemple, la porosimétrie au mercure est réalisée sur un échantillon préséché et suppose l'application d'une forte pression d'injection de mercure. Ce protocole permet d'atteindre les pores de plus petite taille mais risque de générer une microfissuration qui surestime la porosité mesurée. Les méthodes non-destructives telles que la tomographie au rayon X ou la Résonance Magnétique Nucléaire (RMN) permettent d'estimer la porosité et la distribution de taille des pores avec plus de précision, mais sur une plage limitée de taille.

Une classification de la porosité est proposée par [Wyrzykowski et al. 2017] dans le Tableau 2.2. On distingue :

- la porosité capillaire : la plus grande porosité dans les matériaux cimentaires, de taille caractéristique comprise entre 50 nm et 10 μm . Selon [Baroghel-Bouny 1994b], la porosité capillaire est à l'origine des différences structurales entre les pâtes de ciment. Elle est aussi le siège de l'eau libre. Toute l'eau contenue dans les pores capillaires est susceptible de s'évaporer lors du séchage ;
- la porosité du gel des C-S-H : sa taille caractéristique est comprise entre 0,5 nm – 10 nm. Seule l'eau des petits pores de taille allant de 2,5 nm à 10 nm est susceptible de s'évaporer ;
- la porosité interfeuillet : une porosité structurale de taille inférieure à 0,5 nm ;
- autres porosités : représentées généralement par l'auréole de transition et les fissurations.

Tableau 2.2 – Distribution de taille de pores mesurée par radiographie au neutron proposée par [Wyrzykowski et al. 2017] avec une classification de la nature et la liaison de l'eau occupant chaque échelle de porosité

Type de pores	Description	Taille	Nature de l'eau
Pores capillaires	Larges	10 μm – 50 nm	Évaporable Eau libre
	Moyennes	50 – 10 nm	Évaporable Ménisques modérés
Pores du gel des C-S-H	Petits	10 – 2,5 nm	Évaporable Fortes ménisques
	Micropores	2,5 – 0,5 nm	Non-évaporable Pas de ménisques Interactions intermoléculaires
Espaces interfeuillet	Structurales	< 0,5 nm	Non-évaporable Liaisons ioniques/covalentes
Autres	Auréole de transition (ITZ)	20 – 50 μm	Eau libre
	Microfissuration	50 – 200 μm	Eau libre

Les granulats dans les bétons en fonction de leur minéralogie ont également une structure poreuse différente. Celle-ci est généralement plus ou moins imperméable relativement à la porosité de la pâte de ciment et son impact peut être négligé.

2.1.3 Distribution de l'eau

2.1.3.1 Formes de l'eau dans le béton

L'eau existe dans le béton sous différentes formes : eau libre, adsorbée et liée. Ci-après une définition de chacune des 3 formes citées :

- l'eau libre est l'eau qui occupe les macropores (les pores capillaires). C'est l'eau qui n'a pas été consommée lors de la réaction d'hydratation. L'eau libre s'évapore dans les conditions de température et de pression décrites par le diagramme de Mollier [Borel and Favrat 2005]. La pression capillaire peut être décrite, à température donnée, par la loi de Kelvin qui s'écrit [Chen 2009] :

$$P_c = -\rho_l \frac{RT \ln(HR)}{M_v} = P_g - P_l \quad (2.5)$$

Où P_c est la pression capillaire, $\rho_l = 1000 \text{ kg.m}^{-3}$ masse volumique de l'eau, $M_v = 0,018 \text{ kg.mol}^{-1}$ masse molaire de l'eau, $R = 8,34 \text{ J.K}^{-1}.\text{mol}^{-1}$ constante des gaz parfaits, T température en Kelvins, $HR = \frac{P_v}{P_{vsat}}$ humidité relative exprimée comme le rapport entre la pression de vapeur et la pression de vapeur saturante. P_l est la pression de l'eau liquide et P_g est la pression du gaz (air + vapeur d'eau).

- l'eau adsorbée physiquement à la surface de la pâte de ciment. Les molécules d'eau sont liées aux atomes de la surface par des liaisons de type Van Der Waals. Une structuration en plusieurs couches de molécules est possible ;
- l'eau adsorbée chimiquement. Une liaison chimique se forme entre les molécules d'eau et les atomes des hydrates ;
- l'eau liée est l'eau qui a réagi avec les grains de ciment pour former les hydrates (principalement les C-S-H et l'ettringite). L'eau liée peut être divisée en eau liée physiquement par des liaisons covalentes de type Van der Waals et eau liée chimiquement qui fait partie de la structure de l'hydrate.

La Figure 2.2 montre la distribution de l'eau dans les C-S-H selon [Wyrzykowski et al. 2017].

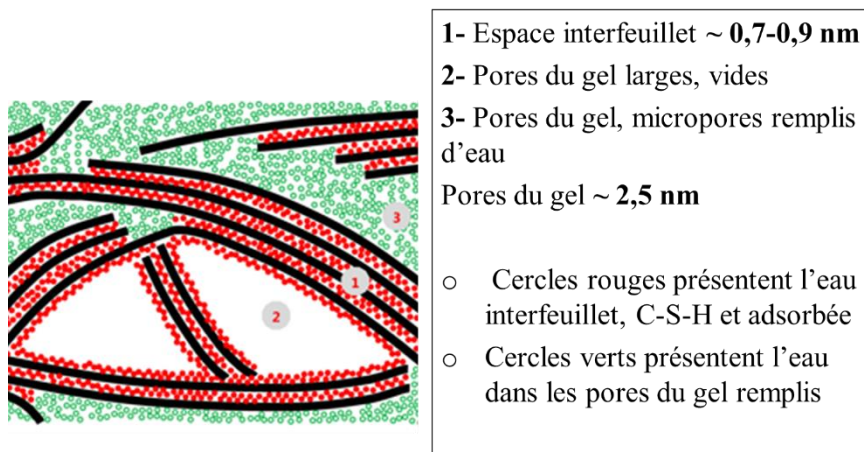


Figure 2.3 – Distribution de l'eau dans les C-S-H [Wyrzykowski et al. 2017]

2.1.3.2 Evacuation de l'eau des bétons lors du séchage

Dans le cadre de la thèse, nous cherchons à identifier les conditions optimales de séchage pour atteindre un état hydrique représentatif d'une structure ayant subi un séchage naturel. Il est plus intéressant alors de raisonner en eau évaporable et eau non-évaporable :

- l'eau évaporable représente l'eau libre et l'eau adsorbée avec une partie de l'eau liée physiquement. Seule l'eau évaporable est évacuée durant le séchage en conditions normalisées à température ambiante ;
- l'eau non-évaporable qui nécessite plus d'énergie pour être évacuée et représente surtout l'eau liée chimiquement et une partie l'eau adsorbée dans les surfaces solides des micropores du gel C-S-H.

2.2 Séchage des bétons

Le séchage des bétons résulte d'un déséquilibre thermodynamique entre la phase liquide et vapeur de l'eau sous l'effet d'un gradient d'humidité relative entre le matériau et son environnement extérieur. Le séchage génère des mouvements d'eau liquide, de vapeur d'eau et d'air sec simultanément. Les mécanismes du séchage, sa cinétique et son impact sur le matériau sont décrits, ci-après.

2.2.1 Mécanismes du séchage

Le séchage des bétons fait intervenir plusieurs mécanismes qui agissent de façon couplée. D'après, [Xi et al. 1994; Daïan 2001; Mainguy et al. 2001a; Coussy et al. 2001], il s'agit de diffusion, perméation, adsorption/désorption et condensation/évaporation (Figure 2.4). Le rôle de chacun des mécanismes varie selon le réseau poreux du béton et la température et l'humidité relative [Baroghel-Bouny 1994b].

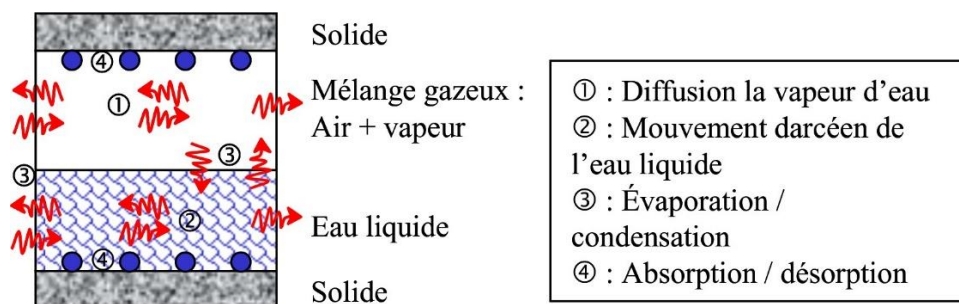


Figure 2.4 – Mécanismes du séchage dans le béton [Benboudjema 2002]

2.2.1.1 Diffusion

Il existe 3 types de diffusion dans les matériaux cimentaires d'après [Xi et al. 1994]. Il faut noter que ces mécanismes ne sont pas les moteurs principaux du séchage pour les humidités relatives usuelles supérieures à 50 %HR [Mainguy et al. 2001b; Coussy et al. 2001; Thiery et al. 2007] :

- Diffusion moléculaire

Un processus permettant de rétablir un équilibre dans la concentration molaire de l'eau dans la vapeur. Il est caractérisé par une diffusion au sein du matériau des zones à forte densité molaires aux zones à faibles densités. Le transfert de masse est le résultat d'un mouvement aléatoire de molécules ou des ions libres dans la solution interstitielle du béton [Basheer 2001]. Ce phénomène est décrit par la loi de Fick qui relie le flux molaire v_v [$\text{mol.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$] au gradient de concentration c_v [mol.m^{-3}] par un coefficient de diffusion D_v [$\text{m}^2.\text{s}^{-1}$].

$$v_v = -D_v \text{grad}(c_v) \quad (2.6)$$

En supposant que la vapeur d'eau puisse être assimilée à un gaz parfait, le flux massique de vapeur d'eau peut s'écrire selon l'équation ci-après. L'hypothèse n'est valable que pour des faibles pressions.

$$v_v^m = -\frac{D_v M_v}{RT} \text{grad}(p_v) \quad (2.7)$$

A faible humidité relative, une seule couche de molécules d'eau est formée sur la surface solide des pores capillaires. Le nombre de couches augmente avec l'augmentation de l'humidité relative réduisant ainsi les forces d'attraction de la surface du solide et favorisant en conséquence le transport des molécules. Un ménisque se forme, lorsqu'un seuil d'humidité relative est atteint, et devient le siège d'un processus de condensation et d'évaporation (Figure 2.5) ;

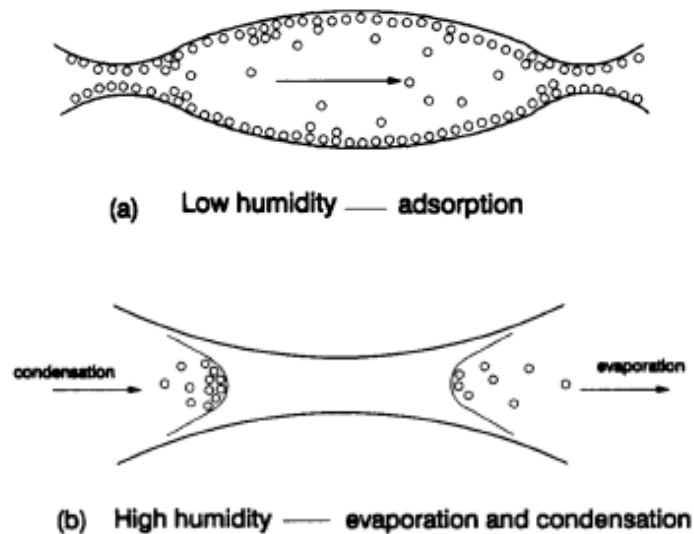


Figure 2.5 – Diffusion moléculaire selon [Xi et al. 1994]

- Diffusion de Knudsen

Ce mécanisme est prépondérant dans les nanopores. Il est déclenché lorsque le libre parcours moyen de la molécule d'eau (environ 90 nm à température et pression ambiante i.e. 1 bar et 20 °C) devient supérieur à la taille des pores, la diffusion de l'eau présente sous forme gazeuse, s'effectue par des collisions intermoléculaires et avec la paroi, entraînant ainsi un mouvement ;

- Diffusion surfacique

La diffusion surfacique agit également dans les nanopores et concerne les molécules d'eau adsorbées par la paroi. C'est un mécanisme thermiquement activé, comme les deux mécanismes précédents, qui consiste à déplacer les molécules d'eau de proche en proche à travers les zones adsorbées et ceci à faible humidité relative (Figure 2.6).

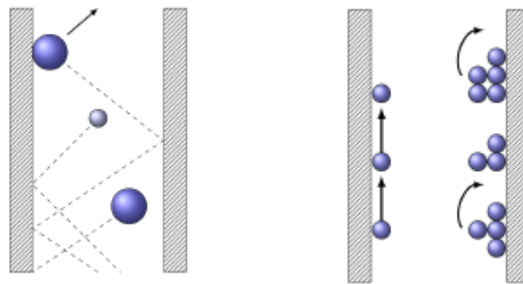


Figure 2.6 – Diffusion de Knudsen à gauche et diffusion surfacique à droite schématisées par [Soleilhet 2018]

Quantifier séparément ces effets est un défi. Les deux derniers dépendent directement de la force d'interaction entre la sorbant et le sorbat (une surface hydrophile tendant à ralentir la dynamique de façon générale ; une surface hydrophobe, à l'accélérer). Des développements récents, à l'aide des simulations à l'échelle moléculaire, ont permis d'estimer de façon collective ces trois effets en fonction de la taille du pore. Dans les pores interlamellaires, < 2 nm, des systèmes très hydrophiles comme les C-S-H, la dynamique est tellement ralentie qu'elle sort du domaine de la diffusion Fickienne en s'approchant de ce qui est observé dans les atomes d'un verre [Youssef et al. 2011]. Pour les pores > 3 nm dans les C-S-H, la dynamique est globalement Fickienne. Les quantités d'eau libre sont retrouvables pour des pores > 8 nm [Honorio et al. 2022].

2.2.1.2 Perméation de l'eau liquide

Ce mécanisme est prépondérant lorsque le matériau est initialement saturé. C'est un transfert d'eau liquide vers l'extérieur sous l'effet d'un gradient de pression induit par l'évaporation en surface. La perméation est utilisée souvent pour regrouper l'adsorption et la diffusion [ACI SP-108 1989]. Elle est généralement décrite par la loi de Darcy qui relie la vitesse fictive du fluide v_l [$m \cdot s^{-1}$] au gradient de pression p_l par un coefficient de perméabilité intrinsèque K_0 en [m^2] et par la viscosité dynamique du fluide μ_l en [$Pa \cdot s$].

$$v_l = - \frac{K_0}{\mu_l} grad(p_l) \quad (2.8)$$

Où μ_l est la viscosité dynamique de l'eau liquide.

Dans un matériau partiellement saturé, les hypothèses de la loi de Darcy exprimée dans l'équation (2.8) ne sont plus valables [Coussy et al. 2001]. La perméation de l'eau liquide est exprimée en introduisant une perméabilité équivalente $K_l^{eff} = K_0 \cdot K_{rl}(S_l)$, avec K_{rl} est la perméabilité relative à l'eau liquide. L'équation du flux massique devient alors :

$$v_l^m = -\rho_l \frac{K_l^{eff}}{\mu_l} \text{grad}(p_l) \quad (2.9)$$

2.2.1.3 Adsorption/désorption

L'adsorption correspond à l'augmentation de la densité de la phase gazeuse au voisinage d'une interface solide. Lors du séchage, la densité diminue progressivement induisant la désorption des surfaces solides. Ce phénomène est dit phénomène de sorption. Il peut être quantifié par une courbe caractéristique dite courbe d'isotherme de sorption. Elle permet, à température donnée, d'estimer la quantité d'eau retenue dans un matériau à l'équilibre hydrique avec son environnement extérieur. Selon l'humidité relative du milieu, le matériau va subir des phases d'adsorption ou des phases de désorption pour maintenir un état d'équilibre. Ce phénomène n'est pas réversible et est caractérisé par l'apparition d'hystérésis (Figure 2.7). L'une des origines de ce phénomène est la forme géométrique des pores et de leur connexion connue par le nom « effet bouteille d'encre » [Olivier et al. 2008].

L'isotherme de sorption dépend de la composition du matériau pour des humidités relatives supérieures à 50 %HR étant donné que les échanges à cette gamme s'effectuent dans les pores capillaires. Pour des humidités plus faibles, les échanges s'effectuent dans les pores du gel C-S-H qui sont structurés de façon équivalente indépendamment du rapport E/C [Baroghel-Bouny 2007a]. L'isotherme de désorption est très impactée par la température. Ces effets sont décrits dans la partie suivante.

L'isotherme de sorption est une donnée nécessaire pour la modélisation du processus de séchage des matériaux cimentaires. La prise en compte de l'historique réel du séchage suppose la prise en compte des fluctuations de la température et de l'humidité relative et donc l'intégration de l'hystérésis. L'irréversibilité des boucles d'hystérésis rend la modélisation et la résolution très difficile.

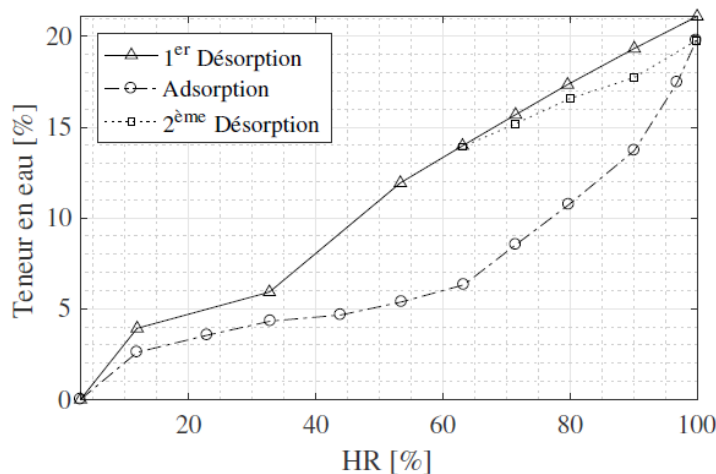


Figure 2.7 – Isotherme d'adsorption et de désorption dans un matériau cimentaire et le phénomène d'hystérésis [Baroghel-Bouny 2007a]

2.2.2 Rôle de la température

Bien que le moteur du séchage soit le gradient d'humidité relative, la température joue également un rôle essentiel du fait de son impact sur les propriétés du fluide, sur la dilatation thermique et sur l'isotherme de sorption. L'effet d'une haute température sur la cinétique de séchage des matériaux cimentaires a été étudié par plusieurs auteurs [Choinska 2006; Chen 2009; Drouet 2010; Brue et al. 2012; Drouet et al. 2019].

2.2.2.1 Impact sur les propriétés physiques du béton et des fluides

D'une part, l'augmentation de la température produit une dilatation thermique dans le béton. Des fissurations peuvent avoir lieu lors du chauffage à cause de l'incompatibilité de déformation entre la pâte de ciment et les granulats [Mindeguia 2009]. Ces fissurations constituent une porosité supplémentaire qui accélèrent les échanges entre le béton et son environnement extérieur.

D'autre part, les propriétés physiques comme la viscosité, la densité, la diffusion etc. des fluides évoluent en fonction de la température. A titre d'exemple, la viscosité de l'eau liquide diminue avec l'augmentation de la température [Asharae 2001; Brue 2009].

2.2.2.2 Impact sur la désorption de l'eau

L'adsorption des molécules d'eau sur les parois solides du béton est un processus exothermique, selon le principe de Le Chatelier. L'augmentation de la température inhibe l'adsorption et la rétention de l'eau et favorise ainsi le processus de désorption [Poyet 2009; Drouet 2010]. Cet effet est visible dans le comparatif des courbes d'isotherme de désorption à température variable dans la Figure 2.8. Ce comparatif est réalisé dans les travaux de [Chhun 2017] et rassemble des résultats expérimentaux et numériques d'isotherme de désorption pour des températures allant de 20 °C à 200 °C. Une variabilité plus ou moins importante entre la mesure et la prédiction théorique. Cependant, l'effet de la température sur les courbes est le même. La désaturation du matériau est d'autant plus importante quand la température est plus élevée pour les mêmes plages d'humidité relative.

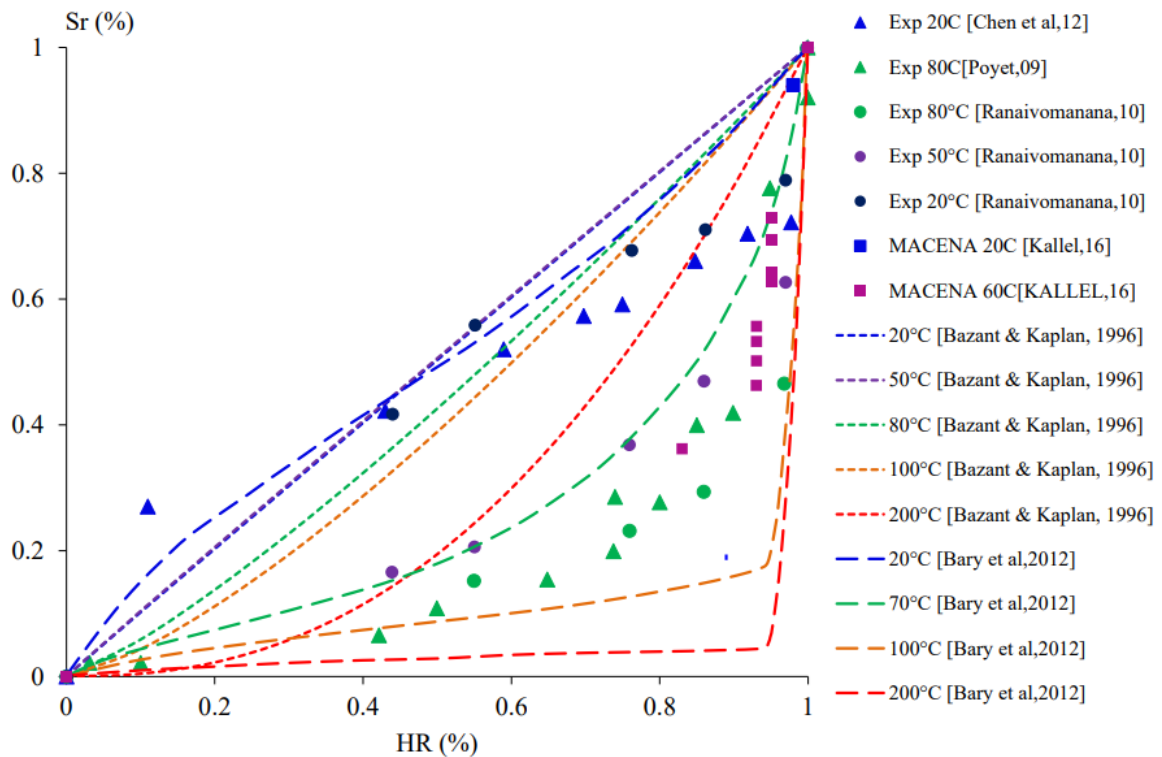


Figure 2.8 – Evolution de l'isotherme de désorption en fonction de la température, cité dans les travaux de [Chhun 2017]

2.2.2.3 Transformations physico-chimiques

Le Tableau 2.3 montre un récapitulatif des différentes réactions de transformation et de dégradation pouvant avoir lieu dans le béton lors d'un chauffage [Schneider and Diederichs 1981; Pimienta et al. 2017]. L'eau libre, adsorbée et une partie de l'eau liée physiquement sont complètement évacuées à 120 °C. L'eau liée est complètement évacuée à 600 °C. La portlandite se décompose entre 450 et 55 °C et le C-S-H pour des températures plus élevées comprises entre 600 et 700 °C.

Tableau 2.3 – Récapitulatif des principales transformations physicochimiques d'un béton lors d'un chauffage [Schneider and Diederichs 1981]

Température [°C]	Réaction de transformation ou décomposition	Type de la réaction
30 – 120	Evacuation de l'eau évaporable	Endothermique
30 – 300	Déshydratation de l'eau non-évaporable	Endothermique
120 – 600	Evacuation du reste de l'eau évaporable et non-évaporable	Endothermique
450 – 550	Décomposition de la portlandite $\text{Ca (OH)}_2 = \text{CaO} + \text{H}_2\text{O}$	Endothermique
570	Transformation de la phase α en β -quartz	Endothermique
600 – 700	Décomposition des C-S-H et formation de β -C ₂ S	Endothermique
780	Recristallisation du ciment anhydre	Exothermique
600 – 900	Décarbonatation des agrégats calcaires	Endothermique
1100 – 1200	Fusion du béton	Endothermique

2.2.3 Qu'est-ce qui contrôle la cinétique du séchage à T donnée ?

2.2.3.1 Type du béton

La cinétique du séchage varie entre un béton ordinaire (BO) et un béton à hautes performances (BHP). En effet, le réseau poreux et les propriétés de transfert en général sont différents. Les BHP ont une microstructure plus compacte donc une porosité plus faible et plus fine. La perméabilité du béton diminue avec l'augmentation de la résistance en compression comme illustrée dans la Figure 2.9 [Yssorche 1995]. Par conséquent, la cinétique de séchage est plus faible dans les BHP.

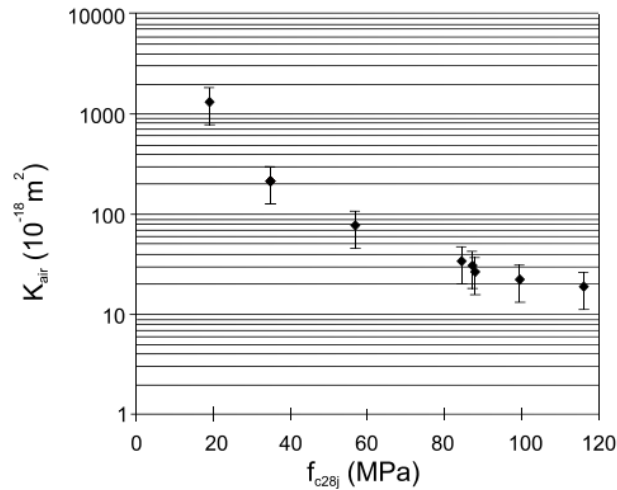


Figure 2.9 – Evolution de la perméabilité du béton avec la résistance en compression à 28 jours [Yssorche 1995]

Dans les travaux de [Baroghel-Bouny et al. 1999a], l'évolution du profil hydrique dans les BO et les BHP est évaluée par gammadensimétrie à différentes échéances de séchage. Les éprouvettes ont été séchées pendant 1 an environ à 20 °C, 50 %HR uni directionnellement dans une hauteur de 10 cm. Dans le BO, le profil hydrique évolue de façon significative d'une échéance à l'autre dans toute la hauteur avec un séchage plus fort dans les premiers centimètres à partir de chacune des surfaces séchantes. En contrepartie, dans le BHP une faible variation de teneur en eau est constatée entre les différentes échéances. Le gradient est de même marqué entre les premiers centimètres et le cœur.

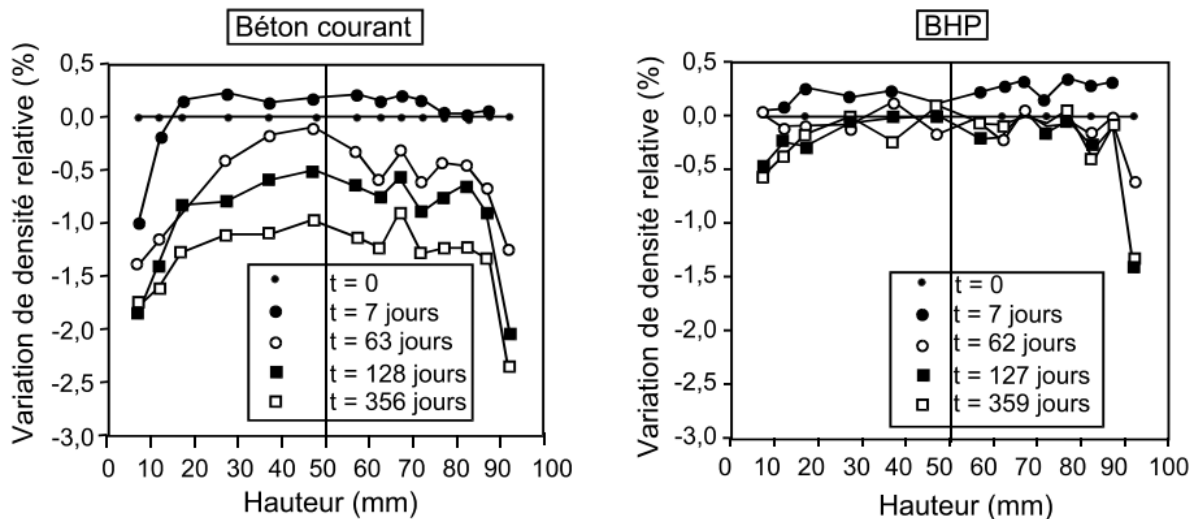


Figure 2.10 – Evolution du profil hydrique dans une éprouvette en béton séchant unidirectionnellement à 20 °C, 50 %HR sur une hauteur de 10 cm [Baroghel-Bouny et al. 1999a]

2.2.3.2 Mode de cure

La cure intervient dans les bétons à jeune âge pour favoriser la réaction d'hydratation en dépit du séchage. En effet, une compétition entre le séchage et l'hydratation a lieu dans le béton après décoffrage. Dans les deux processus, en particulier l'eau libre est : soit évacuée par le séchage, soit consommée pour produire des nouveaux hydrates. En l'occurrence, en l'absence d'une cure adaptée, l'eau libre disponible est évacuée notamment dans la zone de peau d'où une interruption précoce de l'hydratation, Ainsi, un gradient de propriétés mécaniques et de transfert risque de se produire entre la peau et le cœur du béton [Kreijger 1984a].

[Dhir et al. 1989] a montré que la perméabilité du béton évolue avec la durée de la cure des bétons pour différents rapports E/C. Quand la durée est suffisamment longue, la réaction d'hydratation atteint un degré d'avancement assez élevé pour donner au béton ces propriétés mécaniques et de transfert finales (Figure 2.11).

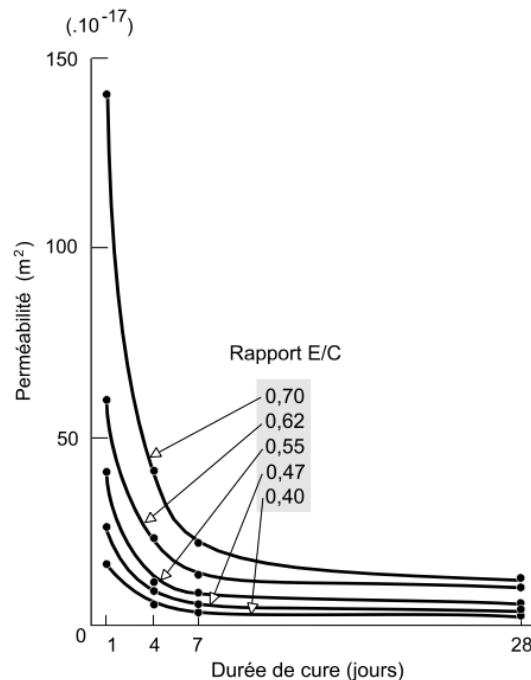


Figure 2.11 – Impact de la durée de cure sur la perméabilité au gaz des bétons à différents rapports E/C [Dhir et al. 1989] cité dans [Pons and Torrenti 2008]

Mauroux a investigué l'évolution de la perte en masse en fonction de l'échéance de décoffrage pour un mortier, contenant de l'Ether de Cellulose et de référence EC0, étudié dans le cadre de sa thèse [Mauroux 2011]. Le mortier est composé de 30 % de CEM I 52,5 R, 65 % de sable, 5 % de filler et de 0,1 % d'Ether de cellulose. Le coffrage constitue ici une protection contre le séchage. Donc, plus l'échéance de décoffrage est retardée, moins il y aura d'eau disponible pour le séchage. Néanmoins, l'hydratation aura plus de temps pour progresser et modifier ainsi le réseau poreux. La Figure 2.12 illustre les résultats obtenus. La cinétique de séchage est clairement atténuée dès que le décoffrage est retardé. Le taux du séchage est réduit pour 2 raisons dans ce cas : premièrement, par la consommation de l'eau par l'hydratation ; deuxièmement, par la formation d'un réseau poreux plus fin. Une certaine quantité d'eau peut être évacuée par un séchage parasite à travers la surface libre non coffrée.

Dans le cas d'une cure endogène où le séchage est complètement empêché, l'eau est principalement mobilisée pour la réaction d'hydratation. La cinétique de séchage est alors atténuée notamment pour les bétons à faible rapport E/C. [Samouh et al. 2017] a montré cet effet en comparant la perte en masse dans un béton à différentes durées de cure endogène. Les résultats sont présentés dans la Figure 2.13. La perte en masse est de plus en plus faible quand la durée de cure endogène est plus élevée. Quelques heures sont suffisantes pour observer une baisse dans la perte en masse.

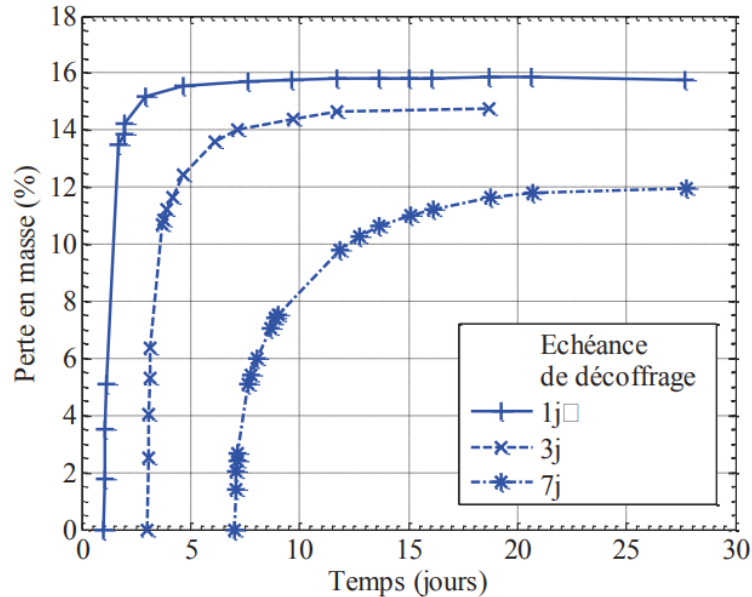


Figure 2.12 – Effet de l'échéance de décoffrage sur la perte en masse dans un mortier [Mauroux 2011]

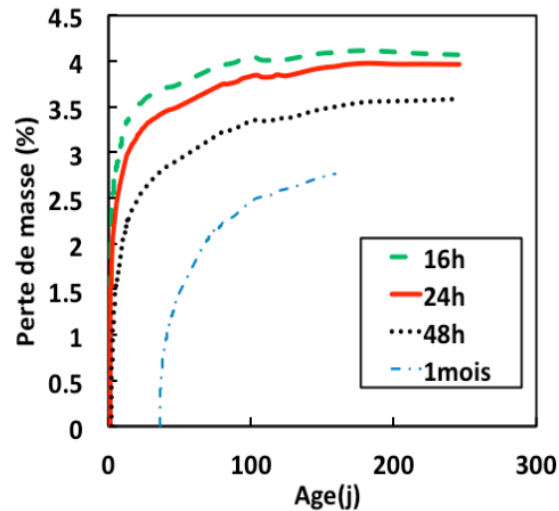


Figure 2.13 – Effet de la durée d'une cure endogène sur la perte masse du béton [Samouh et al. 2017]

2.2.3.3 Vieillessement

Plusieurs travaux de recherche décrivent les mécanismes de séchage et montrent que le séchage du béton se déroule en deux phases principales [Bissonnette et al. 1999; Baroghel-Bouny 2007a; Carette et al. 2020]. La première phase est caractérisée par une cinétique rapide mais ne dure que quelques heures à quelques jours en fonction du degré de saturation du matériau, et est généralement associée à la perméation de l'eau liquide. Donc, plus le gradient hydrique entre le béton et son extérieur est fort, plus le transfert est significatif. La deuxième phase est beaucoup plus lente et évolue en fonction de la racine carrée du temps.

Selon [Acker and Ulm 2001], les transferts hydriques sont 1 000 à 10 000 fois plus lents que les transferts thermiques. La Figure 2.14 illustrée dans les travaux de [Acker et al. 1990], citée dans la thèse [Benboudjema 2002] montre l'évolution du profil hydrique dans un bloc en béton de dimensions 100 x 100 x 200 cm, séchant uni directionnellement à travers 100 cm pendant 12 ans. L'évolution de la teneur en eau est de plus en plus lente avec l'avancement de l'âge du béton. Selon les auteurs, la durée nécessaire, estimée par extrapolation, pour atteindre un état d'équilibre dans ce bloc est de 120 ans.

L'effet du vieillissement sur la cinétique du séchage diffère en fonction du type de béton. Dans les BO, la réaction d'hydratation dure une vingtaine de jour d'après [Powers et al. 1954]. Dans les nouveaux bétons, notamment avec des additions pouzzolaniques à l'instar de la fumée de silice, les cendres volantes ou le métakaolin, la réaction d'hydratation peut durer plus longtemps [Acker 2001]. Dans ce cas, la compétition entre le séchage et l'hydratation est plus importante. [Baroghel-Bouny 2005] a comparé l'évolution de la structure poreuse à deux échéances : 28 jours et 90 jours, dans un béton C70 contenant de la fumée de silice. Les résultats rapportés dans la Figure 2.15 montrent que la distribution de tailles de pores a changé entre les deux échéances. Le pourcentage des pores de petite taille a augmenté.

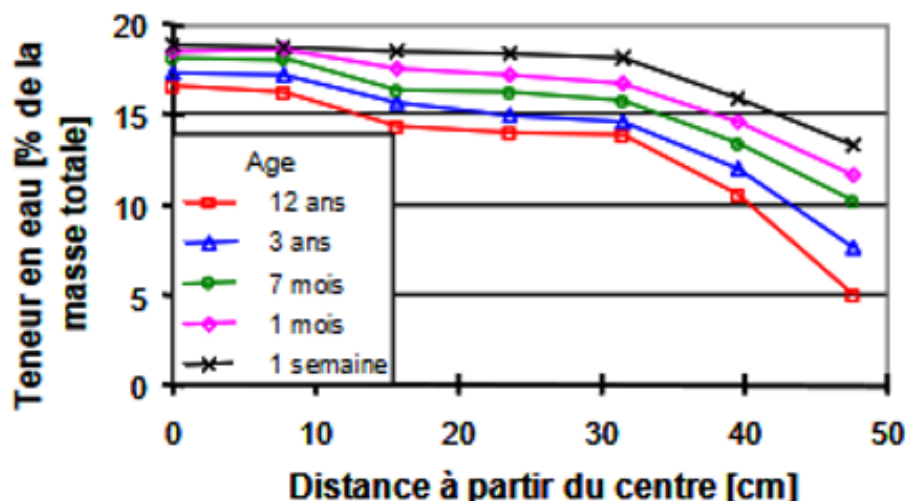


Figure 2.14 – Evolution du profil hydrique d'un bloc 100 x 100 x 200 cm en béton séchant uni directionnellement pendant 12 ans [Acker et al. 1990]

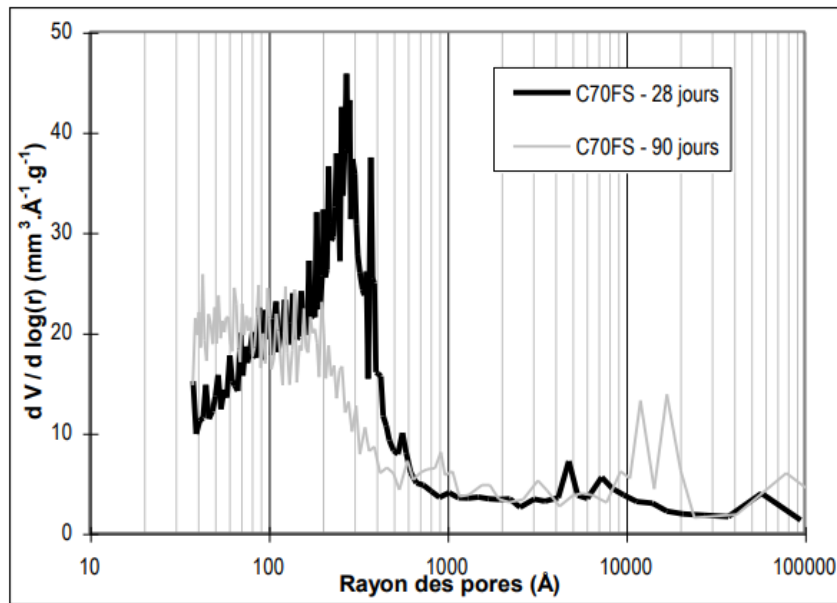


Figure 2.15 – Evolution de la structure poreuse des bétons au cours du vieillissement [Baroghel-Bouny 2005]

2.2.4 Principaux impacts du séchage sur le matériau

2.2.4.1 Fissuration par retrait de dessiccation

Le séchage dans les matériaux cimentaires est généralement accompagné par des fissurations dans la zone de peau induites par le retrait de dessiccation. Il s'agit d'une contraction dans la pâte de ciment engendrée par le mouvement de l'eau liquide et de la vapeur d'eau. Ces fissurations sont généralement isotropes et d'ouverture comprise entre 0,25 à 50 μm [Benboudjema 2002]. D'après [Bažant 1972] cité dans [Benboudjema 2002], il existe 3 principaux mécanismes pour le retrait de dessiccation (Figure 2.16):

- La pression capillaire : lors du séchage, la pression de l'eau liquide dans le béton diminue à cause de l'évaporation de celle-ci. Un ménisque à l'interface liquide gaz est créé et induit des tensions capillaires qui entraînent la contraction du squelette solide ;
- La pression de disjonction : la diminution de l'humidité relative entraîne l'évacuation de l'eau associée à la pression de disjonction, d'où la diminution de celle-ci qui provoque aussi une contraction dans le squelette solide ; et
- La variation de l'énergie surfacique des particules, appelée aussi l'effet Bangham, de gel C-S-H par désorption ce qui engendre une augmentation des contraintes internes d'où le retrait.

Les fissurations par retrait de dessiccation présentent un facteur accélérateur du séchage notamment dans la zone de peau. Le taux du retrait de dessiccation dépend de la fraction de pâte de ciment dans le volume total [Bissonnette et al. 1999] et est directement corrélé à la perte en masse par un coefficient de proportionnalité [Granger 1995; Hilaire 2014].

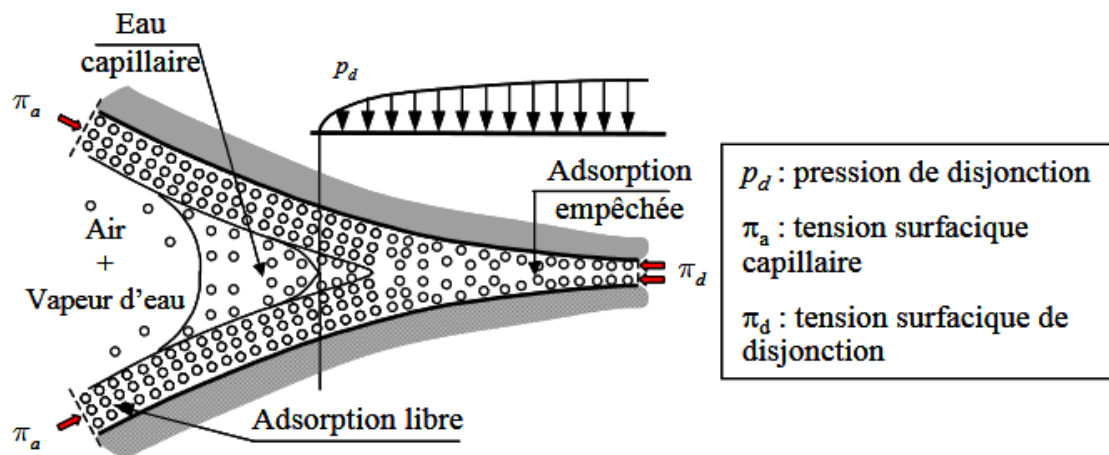


Figure 2.16 – Description idéalisée de l’eau dans les zones d’adsorption empêchée et de la transition avec les pores capillaires [Bažant 1972] illustrées dans [Benboudjema 2002]

2.2.4.2 Impacts sur les propriétés mécaniques

Ce qui confère aux bétons leurs propriétés mécaniques est la réaction d’hydratation. Celle-ci dépend du mode de conservation du matériau et elle s’arrête lorsque l’humidité relative au sein du béton est inférieure à 70 %HR pour les BHP et à 80 %HR pour les BO [Xi et al. 1994; Flatt et al. 2011]. Par conséquent, le séchage à jeûne âge peut influencer les propriétés mécaniques.

Concernant le module d’élasticité, deux hypothèses sont proposées dans la littérature :

- le module d’élasticité augmente quand l’humidité relative diminue au sein du béton [Brooks and Neville 1977; Dantec and Terme 1996; Bourgeois et al. 2002] ;
- le module diminue quand l’humidité relative diminue dans l’intervalle [50 %HR – 100 %HR] ; en-dessous de 20 %HR, celui-ci réaugmente. La diminution dans le premier intervalle est probablement liée à la fissuration induite par le séchage d’après [Brooks and Neville 1977; Torrenti 1987].

Pour la résistance en compression, il y a également deux hypothèses :

- la résistance augmente à cause de l’augmentation des tensions superficielles induites par la diminution de l’eau adsorbée [Wittmann 1970; Torrenti 1987]. Celle-ci agit comme une précontrainte et favorise la rupture précoce par une rupture interne selon [Brooks and Neville 1977] ;
- la résistance diminue légèrement dans des éprouvettes conservées à 50 %HR par rapport aux autres éprouvettes conservées à 100 %HR. La diminution de la résistance est de l’ordre de 5,3 % pour [Pihlajavaara 1974], de 12,7 % pour [Wittmann 1982] et de 11 % pour [Torrenti 1987]. Une ré-augmentation progressive est constatée pour des niveaux d’humidité inférieurs à 50 %HR. Cela peut être attribuée à la microfissuration liée au gradient de retrait de dessiccation.

2.2.4.3 Impact sur les propriétés de transfert

Les propriétés de transfert diminuent avec la diminution du degré de saturation du réseau poreux selon [Pons and Torrenti 2008]. [Villain et al. 2001] a mesuré la perméabilité intrinsèque au gaz en fonction du degré de saturation et a mis en évidence l'évolution importante de celle-ci. Quand le réseau poreux du béton est saturé à 100 %, le transfert de gaz ne peut pas avoir lieu.

Dans la modélisation du séchage, la teneur en eau est prise en compte dans le calcul de la perméabilité effective [Mualem 1976; Van Genuchten 1980].

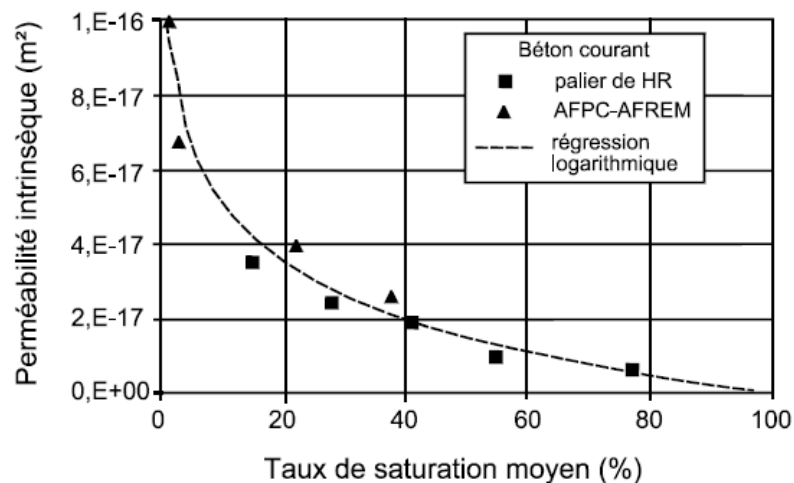


Figure 2.17 – Evolution de la perméabilité au gaz en fonction du degré de saturation d'après [Villain et al. 2001]

2.3 Accélération du séchage : intérêt et applications

L'évaluation de la durabilité des ouvrages en Génie Civil s'appuie en premier temps sur l'analyse de l'environnement pour définir les risques d'agressions et prendre ainsi les précautions préventives nécessaires. En deuxième temps, l'évaluation s'appuie sur des indicateurs de durabilité, en particulier les propriétés de transport, et des modèles de dégradations du matériau basés sur des recueils de données expérimentales sur des ouvrages en période de service [Villain et al. 2007]. L'évaluation, pour être représentative, doit se faire sur un matériau ayant atteint un état d'équilibre avec son environnement extérieur. Cependant, en laboratoire, cela implique plusieurs mois voire années de conditionnement avant la réalisation des essais et l'optimisation des modèles derrière. En l'occurrence, la teneur en eau du matériau est un paramètre clé qui gouverne l'évolution des indicateurs de durabilité et l'apparition des potentielles dégradations [Parrott 1994]. Le temps long nécessaire avant d'atteindre un état hydrique cible présente ainsi un grand inconvénient.

De ce fait, le séchage accéléré a été proposé dans plusieurs applications. Ci-après quelques exemples :

- [Parrott 1994] a proposé un protocole de séchage accéléré à 50 °C suivi d'une phase de rééquilibrage du profil hydrique à la même température. L'objectif est de mesurer la perméabilité à l'air et le coefficient d'absorption. La température proposée ne conduit pas à une modification dans la microstructure du matériau selon l'auteur d'après [Nagataki and Ujike 1988; Hori et al. 1991]. La méthode a montré une fiabilité et a permis un gain de temps important ;
- Le comité technique TC 116-PCD du RILEM et Carcassès et al ont étudié un mode pré-conditionnement similaire pour obtenir une teneur en eau homogène dans des éprouvettes de béton (\varnothing 15 cm x 5 cm) pour la mesure de la perméabilité au gaz par la méthode CEMBUREAU. La perte en masse cible a pu être atteinte au bout de quelques heures seulement pour les BO et au bout de 14 jours pour les bétons les moins poreux [RILEM TC 116-PCD 1999; Carcassès et al. 2002] ;
- Les recommandations de l'AFPC-AFREM ont proposé un pré-conditionnement consistant en une saturation en eau sous vide, puis un séchage en étuve ventilée à 40 °C pendant 48 heures sur des éprouvettes cylindriques \varnothing 11 cm x 10 cm pour un essai de carbonatation accélérée. Sachant que la carbonatation des bétons a une cinétique très lente, cette méthode a permis un gain de temps important tout en fournissant des résultats fiables [AFPC-AFREM 1997] ;
- [Villain et al. 2007] ont proposé de passer à une température de 60 °C pour optimiser d'avantage la durée de l'essai de carbonatation accélérée et les résultats semblent fiables.

Ces protocoles sont suivis d'une phase de redistribution de l'eau pour assurer l'homogénéité de la teneur en eau pour des raisons de modélisation. Dans le cadre des essais au feu, les gradients sont importants et influencent la sensibilité à l'écaillage notamment pour les BHP (cf. Chapitre 1). Une phase de redistribution ne serait donc pas possible. L'enjeu dans ce travail est donc de reproduire la teneur en eau et les gradients hydriques représentatifs d'un état hydrique cible.

2.4 Synthèse

Le processus de séchage dans les bétons est déclenché par un gradient d'humidité relative entre le béton et son environnement extérieur. La température est un paramètre important aussi qui définit les propriétés physiques des fluides mis en mouvement, la dilatation du béton et le taux d'adsorption et de désorption. A température ambiante, ce processus est très lent. L'évolution du profil hydrique dépend du type de béton et du réseau poreux. La cinétique de séchage varie en fonction du type de la cure appliquée à jeune âge, et dépend ensuite de l'âge du béton et de son niveau de saturation. Le séchage induit une fissuration induite par retrait de dessiccation et il influence les propriétés mécaniques et de transfert. L'augmentation de la température permet d'accélérer le séchage, principalement, par thermoactivation des mécanismes mis en jeu.

Dans ce cadre, une campagne de caractérisation de la cinétique de séchage, en condition ambiante et accélérée, a été testé dans le cadre d'une campagne expérimentale sur 4 formules de béton couvrant les deux familles principales (BO, BHP). Les matériaux étudiés sont décrits dans le chapitre suivant.

CHAPITRE 3

DÉMARCHE ET MATÉRIAUX ÉTUDIÉS

Sommaire

3	Démarche et matériaux étudiés	61
3.1	Démarche scientifique	61
3.2	Matériaux	63
3.2.1	Critères de choix	63
3.2.2	Bétons à hautes performances	64
3.2.3	Bétons ordinaires	65
3.3	Production des bétons et caractérisation à l'état frais	67
3.3.1	Protocole de la production	67
3.3.2	Résultats de la caractérisation à l'état frais	70
3.4	Caractérisations à l'état durci	72
3.4.1	Résistance en compression	72
3.4.2	Module de Young	75
3.4.3	Porosité accessible à l'eau	76
3.4.4	Perméabilité à l'eau liquide	80
3.5	Synthèse	81

3 Démarche et matériaux étudiés

L'analyse bibliographique présentée dans les deux premiers chapitres a permis de dresser le bilan sur la connaissance actuelle du comportement au feu des bétons et l'impact du mode de séchage des corps d'épreuve sur la sensibilité à l'écaillage. La teneur en eau et le profil hydrique sont des facteurs clés dans le déclenchement des mécanismes de l'écaillage. Ils sont influencés par la méthode de conditionnement qui à l'heure actuelle apparaît non représentative d'un séchage d'une structure à plusieurs années en état de service. Les travaux présentés visent donc à **définir les conditions d'atteinte d'un gradient hydrique représentatif pour les essais au feu et mettre en place un protocole de séchage accéléré fiable, représentatif d'un état cible et reproductible en milieu industriel**. Ceci en répondant aux objectifs suivants :

- évaluer le protocole de séchage en conditions normalisées actuel à court-terme (3 mois) et à long terme (à l'échelle de la thèse, la durée choisie est de 23 mois) sur des BO et des BHP ;
- développer un protocole fiable de suivi de l'état hydrique ;
- définir le conditionnement optimal pour un état de séchage réaliste en temps réduit ;
- évaluer la sensibilité à l'écaillage des BO et des BHP dans le cas d'un séchage en conditions normalisées (à court terme et à long terme) et dans le cas d'un séchage accéléré représentatif ;

3.1 Démarche scientifique

Le diagramme exposé dans la Figure 3.1 présente la méthodologie adoptée pour atteindre les objectifs cités. La démarche est basée sur : d'une part, la combinaison d'une étude expérimentale et d'une étude numérique du séchage (normalisé et accéléré) ; et d'autre part, sur une campagne d'essais au feu pour évaluer la sensibilité à l'écaillage de corps d'épreuves ayant subi les différents modes de conservation définis. La campagne expérimentale sur le séchage permet de définir les paramètres des matériaux (porosité, masse volumique, etc.) et d'étudier la cinétique de séchage (essai d'isotherme de désorption, perte de masse, etc.) à température ambiante et à température modérée. Ces données sont nécessaires pour l'identification des paramètres du modèle de séchage. La prédiction de l'état hydrique permet d'investiguer le mode actuel du séchage à long terme et ensuite de mettre en place un protocole de séchage accéléré représentatif d'un état de séchage réaliste. Les essais au feu permettent à la fin d'évaluer la représentativité du mode de conditionnement actuel et d'évaluer l'impact du séchage accéléré.

Dans ce chapitre, les critères de choix, les matériaux et les différentes campagnes de production ainsi que la caractérisation du matériau à l'état frais et durci sont détaillés. Les détails relatifs aux essais au feu sont présentés dans le Chapitre 6.

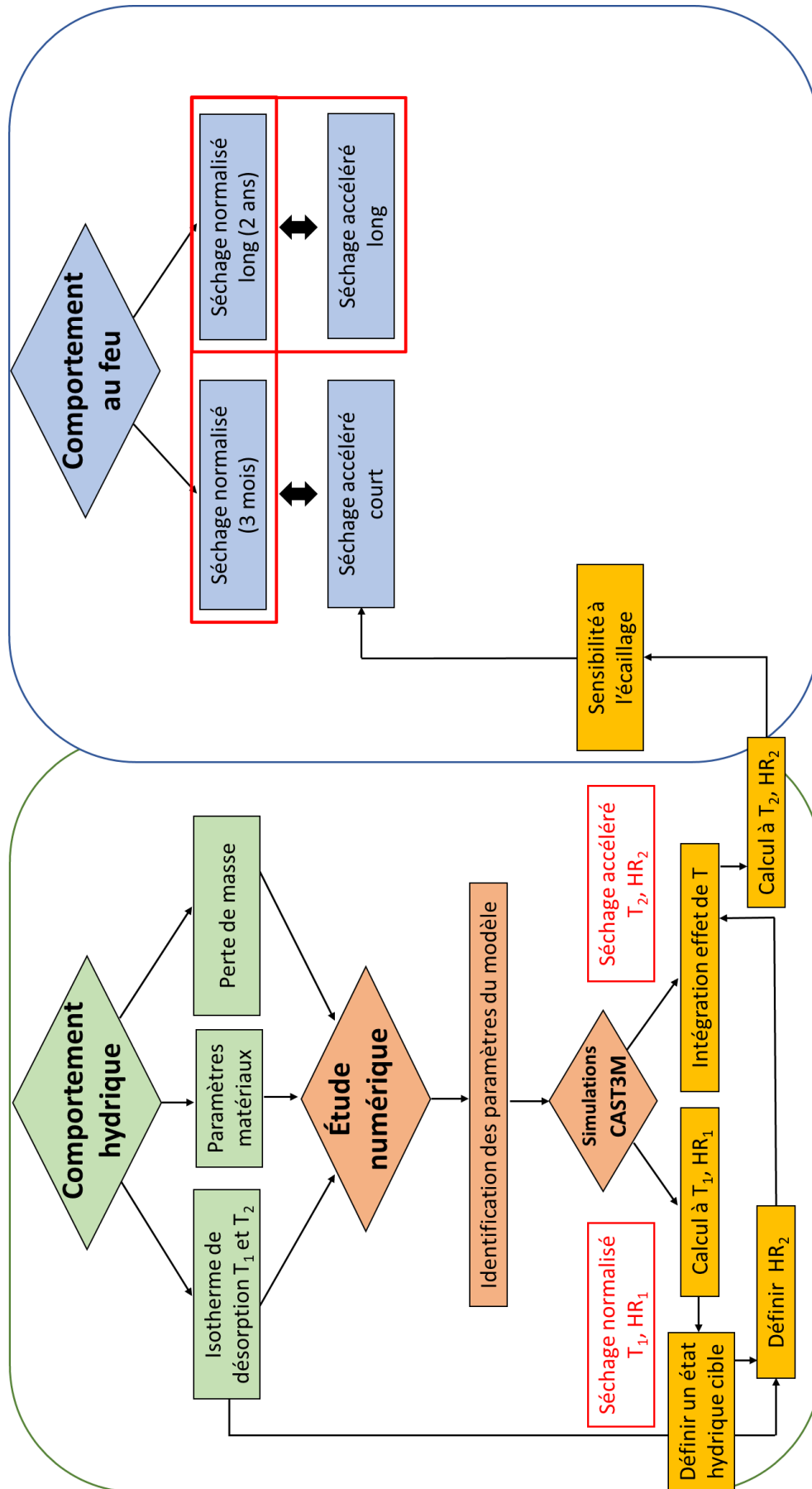


Figure 3.1 – Diagramme représentant la démarche méthodologique principale

3.2 Matériaux

3.2.1 Critères de choix

Les critères de choix des bétons étudiés ont été définis pour permettre de répondre aux objectifs décrits précédemment. Les critères sont principalement :

- La classe de résistance : l'étude propose de couvrir deux familles de béton, ordinaires et à hautes performances ;
- Le ciment : CEM I 52,5 N dans toutes les formulations choisies ; et
- La caractérisation réalisée au préalable : sur le séchage et ou sur la sensibilité à l'écaillage (avec ou sans fibres de polypropylène). Premièrement, pour avoir une référence de comparaison et deuxièmement, pour avoir une base de données permettant de lancer l'étude numérique de modélisation du séchage ;

Les formules de béton retenues sont les formules 38 et 41 du projet national PERFDUB [PERFDUB 2015], le béton VeRCoRs d'EDF [Charpin et al. 2021], Et le béton utilisé dans le cadre d'une étude CETU/CERIB ayant permis d'évaluer la sensibilité à l'écaillage de ce béton.

3.2.2 Bétons à hautes performances

Les deux formules choisies 38 et 41 sont de classe C80/95. Les granulats sont identiques : des granulats alluvionnaires de minéralogie silico-calcaire (SC) ayant des coefficients d'adsorption faibles. La différence entre les deux formules est le type d'addition minérale et le taux de substitution qui sont détaillés dans le Tableau 3.1. Les fiches techniques des constituants des bétons PERFDUB sont présentées en annexe 1.

Tableau 3.1 – Composition des bétons à hautes performances

Béton	PERFDUB38		PERFDUB41	
	Constituant	Dosage (kg. m ⁻³)	Constituant	Dosage (kg. m ⁻³)
Ciment	CEM I 52,5 N	357	CEM I 52,5 N	302
Addition	Fumée de silice classe A (k=1)	30	Métakaolin (k=1)	76
Sable (coefficient d'absorption)	0/4 (0,7 %)	858	0/4 (0,7 %)	793
Granulats 1 (coefficient d'absorption)	4/11,2 (1,3 %)	319	4/11,2 (1,3 %)	550
Granulats 2 (coefficient d'absorption)	11,2/22,4 (0,97 %)	720	11,2/22,4 (0,97 %)	540
Adjuvant	Superplastifiant haut réducteur d'eau	8,5	Superplastifiant haut réducteur d'eau	18,9
E_{eff}/C	0,38		0,35	
Classe de résistance obtenue	C80		C80	

3.2.3 Bétons ordinaires

Les bétons ordinaires sont représentés par le béton VeRCoRs d'EDF et le béton CETU. Leur composition détaillée est présentée dans le Tableau 3.2 et le Tableau 3.3. Les granulats sont majoritairement alluvionnaires, silico-calcaires pour le béton VeRCoRs et plutôt calcaires pour le béton CETU.

Le béton VeRCoRs est un béton ordinaire de classe C35/45. Ce béton est utilisé pour la maquette à échelle 1/3 d'une centrale nucléaire, construite par EDF pour évaluer le vieillissement dans ce type de structure. Une large base de données expérimentales est disponible sur ce béton notamment en ce qui concerne la caractérisation du séchage. Les données sur ce béton ont permis de lancer la modélisation du séchage sur cette formule en attendant d'obtenir les résultats de la caractérisation dans les autres bétons. Les fiches techniques des constituants du béton VeRCoRs sont présentées en annexe 2.

Tableau 3.2 – Composition du béton VeRCoRs

Béton	VeRCoRs	
	Constituant	Dosage (kg. m ⁻³)
Ciment	CEM I 52,5 N	316,2
Sable (coefficient d'absorption)	0/4 SC + chaille (0,6 %)	820,1
Granulats 1 (coefficient d'absorption)	4/11 (2,7 %)	439,7
Granulats 2 (coefficient d'absorption)	8/16 (2,4 %)	543,5
Adjuvant	Plastifiant réducteur d'eau	2,6
E_{eff}/C	0,525	
Classe de résistance obtenue	C35/45	

Le béton CETU est un béton prêt à l'emploi de classe C35/45 et contient un dosage faible en fibres de polypropylène (300 g. m⁻³). La sensibilité à l'écaillage de ce béton a été testée dans le cadre d'un projet de recherche CERIB/CETU. C'est un béton connu sensible à l'écaillage. La formulation de ce béton a été modifiée en 2022 par rapport à la formulation utilisée au début de la thèse en 2020 (tableau ci-après). Une caractérisation supplémentaire a été réalisée et les résultats sont présentés dans la section suivante. Les fiches techniques des constituants du béton CETU sont présentées en annexe 3 pour la fabrication 2020 et annexe 4 pour 2022.

Tableau 3.3 – Composition du béton CETU en 2020 et en 2022

Béton	Formule 2020		Formule 2022	
	Constituant	Dosage (kg. m ⁻³)	Constituant	Dosage (kg. m ⁻³)
Ciment	CEM I 52,5 N	393	CEM I 52,5 N	380
Addition	Pas d'addition	-	Filler calcaire	50
Sable 1 (Coefficient d'absorption)	0/3,5 S (3,5 %)	398	0/4 C (2,6 %)	415
Sable 2 (Coefficient d'absorption)	0/4 SC (0,4 %)	398	0/4 S (3,5 %)	395
Granulats 1 (coefficient d'absorption)	4/10 (3,8 %)	367	4/10 (3,8 %)	350
Granulats 2 (coefficient d'absorption)	10/20 (3,2 %)	495	10/20 (3,2 %)	440
Adjuvant	Plastifiant réducteur d'eau 1	0,56	Plastifiant réducteur d'eau	3,42
	Plastifiant réducteur d'eau 2	3,74	-	-
Fibre polypropylène	SINTAT VBA	0,3	SINTAT VBA	0,3
E _{eff} /C	0,47		0,47	
Classe de résistance obtenue	C35/45		C35/45	

3.3 Production des bétons et caractérisation à l'état frais

Les bétons PERFDUB38, PERFDUB41 et VeRCoRs ont été fabriqués au CERIB et le béton CETU a été livré par la centrale à béton. La production du béton s'est déroulée en 3 campagnes avec un volume total de 20 m³. La première fabrication (campagne 1, notée C1), réalisée en septembre 2020 est destinée aux essais de caractérisation des propriétés des 4 bétons, aux essais de caractérisation de la cinétique de séchage et les essais au feu pour séchage en conditions normalisées de 3 mois et de 23 mois. Celle d'octobre 2020 (campagne 2, notée C2), est destinée à un premier essai utilisant le protocole de séchage accéléré, qui sera décrit dans les parties suivantes du manuscrit. Ce premier essai a été réalisé sur les bétons PERFDUB seulement. La dernière fabrication (campagne 3, notée C3), réalisée en mars 2022 est destinée aux essais au feu après un séchage accéléré de 3 mois. Le conditionnement des éprouvettes a été réalisé au Centre d'Essais au Feu (CEF) du CERIB et à l'ENS Paris Saclay en fonction du type des essais.

Plus de détails sur les campagnes de fabrication de béton sont présentés en annexe 5.

3.3.1 Protocole de la production

Les fabrications ont été réalisées dans un malaxeur de capacité maximale 375 L. La Figure 3.2 illustre la centrale à béton utilisé pour toutes les fabrications.

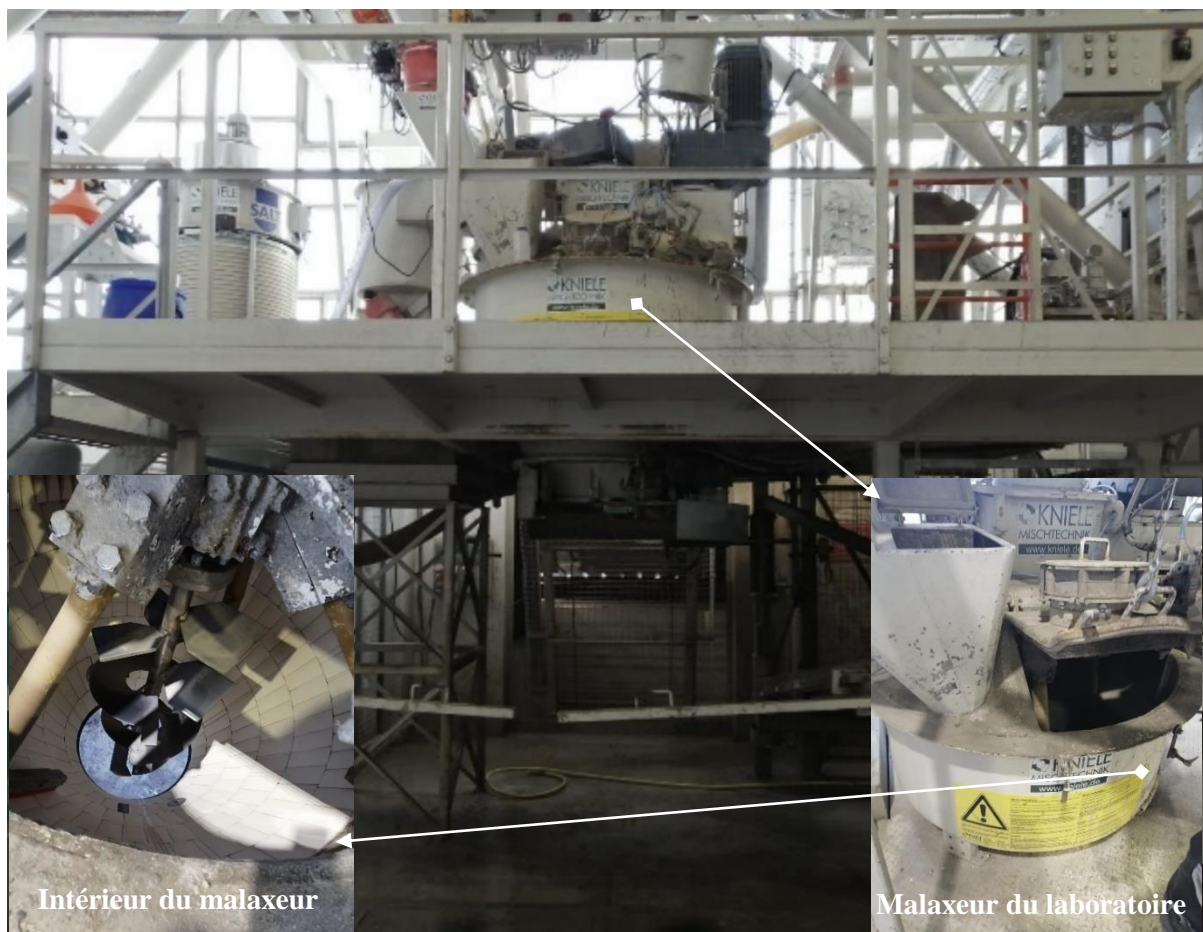


Figure 3.2 – Centrale à béton du laboratoire, utilisé pour toutes les fabrications réalisées

Le protocole de fabrication et de malaxage est présenté dans ce qui suit :

- la première étape pour chaque gâchée consiste à peser les constituants : l'addition, l'adjuvant et l'eau ;
- les granulats et le sable sont chargés automatiquement via les silos de la centrale. Une teneur en eau est réalisée systématiquement sur un prélèvement de sable et de granulats (1 kg environ) ;
- l'échantillon est pesé ensuite séché sur une plaque chauffante jusqu'à stabilisation de la masse. L'objectif est de mesurer la quantité d'eau adsorbée par les granulats et le sable pour ajuster la quantité d'eau d'ajout. La teneur en eau est calculée par rapport à la masse sèche ;
- l'étape suivante consiste à charger les granulats et le sable puis les imprégner d'eau. L'ensemble est mélangé à faible vitesse ;
- le ciment et l'addition sont rajoutés et les constituants sont incorporés jusqu'à homogénéisation ;
- l'eau restante moins 3 à 5 litres et l'adjuvant sont rajoutés finalement et le béton est malaxé à faible vitesse initialement faible puis rapide. La vitesse et la durée du malaxage dépendent du type de béton et ont été ajustés pour chaque béton ;
- un premier essai d'affaissement selon la norme NF EN 12350-2 [AFNOR] est réalisé enfin pour vérifier la consistance du béton par rapport à la classe recherchée (Figure 3.3) ;



Figure 3.3 – Essai d'affaissement au cône d'Abrams selon la norme NF EN 12350-2 [AFNOR]

- les 3 à 5 L restants sont rajoutés si le béton est très visqueux. Sinon le béton est déchargé dans une benne adaptée ;
- la température du béton est mesurée durant le malaxage et au moment du coulage. La température du hall d'essai est enregistrée également. La teneur en air occlus des bétons a été mesurée selon la norme NF EN 12350-7 [AFNOR 2019a] par un aéromètre à capacité 8L avec un manomètre (Figure 3.4).



Figure 3.4 – Essai d’air occlus selon la norme NF EN 12350-7 [AFNOR 2019a]

Les éprouvettes cylindriques ont été confectionnées dans des moules en carton. Les éprouvettes prismatiques en moule en acier et les dalles dans des coffrages en bois traité. Le remplissage est réalisé en deux reprises dans tous les corps d’épreuve. Après un remplissage à mi-hauteur, les éprouvettes subissent une vibration de quelques secondes en utilisant la table vibrante pour les éprouvettes et l’aiguille vibrante pour les dalles (Figure 3.5).



Figure 3.5 – Vibration à l’aide d’une table vibrante pour les éprouvettes et d’une aiguille vibrante pour les dalles

Les corps d’épreuve ont été placés dans le hall d’essai jusqu’à leur transfert à la zone de stockage du Centre d’Essais au Feu. La surface non coffrée est protégée par un couvercle en plastique pour les éprouvettes et par un film en polyane pour les dalles pour empêcher le séchage. Les éprouvettes ont été déplacées à partir de 24h et les dalles à partir de 48h. La résistance en compression à 24h a été mesurée pour le béton VeRCORs pour s’assurer de la sécurité de la manutention et du déplacement des dalles.

3.3.2 Résultats de la caractérisation à l'état frais

Les résultats de l'affaissement, de l'air occlus et de la masse volumique obtenus lors de chacune des fabrications sont comparés aux résultats disponibles dans la base de données du projet PERFDUB et d'EDF respectivement pour les formules PERFDUB38, PERFDUB41 et VeRCoRs. Pour le béton CETU, les résultats obtenus en 2020 et en 2022 sont comparés. Les valeurs présentées dans les figures suivantes correspondent aux moyennes mesurées accompagnées de l'écart-type standard calculé quand la mesure est effectuée sur plusieurs échantillons. Le nombre d'échantillons dépend du nombre de gâchées réalisées par béton. Le béton CETU est livré par une centrale à béton en une seule gâchée pour un coulage au CERIB.

Les résultats sont cohérents et la variabilité est relativement faible. Les 4 bétons étudiés sont de classe S4 (Figure 3.6). Le béton VeRCoRs contient la teneur en air occlus la plus élevée (Figure 3.7). Les bétons PERFDUB sont les plus denses (Figure 3.8).

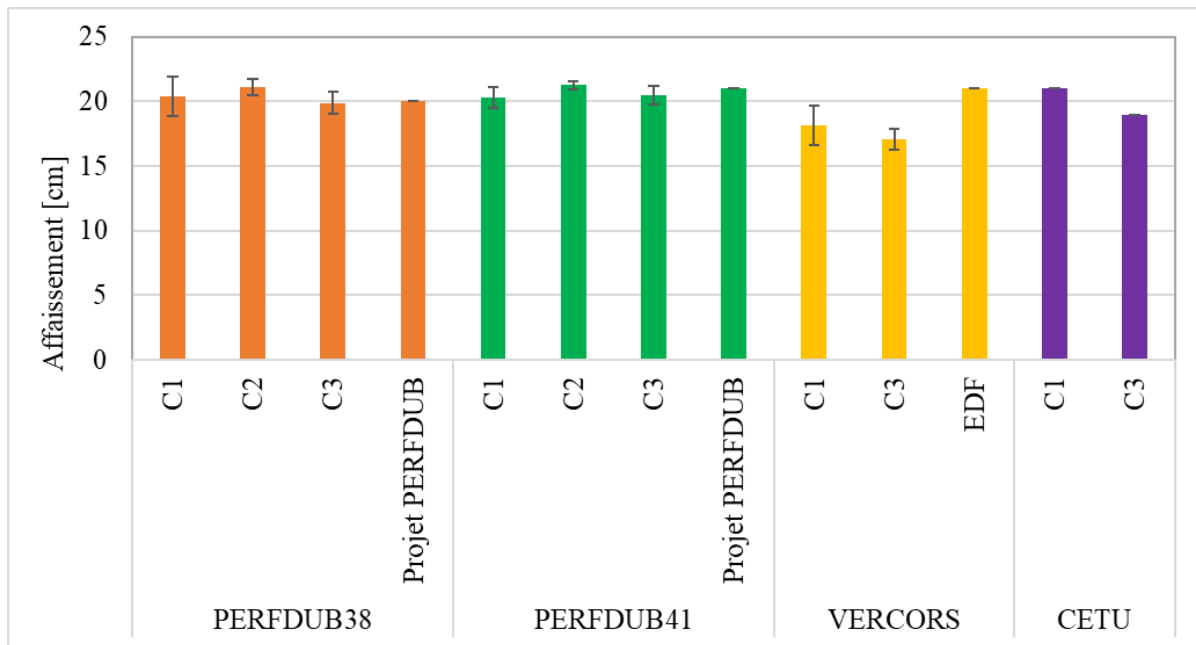


Figure 3.6 – Comparatif des résultats d'affaissement des bétons pour toutes les fabrications avec les données références pour les bétons PERFDUB et VeRCoRs

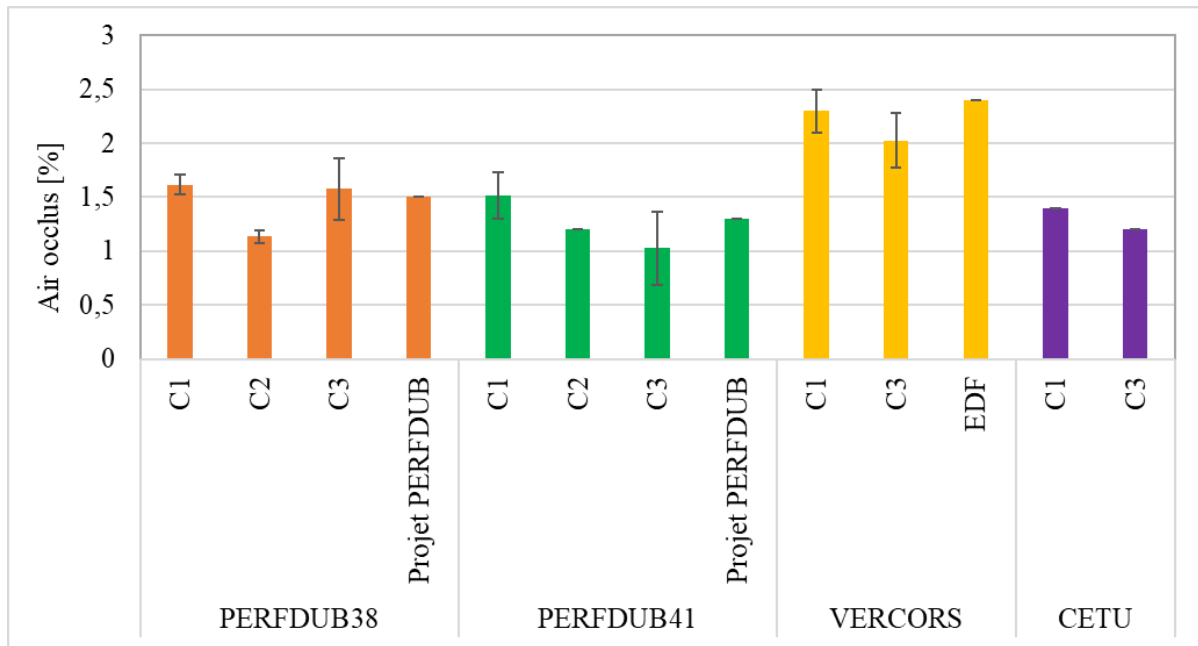


Figure 3.7 – Comparatif des résultats d'air occlus des bétons à l'état frais pour toutes les fabrications avec les données références pour les bétons PERFDUB et VeRCoRs

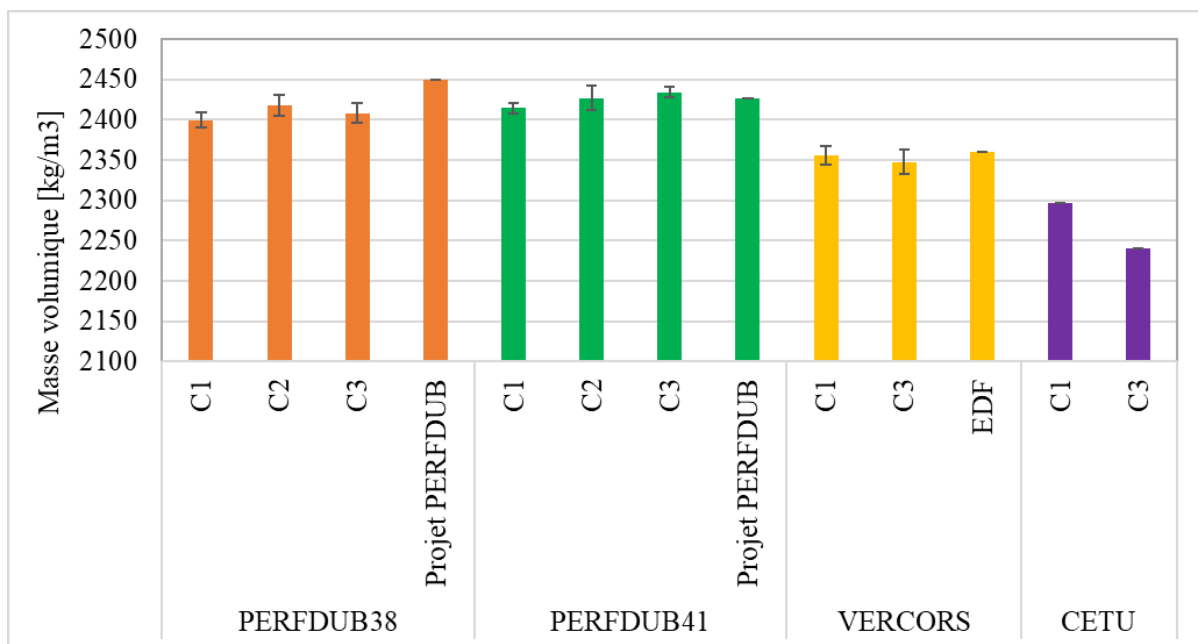


Figure 3.8 – Comparatif des résultats de masse volumique des bétons à l'état frais pour toutes les fabrications avec les données références pour les bétons PERFDUB et VeRCoRs

3.4 Caractérisations à l'état durci

Le protocole des essais réalisés à l'état durci et les résultats obtenus sont exposés dans cette partie.

3.4.1 Résistance en compression

3.4.1.1 Protocole

La résistance en compression a été mesurée selon la norme NF EN 12390-3 [AFNOR 2019b] sur des cylindres \varnothing 11 cm x 22 cm à plusieurs échéances de cure humide (Figure 3.9) Les échéances et le nombre d'éprouvettes sont présentés dans le Tableau 3.4. Les éprouvettes ont été fabriquées en 2020 pour mesurer l'évolution de la résistance en compression en fonction du temps dans le cas d'une cure humide. Pour la fabrication de 2022, la résistance en compression a été mesurée à 28 jours sur 3 cylindres de même géométrie par béton. L'objectif est de vérifier la conformité des nouvelles fabrications.



Figure 3.9 – Conservation des éprouvettes en cure humide, eau à « pH basique » à 23 °C

Tableau 3.4 – Nombre d'éprouvettes par échéance d'essai de compression

Echéance de l'essai	Nombre d'éprouvettes par béton
7 jours	3
28 jours	12
90 jours	3
700 jours	3

Le jour de l'essai, les surfaces des éprouvettes ont été rectifiées pour éliminer la rugosité des surfaces libres et assurer l'horizontalité (Figure 3.10). L'essai est réalisé dans une presse 3R assistée par ordinateur et la résistance en compression correspond à la contrainte à rupture f_c et calculée suivant la formule :

$$f_c = \frac{F_{max}}{S} \quad (3.1)$$

Où F_{max} est l'effort maximal et S la section de l'éprouvette.



Figure 3.10 – Rectification des surface libres des échantillons

3.4.1.2 Résultats

La Figure 3.11 montre les 2 modes de rupture observés lors des essais de compression. Un mode de rupture caractérisant les bétons PERFDUB qui est une rupture en cône là où les fissures longitudinales sont empêchées par le frettage appliqué par les plateaux de la presse. Le deuxième caractérisant les bétons ordinaires là où les fissures longitudinales se propagent le long de l'éprouvette en fragment [De Larrard et al. 1988].



Figure 3.11 – Modes de rupture observés : à droite mode de rupture des bétons PERFDUB, à gauche dans les bétons VeRCoRs et CETU

Les résultats de l'évolution de la résistance en compression en fonction de la durée de cure sont présentés dans la Figure 3.12.

Le résultat pour VeRCoRs est conforme à la classe de résistance ciblée. Cependant, la résistance du béton CETU n'est pas conforme à la résistance attendue (C50/60). Une explication possible pourrait être l'ajout des fibres polypropylènes. Le dosage est faible mais il peut être en partie une des raisons de cette baisse de résistance à la compression (chapitre 1). La résistance en compression évolue de façon similaire dans les deux bétons. Elle atteint 53 MPa pour le béton VeRCoRs et 58 MPa pour le béton CETU à 700 jours.

Le comparatif de la résistance moyenne en compression à 28 jours entre 2020 et 2022 est présenté dans la Figure 3.13. Une légère diminution est observée dans la résistance des bétons PERFDUB. Ceci pourrait être lié à la variabilité du matériau. Même si les formulations et les constituants sont identiques, ce sont deux fabrications à des dates très éloignées (le lot de ciment par exemple n'aura pas exactement les mêmes caractéristiques). La résistance du béton VeRCoRs est stable et celle du béton CETU aussi malgré la modification de formulation. Les barres d'erreur correspondent à l'écart-type standard.

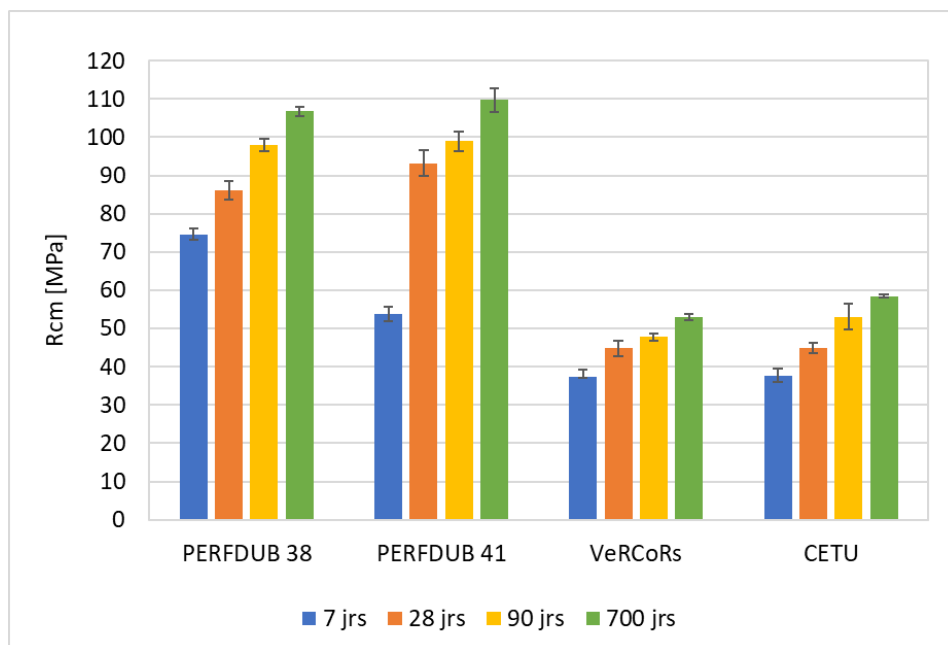


Figure 3.12 – Evolution de la résistance en compression en fonction de la durée de cure

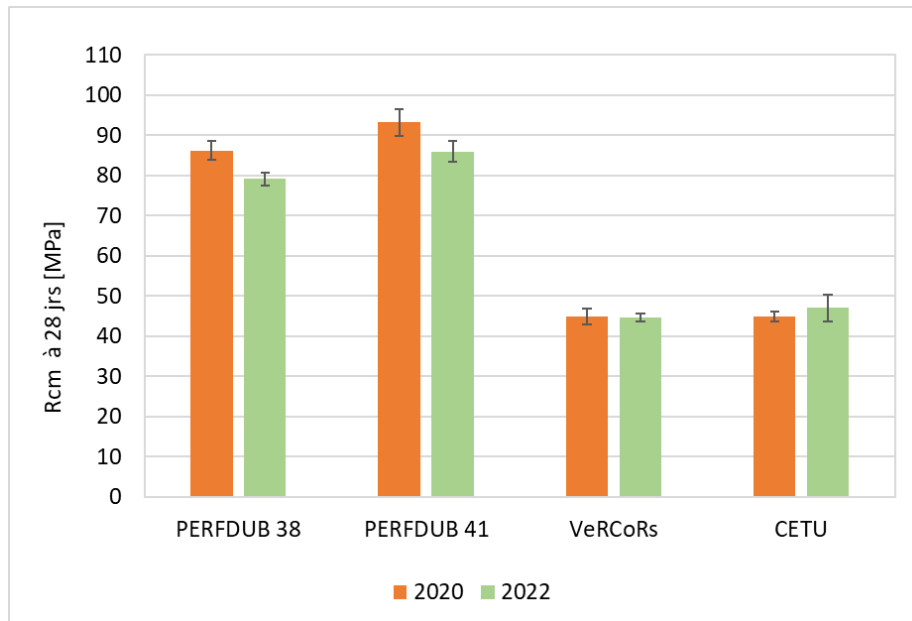


Figure 3.13 – Comparatif de la résistance en compression à 28 jours de cure humide entre la fabrication de 2020 et celle de 2022

3.4.2 Module de Young

3.4.2.1 Protocole

La mesure du module d'élasticité est effectuée à 28 jours sur 3 éprouvettes cylindriques \varnothing 11 cm x 22 cm par béton. L'essai est réalisé selon la norme NF EN 12390-13 Méthode B [AFNOR 2014]. Deux capteurs LVDT ont été placés à 180° de l'axe vertical et ont permis de mesurer les déformations pendant la compression. Le centrage des éprouvettes est effectué à l'aide du support à cercles circonscrits de diamètres variables. Le dispositif est montré dans la Figure 3.14.



Mise en place des plots sur l'échantillon permettant de fixer le capteur LVDT

Figure 3.14 – Dispositif de mesure du module d'élasticité

3.4.2.2 Résultats

Les résultats de la mesure du module d'Young sont présentés dans la Figure 3.15. Les barres d'erreur correspondent à l'écart-type standard. Le module est proportionnel à la résistance en compression sauf pour le béton CETU. Son module d'élasticité est égal à 25,6 GPa contre 31 GPa pour le béton VeRCoRs alors que sa résistance en compression est plus élevée. Ceci peut être à nouveau expliqué par les fibres de polypropylène qui modifie la microstructure des bétons en créant de nouvelles auréoles de transition entre la pâte et les fibres.

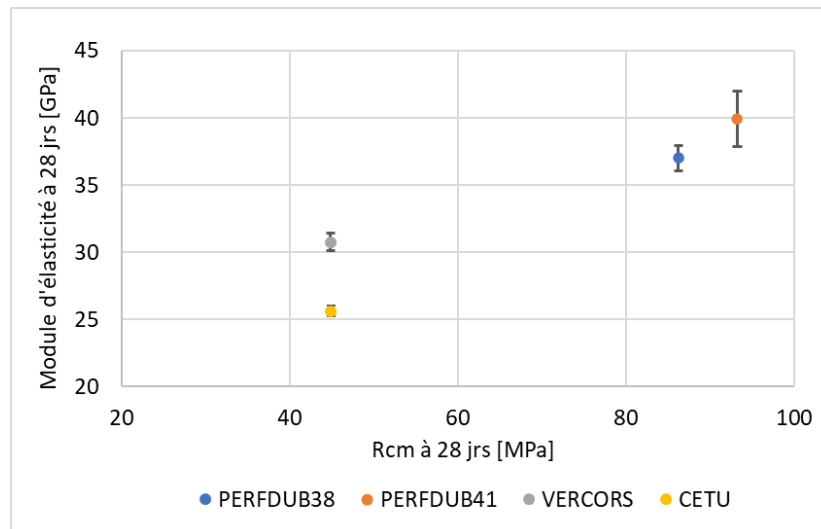


Figure 3.15 – Module d'élasticité des bétons étudiés et son évolution avec la résistance en compression

3.4.3 Porosité accessible à l'eau

3.4.3.1 Protocole

La caractérisation de la porosité accessible à l'eau des bétons étudiés est nécessaire pour la modélisation du profil hydrique. Les éprouvettes pour cet essai sont conservées dans l'eau à température ambiante pendant 28 jours. Deux essais de mesure de porosité ont été réalisés selon les recommandations de l'AFPC-AFREM [Ollivier 1998] sur 6 tranches par béton, de 4 cm d'épaisseur, découpées à l'eau à partir d'un cylindre Ø 11 cm x 22 cm pour chaque béton à l'aide d'une tronçonneuse à disque. Les étapes de la mesure sont présentées dans la Figure 3.16. Deux séries d'essais ont été réalisées en fonction de la température de séchage. Pour le premier lot, le séchage est réalisé à 105 °C jusqu'à stabilisation (la porosité sera notée P105) et pour le deuxième le séchage est réalisé à 60 °C jusqu'à stabilisation (la porosité sera notée P60), l'humidité relative est mesurée et varie de 5 à 10 % (Tableau 3.5). L'objectif est d'avoir une plage de variabilité de la porosité en fonction de la température du séchage.

La porosité accessible à l'eau est calculée selon l'équation suivante :

$$\phi = 100 \cdot \frac{m_{air} - m_{sec}}{m_{air} - m_{eau}} \quad (3.2)$$

Où ε est la porosité, m_{air} est la masse saturée pesée dans l'air, m_{eau} est la masse de la pesée hydrostatique et m_{sec} est la masse sèche.

La masse volumique apparente ρ_d peut être calculée aussi selon l'équation :

$$\rho_d = 100 \cdot \frac{m_{sec}}{m_{air} - m_{eau}} \rho_{eau} \quad (3.3)$$

Un nouvel essai a été réalisé sur la nouvelle formulation du béton CETU en 2022 selon le protocole de l'AFPC-AFREM.



Figure 3.16 – Mesure de la porosité accessible à l'eau

Tableau 3.5 – Récapitulatif de la géométrie et du nombre d'éprouvettes et des conditions de séchage

Essai	Géométrie éprouvette	Nombre d'éprouvettes	Conditions de séchage
Porosité accessible à l'eau	Ø 11 cm x 4 cm	5	105 °C
	Ø 11 cm x 4 cm	5	60 °C, (5 à 10 % HR)

3.4.3.2 Résultats

Le Tableau 3.6 récapitule les valeurs moyennes de la masse volumique apparente et de la porosité pour les deux lots d'essais. La variabilité de la masse volumique apparente est faible et cohérente avec des données de la littérature pour les bétons ordinaires [De Larrard 2010; Soleilhet 2018]. La porosité présente également une variabilité acceptable, légèrement plus élevée pour le béton CETU contenant des fibres de polypropylène. La variabilité constatée est cohérente avec celle mesurée par [Chan 2021a] sur 39 éprouvettes d'un béton ordinaire. Selon l'auteur, la variabilité est liée à l'hétérogénéité du matériau, à l'erreur de la pesée de la masse hydrostatique et de la masse sèche.

Tableau 3.6 – Résultats de la porosité et de la masse volumique apparente pour les 2 températures de séchage

Température de séchage = 105 °C						
Béton	ρ_a moy [kg.m ⁻³]	Écart-type	COV [%]	ϕ [%]	Écart-type	COV [%]
PERFDUB38	2321	9,8	0,4	12,3	0,2	1,6
PERFDUB41	2304	14,3	0,6	11,7	0,2	1,7
VeRCoRS	2236	9,1	0,4	15,4	0,3	1,9
CETU	2096	9,9	0,5	21,1	0,9	4,3

Température de séchage = 60 °C						
Béton	ρ_a moy [kg.m ⁻³]	Écart-type	COV [%]	ϕ [%]	Écart-type	COV [%]
PERFDUB38	2322	12	0,5	9,2	0,4	4,3
PERFDUB41	2329	14,8	0,6	8,9	0,2	2,2
VeRCoRS	2215	13,2	0,6	13,5	0,3	2,2
CETU	2090	24,9	1,2	18,9	0,9	4,8

Les résultats, illustrés dans la Figure 3.17 montrent une porosité plus élevée dans le cas d'un séchage à 105 °C par rapport à un séchage à 60 °C. Les barres d'erreur correspondent à l'écart-type standard. Les résultats sont attendus et logiques. En effet, pour un séchage à 105 °C, la totalité de l'eau libre est évacuée ainsi qu'une partie de l'eau liée adsorbée. La désorption est favorisée avec l'augmentation de la température. De plus, les gradients thermiques et hydriques favorisent l'apparition des microfissurations par retrait différentiel et par la suite l'évacuation de l'eau du réseau poreux non connecté. A 60 °C, en revanche, la désorption est moins importante ainsi que le risque d'apparition de microfissurations. Dans la courbe, un écart absolu de 2 % environ est observé dans les bétons VeRCoRs et CETU ce qui est comparable à la variabilité constatée dans un même essai. Cependant, il y a un écart de 4 % dans la porosité des bétons PERFDUB entre les deux températures de séchage. La distribution de la taille des pores dans un béton à hautes performances est différente par rapport à celle d'un béton ordinaire. La quantité des C-S-H est plus importante et le réseau poreux est plus dense [Baroghel-Bouny 1994a]. Par conséquent, lors d'un séchage à 60 °C et à humidité relative très faible mais non nulle (de l'ordre de 10 %HR), il n'est possible d'évacuer l'eau de la porosité qu'en deçà d'un certain rayon de pores (0,3 nm dans ce cas selon une estimation par l'équation de Kelvin-Laplace).

L'objectif de cet essai est d'évaluer l'effet de la température de séchage sur la valeur de porosité finale pour les bétons étudiés. En effet, dans l'étude numérique, afin de se rapprocher au mieux des profils hydriques réels, il convient de retenir une valeur de porosité représentative. Comme il est compliqué de trouver la valeur réelle de la porosité accessible à l'eau, ces deux essais permettent d'avoir une plage de variation.

La nouvelle formule du béton CETU a une porosité légèrement plus faible mais appartient toujours à la gamme des bétons « très poreux » (Figure 3.18).

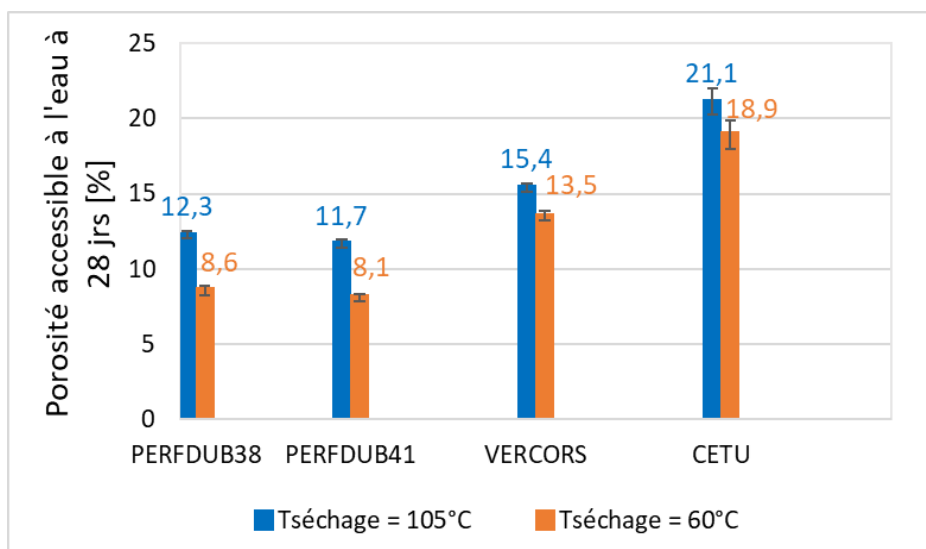


Figure 3.17 – Comparaison des résultats de la mesure de porosité accessible à l'eau dans les 4 bétons dans le cas d'un séchage à 105 °C et 60 °C

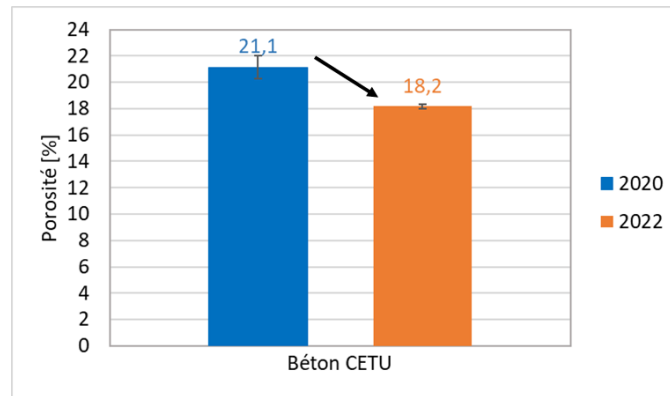


Figure 3.18 – Comparatif de la porosité accessible à l’eau à 28 jours de cure humide entre la formulation de 2020 et celle de 2022 pour le béton CETU

3.4.4 Perméabilité à l’eau liquide

3.4.4.1 Protocole

La perméabilité à l’eau à température ambiante a été mesurée au TEGG d’EDF à l’aide d’une méthode interne par séchage à 20 °C, 50 %HR. Ce type d’approche présente l’avantage de discriminer la perméabilité à l’eau des bétons à haute performance, ce qui est difficile à réaliser avec les perméamètres classiques. Une analyse graphique simplifiée a été proposée afin d’estimer la perméabilité à l’eau équivalente, basée sur des mesures de perte de masse pendant trois semaines seulement. Les conditions de l’essai sont détaillées dans [Maxime et Julien 2018]. Le protocole est décrit également dans [Mohaine et al. 2021].

3.4.4.2 Résultats

Les résultats sont présentés dans le Tableau 3.7. Les bétons PERFDUB38 et PERFDUB41 sont des bétons à très faible perméabilité. Les bétons VeRCoRs et CETU sont plus perméables. Les résultats sont cohérents avec les mesures de porosité accessible à l’eau. Les BHP ont une structure poreuse plus dense sous l’effet des additions : la fumée de silice et le métakaolin.

Tableau 3.7 – Perméabilité à l’eau liquide des bétons étudiés

Béton	Perméabilité à l’eau [m ²]
PERFDUB38	$< 10^{-20}$
PERDUB41	$< 10^{-20}$
VeRCoRs	$10^{-20} \leq k \leq 10^{-19}$
CETU	$10^{-19} \leq k \leq 10^{-18}$

3.5 Synthèse

La qualité des bétons fabriqués a été vérifiée et est conforme aux données de références à disposition. La variabilité du matériau est négligeable d'après la comparaison des résultats des différentes campagne de production. Les bétons choisis couvrent les deux familles principales de béton, les BHP et les BO. Néanmoins, au sein d'une même famille les bétons semblent avoir des comportements plus au moins différents notamment l'évolution de la résistance en compression dans les deux BHP, le module d'élasticité et la porosité pour les BO. La résistance en compression augmente au cours du temps jusqu'à 2 ans environ pour une cure humide. Le mode de conditionnement joue donc un rôle important dans l'évolution des propriétés des bétons.

Les corps d'épreuve fabriqués ont permis de réaliser une campagne expérimentale de caractérisation de la cinétique de séchage des bétons et une campagne expérimentale de caractérisation du comportement au feu. Dans le chapitre suivant, la caractérisation du séchage des 4 bétons est présentés.

PARTIE 2
COMPORTEMENT HYDRIQUE DES
BÉTONS

CHAPITRE 4

ÉTUDE EXPERIMENTALE DE LA CINÉTIQUE DE SÉCHAGE DES BETONS

Sommaire

4	Étude expérimentale de la cinétique de séchage des bétons	86
4.1	Programme expérimental et conditions de séchage	86
4.1.1	Présentation du programme	86
4.1.2	Conditions de séchage.....	87
4.2	Isotherme de désorption	88
4.2.1	Protocole expérimental	88
4.2.2	Critère de stabilisation	90
4.2.3	Discussion	98
4.3	Perte en masse	106
4.3.1	Programme et protocole	106
4.3.2	Résultats et discussion	107
4.3.3	Microfissuration et carbonatation	111
4.4	Teneur en eau des bétons	116
4.4.1	Mesure expérimentale	116
4.4.2	Teneur en eau initiale des bétons	117
4.4.3	Variabilité de la mesure	118
4.4.4	Estimation de la teneur en eau initiale à partir de la porosité et de la composition des bétons et comparaison avec le résultat expérimental	118
4.5	Synthèse	121

4 Étude expérimentale de la cinétique de séchage des bétons

La caractérisation expérimentale du séchage est cruciale et est réalisée sous deux modes de conditionnement, décrits ci-après. L'objectif est d'évaluer le comportement hydrique sous (i) la température correspondant aux conditions de stockage normalisées préconisées pour les essais au feu et (ii) sous une température plus élevée, modérée, i.e. celle choisie pour le protocole de séchage accéléré. La caractérisation du séchage des bétons constitue une base de données d'entrée pour la modélisation des profils hydriques. Elle présente également un moyen de validation et de vérification. Dans ce qui suit, la campagne expérimentale réalisée afin d'obtenir les données nécessaires pour la modélisation numérique est présentée et les résultats sont discutés.

4.1 Programme expérimental et conditions de séchage

4.1.1 Présentation du programme

Le Tableau 4.1 présente un récapitulatif des essais nécessaires pour la modélisation du séchage (isotherme de désorption et perte en masse), avec la géométrie des éprouvettes, leur nombre et le mode de séchage. Dans ce chapitre, le protocole expérimental et les résultats obtenus seront discutés.

Tableau 4.1 – Bilan des essais de caractérisation de la cinétique de séchage par béton

Essais	Géométrie éprouvette	Nombre d'éprouvettes	Conditions de séchage
Isotherme de désorption	Ø 110 x 5 mm (découpés dans Ø 110 x 100 mm)	7	23 °C, 50 %HR
	Ø 110 x 5 mm (découpés dans Ø 110 x 100 mm)	6	40 °C, 65 %HR
Perte en masse	Ø 110 x 100 mm	3	23 °C, 50 %HR
	Ø 110 x 100 mm	3	40 °C, 65 %HR
Teneur en eau	Ø 150 x 25 mm (découpés dans Ø 150 x 300 mm)	4	7 jours de conservation en condition endogène

4.1.2 Conditions de séchage

Deux modes de séchage sont évalués : le séchage en conditions normalisées des essais feu et le séchage à température modérée qui correspond à la température retenue pour le séchage accéléré. L'accélération du séchage à travers l'augmentation de la température a été utilisée dans plusieurs applications comme il a été présenté dans le Chapitre 2. C'est une méthode qui est facilement reproductible en laboratoire universitaire et/ou en milieu industriel. En outre, pour conserver l'aspect représentatif du séchage accéléré, il convenait de rester sur des températures modérées. L'objectif est d'accélérer le séchage sans apporter de modifications dans la microstructure. La température retenue est de 40 °C, choisie selon l'étude bibliographique des effets de la température et est inférieure à la température du protocole de la carbonatation accéléré. L'objectif de ce choix est limité au maximum toute altération de la microstructure et/ou du comportement des bétons. Une fois la température définie, l'humidité relative à imposer (valeur aux limites) est choisie selon l'isotherme de désorption. Le critère et la méthode de choix sont détaillés ci-après.

Une première phase de simulation du séchage a été réalisée sur le béton VeRCoRs car c'est le béton pour lequel les données de séchage (l'isotherme de désorption et la perte en masse pour les deux températures 20 °C et 40 °C) sont disponibles suite à des caractérisations préalables réalisées sur ce béton [Charpin et al. 2018; Charpin et al. 2021]. Elle nous a permis, en premier lieu, de déterminer l'humidité relative optimale à 40 °C pour un séchage représentatif. Ce dernier permettrait d'atteindre un état hydrique représentatif de l'état qu'aurait le matériau dans le cas d'un séchage normalisé. Et en deuxième lieu, de mettre en place un premier protocole de séchage accéléré représentatif d'un séchage en conditions normalisées de 3 mois. L'étude numérique préliminaire réalisée sur le béton VeRCoRs est plus tard utilisée pour modéliser le séchage dans les 4 bétons en se basant sur les résultats expérimentaux obtenus. L'étude numérique est présentée dans le chapitre 5.

Le principe de détermination de l'humidité relative à 40 °C pour garantir un séchage représentatif est basé sur les courbes d'isotherme de désorption : à la température T_1 du séchage en conditions normalisées et à la température T_2 définie pour le séchage accéléré. Il consiste à choisir l'humidité relative permettant d'obtenir, à 40 °C, la même teneur en eau (TE) à l'équilibre que celle à 23 °C, 50 %HR environ. La Figure 4.1 présente un exemple de détermination de l'humidité relative pour le béton VeRCoRs. Donc, selon les courbes d'isotherme, pour atteindre le même état d'équilibre qu'à 23 °C, 50 %HR, il faut appliquer à 40 °C une humidité relative de 65 %HR. Finalement, les deux modes de séchage étudiés, sur les 4 bétons, sont :

- 23 °C, 50 %HR qui correspond au conditionnement normalisé lors des essais au feu, et
- 40 °C, 65 %HR qui correspond au séchage accéléré.

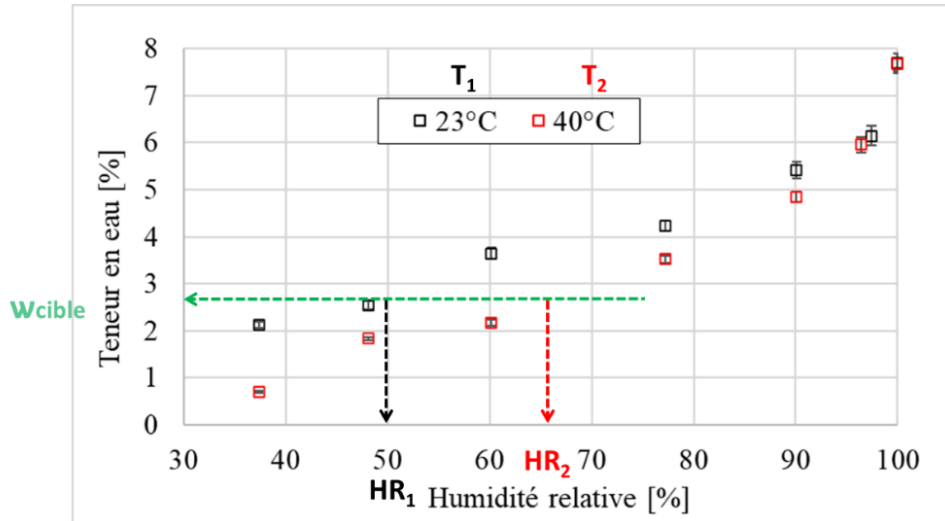


Figure 4.1 – Détermination de l’humidité relative HR_2 optimale à 40 °C pour obtenir un état d’équilibre représentatif d’un séchage à 23 °C

4.2 Isotherme de désorption

La courbe d’isotherme de désorption est nécessaire pour la modélisation du séchage et le choix de l’humidité relative à appliquer à 40 °C. Elle permet de quantifier la quantité d’eau évaporable, calculée à l’équilibre, dans un matériau soumis à une température donnée pour différents paliers d’humidité relative. Cet essai est très lent et peut durer plusieurs mois voire plusieurs années si la taille de l’échantillon est grande (environ une dizaine de centimètres). La taille dépend du matériau et correspond au volume élémentaire représentatif. La désorption dépend sensiblement de la température (Chapitre 2).

4.2.1 Protocole expérimental

Il existe deux méthodes pour la mesure d’isotherme de désorption. Une méthode statique, qui consiste à réaliser un suivi pondéral à température donnée d’un échantillon placé dans un milieu étanche où l’humidité relative est contrôlée par des solutions salines saturées. La désorption a lieu avec la diminution séquentielle d’humidité relative [Baroghel-Bouny et al. 1999b; ISO-12571 2013]. Cette méthode est fiable pour une large gamme de matériau et est facilement reproductible. Cependant, elle est très lente parce qu’elle suppose l’atteinte de l’équilibre avant de passer au palier suivant. Le séchage, initialement rapide, devient de plus en plus lent avec la désaturation du matériau. Selon les recommandations de l’ISO-12571 2013 (norme internationale intitulée Performance hygrothermique des matériaux et produits pour le bâtiment - Détermination des propriétés de sorption hygroscopique), les dimensions de l’échantillon doivent être aux moins égales à $2,5 D_{max}$ (où D_{max} est le diamètre du plus gros granulat) ce qui retarde davantage l’atteinte de l’équilibre. Pour accélérer la désorption, certains travaux proposent de réduire la taille de l’échantillon [Baroghel-Bouny 2007b; Wu et al. 2015].

Il existe une méthode accélérée pour la mesure d’isotherme en utilisant la DVS (Dynamic Vapor Sorption). L’échantillon est réduit en poudre (quelques grammes seulement) et subit un flux de vapeur. En parallèle, un suivi pondéral est réalisé à intervalle régulier jusqu’à stabilisation. A l’équilibre, un nouveau flux de vapeur est appliqué pour

passer au palier suivant d'humidité relative. Cette méthode permet d'accélérer significativement la désorption. Cependant, elle comporte quelques limitations qui pénalisent la précision de la mesure. En l'occurrence, la taille réduite de l'échantillon peut causer un problème de représentativité et peut favoriser la carbonatation durant l'essai [Poyet et al. 2016; Garbalińska et al. 2017].

Pour nos essais, la méthode statique est retenue. Selon la norme, la taille du VER pour les bétons étudiés est de l'ordre d'une dizaine de centimètres dans chaque direction. Ceci implique une durée d'essai très longue par rapport à la durée totale de la thèse. Toutefois, les travaux réalisés par [Baroghel-Bouny 2007b; Wu et al. 2015] montrent l'intérêt de travailler sur des échantillons de faible épaisseur. En effet, il suffit de respecter la taille du VER dans 2 directions et réduire l'épaisseur tout en multipliant le nombre d'échantillons par béton. Cette méthode permet un gain important en temps et est adoptée dans nos travaux. Cependant, la diminution excessive de l'épaisseur risque de favoriser la carbonatation. Wu et al. ont étudié la variabilité de l'isotherme de désorption pour différentes épaisseurs d'échantillon et proposent que le volume total des échantillons soit au moins égal à $7 D_{max}^3$ (Tableau 4.3) [Wu 2014 ; Wu et al. 2015].

L'essai est réalisé, dans notre étude, sur des cylindres $\varnothing 110 \text{ mm} \times 5 \text{ mm} \pm 2,0 \text{ mm}$ à $23 \text{ }^\circ\text{C}$ et à $40 \text{ }^\circ\text{C}$ avec un nombre d'échantillons supérieur ou égal 3. Le VER minimal est vérifié. Les découpes sont réalisées sur des échantillons $\varnothing 110 \times 100 \text{ mm}$ conservés en condition endogène durant 120 jours. Les disques découpés sont conservés dans l'eau à « pH basique » et à température ambiante pendant 60 jours. L'objectif est de garantir un état d'hydratation ultime représentatif d'une structure en état de service et de démarrer l'essai à partir d'un état de référence saturé. L'état de référence sec est un séchage à $60 \text{ }^\circ\text{C}$ jusqu'à stabilisation. Le séchage à $105 \text{ }^\circ\text{C}$ est évité pour ne pas surestimer les teneurs en eau par microfissuration. La méthode choisie est la méthode des solutions salines saturées dans des dessiccateurs étanches (cf. Figure 4.2). Les plages d'humidité relative sont inspirées des travaux de [Baroghel-Bouny 2007b] et sont présentées dans le Tableau 4.2. Nous nous sommes limités à l'intervalle allant de 30 %HR à 99 %HR seulement pour réduire la durée de l'essai. Les dessiccateurs sont placés dans une salle climatique pour la mesure d'isotherme à $23 \text{ }^\circ\text{C}$. Ils sont placés dans une enceinte climatique pour la mesure à $40 \text{ }^\circ\text{C}$. La température et l'humidité relative sont enregistrées et contrôlées le long de l'essai. Un suivi pondéral est réalisé jusqu'à atteindre 95 %HR de la valeur à l'équilibre. Celle-ci est déterminée par extrapolation des premières mesures de perte en masse par modélisation des transferts. La méthode est décrite, ci-après.



Figure 4.2 – Essai d'isotherme de désorption sur des tranches de $5 \text{ mm} \pm 2 \text{ mm}$ d'épaisseur – méthode de la solution saline saturée

Tableau 4.2 – Solutions salines saturée utilisées

Solution saline saturée	HR à 23 °C [%]	HR à 40 °C [%]
Sulfate de potassium	97,4	95,9
Chlorure de baryum	90,4	89,5
Chlorure de sodium	75,4	74,7
Nitrate d'ammonium	63,2	60,2
Nitrate de magnésium	53,5	48,4
Chlorure de magnésium	32,9	31,6

Tableau 4.3 – Épaisseur totale et volume total des spécimens testés pour chaque béton

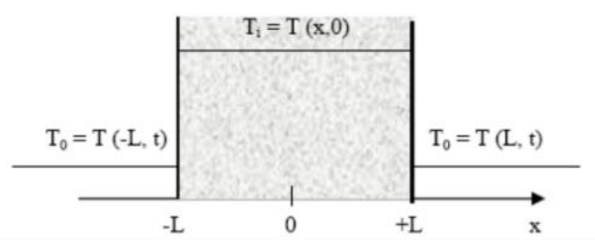
Béton	23 °C		40 °C		Taille min VER 7D _{max} ³ [mm ³]
	Épaisseur totale [mm]	Volume [mm ³]	Épaisseur totale [mm]	Volume [mm ³]	
PERFDUB38	17,9	17,1 10 ⁴	14,5	13,8 10 ⁴	9,7 10 ⁴
PERFDUB41	13,4	12,7 10 ⁴	20,1	19,1 10 ⁴	9,7 10 ⁴
VeRCoRs	16,8	15,9 10 ⁴	16,4	15,6 10 ⁴	2,9 10 ⁴
CETU	13,0	12,4 10 ⁴	16,4	15,6 10 ⁴	5,7 10 ⁴

4.2.2 Critère de stabilisation

4.2.2.1 Principe

Le passage d'un palier d'humidité relative à un autre dépend du critère d'arrêt choisi. La norme ISO 12571 préconise le critère suivant : « La masse stable est atteinte si la variation de masse entre 3 pesées consécutives séparées l'une de l'autre de 24 h au moins est inférieure à 0,1 % de la masse totale ». Ce critère est donné pour tout type de béton. Cependant, 0,1 % présente 4 à 5 % de la perte en masse à l'équilibre dans les BHP étudiés et de 2 à 3 % dans les BO pour des échantillons d'épaisseur 5 mm environ. La cinétique de séchage dépend du réseau poreux, de la distribution de taille de pores et de l'épaisseur de l'échantillon, etc. Généralement, l'évacuation de l'eau dans les BHP est plus lente que dans les BO. De ce fait, il n'est pas possible de garantir la stabilisation de la mesure tout en utilisant un même critère en valeur absolu. D'autres auteurs ont choisi un critère différent adapté au matériau étudié mais ne fournissent pas en contrepartie la justification de ce choix [Wu 2014]. Par ailleurs, le critère d'arrêt définit la durée totale de l'essai. Pour optimiser les résultats et la durée de l'essai, il était nécessaire de mettre en place une méthodologie permettant de définir le critère de stabilisation adapté pour chaque béton. L'équation de diffusion résolue en 1D (équation (4.1)) et dans le cas d'une diffusivité constante [Crank John 1956] permet d'extrapoler la courbe de perte en masse mesurée expérimentalement dans chaque palier d'humidité relative et d'estimer la valeur à l'équilibre et le temps nécessaire pour l'atteindre (cf. Figure 4.3) ($n = 500$). La prédiction dépend de la teneur en eau initiale, de l'épaisseur de l'échantillon, et du coefficient de diffusion. L'estimation de la perte en masse à l'équilibre est plus précise quand l'ordre de grandeur du coefficient de diffusion est connu.

$$T(x, t) = T_0 + 4 \frac{T_i - T_0}{\pi} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n}{(2n+1)} \exp\left(- (2n+1)^2 \frac{\pi^2}{4} \frac{a t}{L^2}\right) \cos\left(\frac{(2n+1)\pi x}{2L}\right) \quad (4.1)$$



T_i = teneur en eau initiale

T_0 = teneur en eau appliquée à l'extérieur

a = coefficient de diffusion

n = nbre d'éléments de la série

$L = \frac{1}{2}$ épaisseur

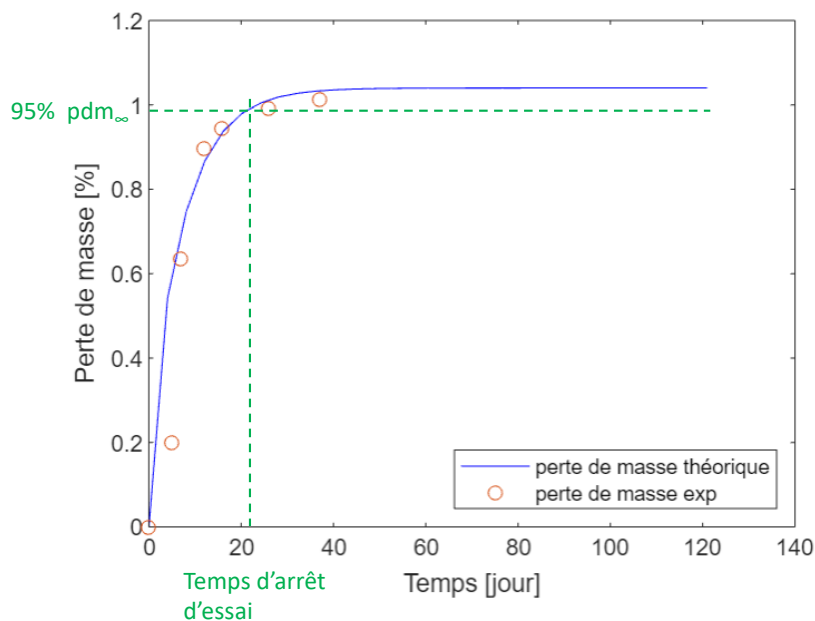


Figure 4.3 – Méthode d'estimation de l'équilibre hydrique pour chaque palier d'HR durant les essais d'isotherme. Exemple donné pour le béton CETU au palier 33 %HR

4.2.2.2 Choix du critère

Le raisonnement pour le choix du critère est basé sur la variation par rapport à la perte en masse estimée à l'équilibre et non pas sur la variation entre deux pesées séparées de 24 h comme proposé dans les recommandations de l'ISO 12571. Le critère peut alors être choisi quand la variation par rapport à la valeur estimée à l'infini est inférieure ou égale à 0,05 % en absolu. Selon le modèle, le niveau de variation souhaité est obtenu dans les 4 bétons à partir de 95 % de la perte en masse à l'équilibre. Le Tableau 4.4 montre l'écart en absolu avec la perte en masse à l'équilibre pour un arrêt à 98 % et à 95 % de la valeur

à l'infini (notée V_{inf}) et le temps de séchage correspondant dans chaque palier d'humidité relative. Les résultats présentés sont ceux obtenus pour les bétons PERFDUB41 et CETU, respectivement le béton le moins et le plus perméable. Les résultats obtenus pour les bétons PERFDUB38 et VeRCoRs sont consignés dans l'annexe 6. L'écart avec la perte en masse à l'équilibre à 98 % de V_{inf} représente 40 à 90 % de celui calculé à 95 % de V_{inf} . La durée de séchage est croissante avec la diminution de l'humidité relative, hormis le palier 75 %HR pour les deux températures 23 °C et 40 °C où la durée de séchage est la plus importante dans les 2 bétons. Un comportement similaire est observé dans les deux autres bétons. La durée de séchage ne suit pas un ordre bien défini ; or ce résultat est contre-intuitif étant donné qu'il est couramment admis que le séchage devient de plus en plus lent avec la désaturation du matériau.

Le Tableau 4.4 et le Tableau 4.5 montrent l'évolution de la durée totale par palier d'HR de l'essai dans les 4 bétons à 23°C et à 40 °C selon le critère d'arrêt. En passant d'un critère d'arrêt de 98 % V_{inf} à 95 % V_{inf} , la durée d'essai est réduite de 18 % à 25 %. Le critère d'arrêt retenu consiste donc à passer au palier d'HR suivant quand la perte en masse atteint 95 % V_{inf} . Toujours dans le même tableau, la durée totale de l'essai est globalement plus élevée pour les BHP que pour les BO. Ce résultat est cohérent avec les mesures de porosité des matériaux. La durée de l'essai est également plus élevée à 23 °C qu'à 40 °C. Par ailleurs, comme déjà observé dans le Tableau 4.6, l'accélération n'a pas lieu automatiquement dans tous les paliers d'HR. Elle varie en fonction de l'humidité relative et dépend du type de béton.

Tableau 4.4 – Ecart en absolu avec la perte en masse à l'équilibre si l'essai est arrêté à 98 % et à 95 % de la valeur à l'infini (notée V_{inf}) ainsi que le temps de séchage correspondant. Exemple sur un échantillon pour le béton PERFDUB41

PERFDUB41				
4 mm d'épaisseur 23 °C				
Palier d'HR 23 °C/40 °C	98 % de la valeur à l'infini (V_{inf})		95 % de la valeur à l'infini (V_{inf})	
	Ecart avec V_{inf} [%]	Temps de séchage [jours]	Ecart avec V_{inf} [%]	Temps de séchage [jours]
97,4	3,E-03	13	1,E-02	9
90,4	1,E-03	45	3,E-03	33
75,4	2,E-03	90	6,E-03	70
63,2	5,E-03	45	1,E-02	33
53,5	7,E-03	45	2,E-02	33
32,9	7,E-03	57	2,E-02	45
5,4 mm d'épaisseur 40 °C				
95,9	7,E-03	17	2,E-02	7,1
89,5	2,E-03	37	4,E-03	15,9
74,7	4,E-03	86	1,E-02	36
60,2	1,E-02	53	3,E-02	22,5
48,4	4,E-03	53	9,E-03	22,5
31,6	9,E-01	53	4,E-02	22,5

Tableau 4.5 – Ecart en absolu avec la perte en masse à l'équilibre si l'essai est arrêté à 98 % et à 95 % de la valeur à l'infini (notée V_{inf}) ainsi que le temps de séchage correspondant. Exemple sur un échantillon pour le béton CETU

CETU				
4,3 mm d'épaisseur 23 °C				
Palier d'HR 23 °C/40 °C	98 % de la valeur à l'infini (V_{inf})		95 % de la valeur à l'infini (V_{inf})	
	Ecart avec V_{inf} [%]	Temps de séchage [jours]	Ecart avec V_{inf} [%]	Temps de séchage [jours]
97,4	9,E-03	9	2,E-02	7
90,4	2,E-03	45	4,E-03	33
75,4	3,E-03	90	6,E-03	70
63,2	6,E-03	45	1,E-02	37
53,5	1,E-02	45	2,E-02	37
32,9	7,E-03	70	2,E-02	53
4,5 mm d'épaisseur 40 °C				
95,9	2,E-02	15	8,E-02	11
89,5	1,E-02	53	3,E-02	41
74,7	1,E-02	53	3,E-02	41
60,2	2,E-02	35	5,E-02	27
48,4	1,E-02	62	1,E-02	49
31,6	1,E-02	29	5,E-02	21

Tableau 4.6 – Durée totale d'essai en fonction du critère d'arrêt

Béton	Température	Durée totale d'essai si l'arrêt est à 98 % de V_{inf} [mois]	Durée totale d'essai si l'arrêt est à 95 % de V_{inf} [mois]	Gain du temps [%]
				$100 \frac{(temps_{98\%V_{inf}} - temps_{95\%V_{inf}})}{temps_{98\%V_{inf}}}$
PERFDUB38	23 °C	10,8	8,4	23
	40 °C	9,1	7,4	19
PERFDUB41	23 °C	9,8	7,6	22
	40 °C	9,5	7,2	24
VeRCoRs	23 °C	8,8	6,6	25
	40 °C	8,4	6,4	24
CETU	23 °C	9,9	7,8	21
	40 °C	8,1	6,2	24

Pour estimer le niveau d'accélération de la désorption entre 23 °C et 40 °C par palier d'humidité, la durée de séchage à 40 °C divisée par rapport à la durée de séchage à 23 °C est calculée dans les 4 bétons pour les différents paliers d'humidité relative. Le résultat est illustré dans la Figure 4.4. La variation du rapport des durées de séchage par palier d'HR est plus significative dans les bétons VeRCoRs et CETU en particulier à 53 % où le séchage à 40 °C est plus lent qu'à 23 °C. Par béton, selon ce modèle diffusif le séchage est accéléré à 40 °C dans les plages d'humidité suivantes :

- PERFDUB38 : $HR \leq 45 \%$ et $HR > 80 \%$;
- PERFDUB41 : $40 \% \leq HR < 75 \%$ et $HR > 93 \%$;
- VeRCoRs : $HR \leq 32 \%$ et $HR > 62 \%$;
- CETU : $HR \leq 42 \%$ et $40 \% \leq HR < 75 \%$.

L'objectif est d'évaluer la possibilité de mettre en place un seul protocole de séchage accéléré. La somme des variations permet de définir la plage d'humidité relative à laquelle la cinétique de séchage est préférentiellement impactée par la température dans les 4 bétons. L'humidité relative optimale pour l'accélération du séchage dans les 4 bétons appartient *a priori* aux intervalles suivants $HR \leq 40 \%$ et $60 \% \leq HR$.

Rappelons que l'analyse réalisée correspond à des bétons matures. Pour des bétons à jeune âge, il faut prendre en compte l'évolution de la microstructure et la compétition séchage/hydratation. Comme présenté dans le Chapitre 2, au jeune âge, la cinétique de séchage à température ambiante est plus importante du fait de la teneur en eau et de la porosité capillaire plus élevées. Une évaluation expérimentale à jeune âge est nécessaire pour appréhender la cinétique de séchage sous l'effet des sollicitations thermiques et hydriques.

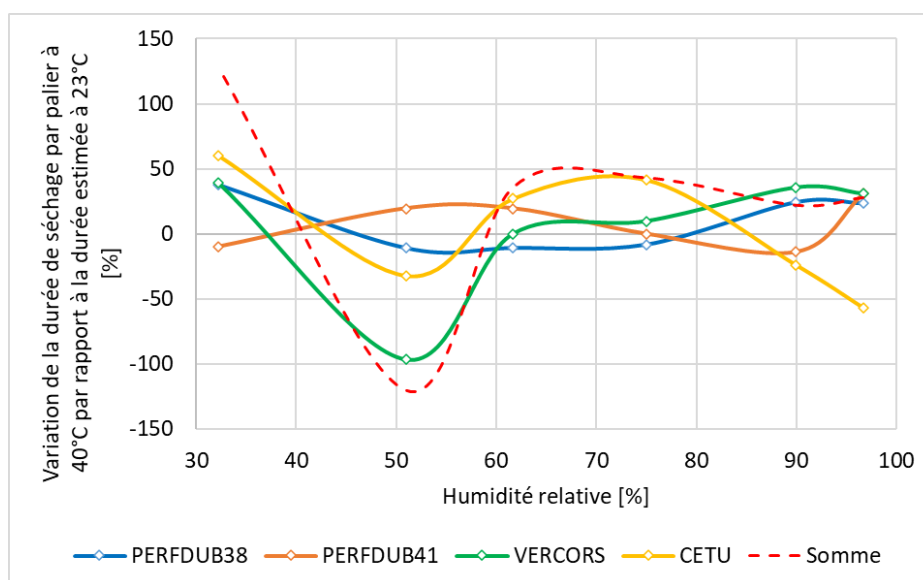


Figure 4.4 – Variation de la durée de séchage par palier d'HR à 40 °C par rapport à la durée estimée à 23 °C. Résultat pour le critère d'arrêt de 95 % de Vinf

4.2.2.3 Coefficient de diffusion équivalent

Le coefficient de diffusion est identifié par palier d'HR par modélisation de la perte en masse. La Figure 4.5 montre l'évolution du coefficient de diffusion en fonction de l'humidité relative et de la température. Il est présenté en valeur moyenne calculée à partir de 3 échantillons d'épaisseurs sensiblement identiques. Les barres d'erreur correspondent à l'écart-type standard lié à la variabilité de l'épaisseur. Quelle que soit la température, les courbes présentent une allure presque identique dans les 4 bétons : un coefficient de diffusion élevé à 97 %HR, il diminue ensuite et subit des variations moins significatives à savoir une légère ré-augmentation à 60 %. Celle-ci est plus marquée dans le béton CETU. Une deuxième ré-augmentation est constatée dans les bétons VerCoRs et CETU et un peu moins dans le béton PERFDUB41 à 40 °C à 33 %HR.

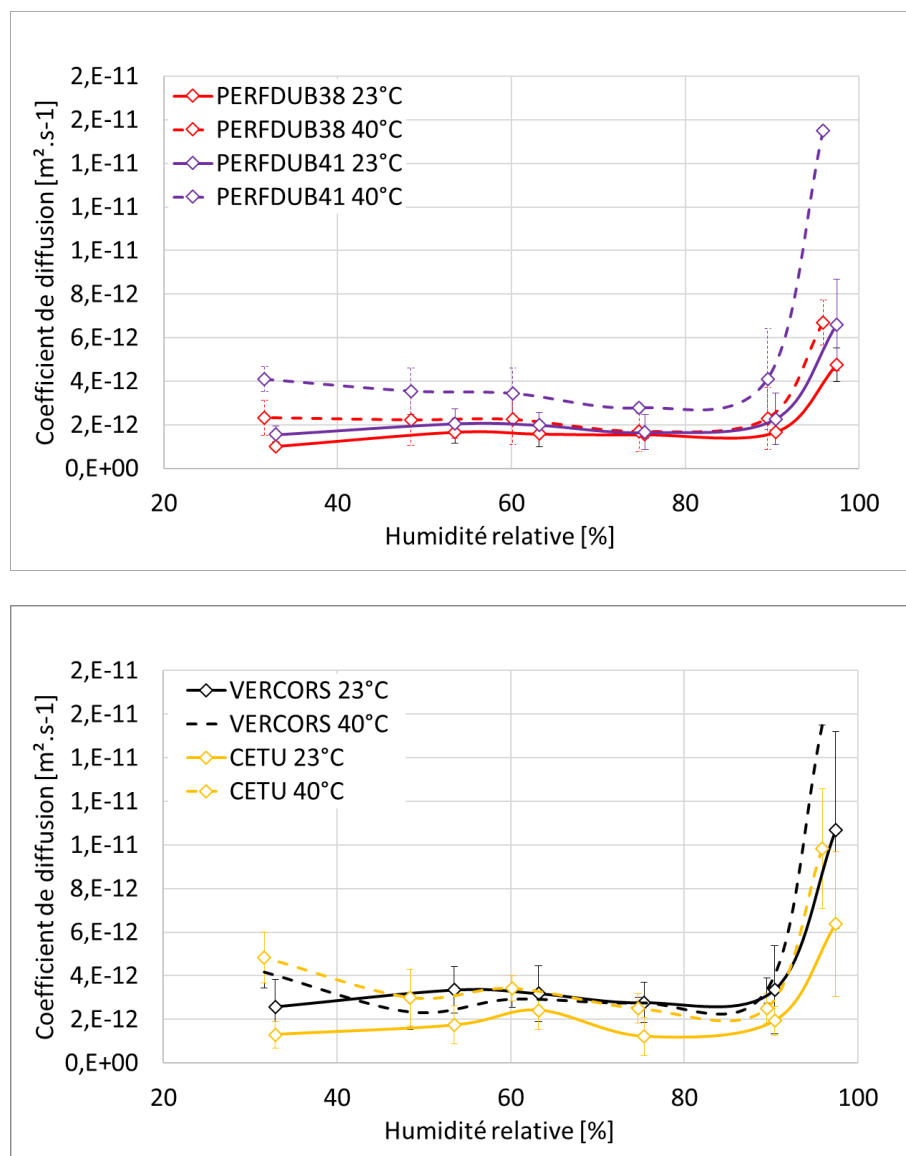


Figure 4.5 – Evolution du coefficient de diffusion équivalent identifié avec l'humidité relative à 23 °C et à 40 °C

Le coefficient de diffusion présente ici le coefficient de transfert équivalent qui regroupe les différents mécanismes de séchage. L'eau dans un matériau initialement saturé à forte humidité relative est évacuée des macro-pores principalement sous l'effet d'un gradient de pression par un mouvement darcéen. La diffusion de la vapeur d'eau est déclenchée aux humidités relatives intermédiaires lorsque la continuité de la phase liquide est rompue. A des faibles humidités, le séchage est gouverné par la diffusion de la vapeur d'eau (évacuation de l'eau des micropores) [Baroghel-Bouny 1994c; Thiery et al. 2007]. Le modèle ne permet pas de distinguer les différents mécanismes. Il permet néanmoins de suivre l'évolution du coefficient de transfert pour des humidités relatives différentes à 23 °C, et à 40 °C. Les valeurs très élevées au premier palier peuvent être expliquées par la perméation de l'eau liquide des macropores. La continuité de la phase liquide se brise rapidement d'où la diminution significative au palier suivant. Le modèle sous-estime vraisemblablement la perméation. La ré-augmentation à 60 %HR est expliquée par le déclenchement de la diffusion. La ré-augmentation est moins visible dans les bétons PERFDUB38 et PERFDUB41. En outre, les transferts sont majoritairement gouvernés par la perméation dans les BHP.

L'effet de la température est significatif au premier et au dernier palier d'HR dans les 4 bétons. Quantitativement parlant, en passant de 23 °C à 40 °C, le coefficient de diffusion a augmenté à 97 %HR d'un facteur 1,4 pour le béton PERFDUB38, 2,4 pour le béton PERDUB41, 1,5 pour le béton VeRCoRs et 1,5 pour le béton CETU. A 33 %HR, ce facteur est égal à 2,3 ; 2,4 ; 1,6 et 3,2 respectivement.

A 23 °C, le coefficient de transfert maximal ($1,1E-11$) est observé dans le béton VeRCoRs, suivi du béton PERFDUB41, ensuite du béton CETU et enfin du béton PERFDUB38. A 40 °C, ce coefficient est maximal dans le béton PERFDUB41 ($1,6E-11$), suivi du béton CETU, VeRCoRs et la valeur minimale dans le béton PERFDUB38. Le béton PERFDUB41 contenant du métakaolin est le moins perméable. L'augmentation des transferts est liée probablement à la microfissuration à la découpe des échantillons et/ou sous l'effet des contraintes thermomécaniques et hydromécaniques. Les effets des sollicitations thermohydrriques sont investiguées qualitativement à la fin de l'essai de perte en masse présenté ci-après.

Le coefficient de transfert varie en fonction de l'épaisseur de l'échantillon ce qui explique les barres d'erreur plus ou moins marquées. En effet, le béton est un matériau hétérogène qui comporte inévitablement une variabilité matériau. Celle-ci additionnée au biais induit par la découpe engendre une variation dans le coefficient de diffusion en fonction de l'épaisseur. Elle est illustrée dans les Figure 4.6, Figure 4.7, Figure 4.8 et Figure 4.9 par palier d'HR dans les 4 bétons à 23 °C et à 40 °C. le coefficient de transfert augmente globalement avec l'épaisseur de l'échantillon notamment pour le premier palier. La variation est significative dans les cas suivants : bétons PERFDUB38 à 40 °C, PERFDUB41 à 23 °C, VeRCoRs à 23 °C et CETU à 23 °C et 40 °C. Une épaisseur plus importante suppose une teneur en eau plus importante, une fraction volumique de granulats plus élevée (et donc de Zone de Transition Interfaciale) et moins de microfissurations induites par la découpe. Elle suppose en contrepartie une évacuation plus lente notamment dans les BHP.

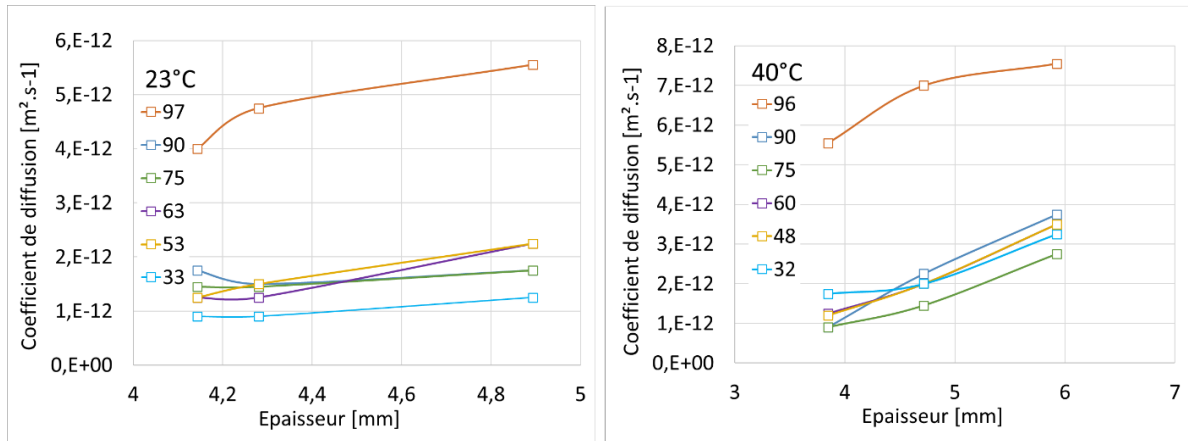


Figure 4.6 – Evolution du coefficient de diffusion dans le béton PERFDUB38 avec l'épaisseur par palier d'humidité relative à 23 °C et à 40 °C

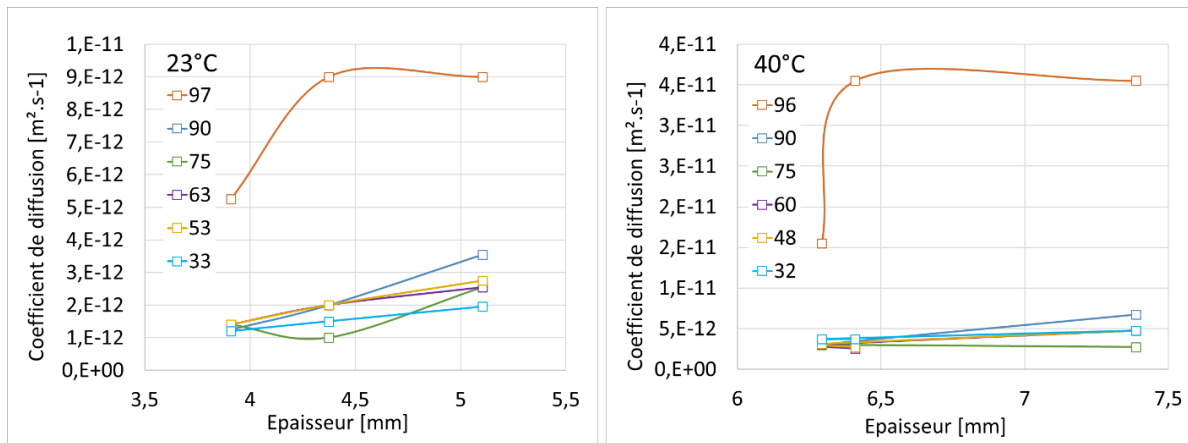


Figure 4.7 – Evolution du coefficient de diffusion dans le béton PERFDUB41 avec l'épaisseur par palier d'humidité relative à 23 °C et à 40 °C

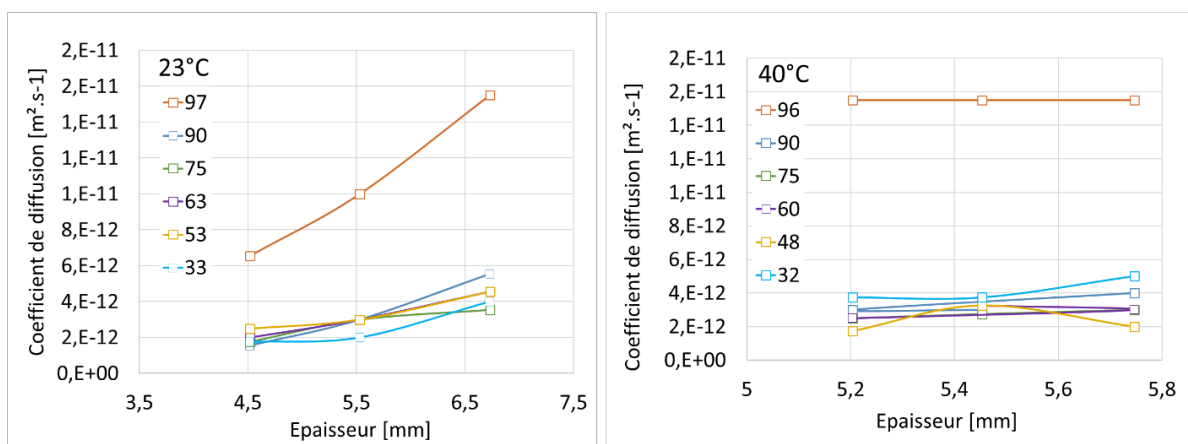


Figure 4.8 – Evolution du coefficient de diffusion dans le béton VeRCoRs avec l'épaisseur par palier d'humidité relative à 23 °C et à 40 °C

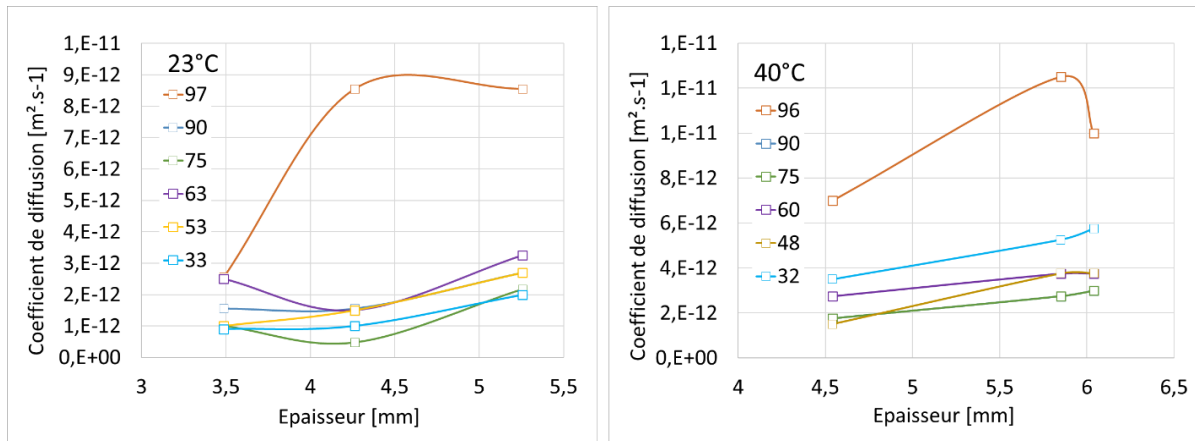


Figure 4.9 – Evolution du coefficient de diffusion dans le béton CETU avec l'épaisseur par palier d'humidité relative à 23 °C et à 40 °C

4.2.3 Discussion

4.2.3.1 Cinétique de perte en masse

Les Figure 4.10 - 4.13 présentent les résultats de la variation relative de masse mesurée durant l'essai d'isotherme de désorption dans tous les échantillons. Le passage d'un palier à l'autre est effectué lorsque le critère d'arrêt est atteint dans les 4 bétons. Les durées indiquées sur les courbes sont les mêmes et correspondent aux durées d'atteinte du critère dans les bétons PERFDUB. La méthode de détermination du critère d'arrêt a été développée en même temps que le palier 75 % ce qui explique cette durée de séchage plus longue. 6 paliers d'humidité relative ont été étudiés pour optimiser la durée de séchage. La masse sèche est obtenue en séchant à 60 °C et à humidité relative qui varie de 10 %HR à 5 %HR.

Généralement, à forte humidité relative ($90 \% \leq HR \leq 100 \%$), seule la phase liquide est mise en jeu. Les coefficients de transfert en liquide étant beaucoup plus élevés qu'en phase gazeuse, l'atteinte d'équilibre est très rapide quel que soit le type de béton. Pour les humidités relatives intermédiaires, des transferts concomitants en phase liquide et vapeur ont lieu. Le mouvement darcéen est donc ralenti par l'interruption de la continuité de la phase liquide dans le réseau poreux et à la fois gêné par le mouvement de vapeur. L'atteinte d'équilibre est donc plus lente. La désorption est d'autant plus lente que le béton est moins perméable. Les bétons PERFDUB38 et PERFDUB41 contiennent respectivement de la fumée de silice et du métakaolin. La durée de préconditionnement en endogène est suffisamment longue pour avancer l'hydratation et les réactions pouzzolaniques. Les bétons sont donc caractérisés par une microstructure dense et peu perméable par rapport au béton VeRCoRs et CETU. A une même température, les pertes en masse à l'équilibre sont cohérentes avec le rapport E/C et le niveau de porosité des bétons. Les pertes en masse évoluent selon l'ordre suivant : PERFDUB41 < PERFDUB38 < VeRCoRs < CETU (en termes de cinétique).

La variabilité constatée entre les échantillons à une même température varie en fonction de l'humidité relative et dépend du type de béton. En effet, la variabilité augmente plus ou moins avec la diminution de l'humidité relative. La chute de l'humidité relative peut engendrer des microfissurations par des contraintes hydromécaniques.

L'écart maximal en absolu est égal à $\pm 0,25$ % dans les bétons PERFDUB et est égal à $\pm 0,6$ % dans le béton VeRCoRs et une variation plus faible dans le béton CETU de $\pm 0,2$ %. La variabilité peut être liée également au sciage des échantillons. La variabilité du matériau hétérogène en soi y contribue également ainsi que l'épaisseur de l'échantillon mais leur impact reste probablement négligeable. En l'occurrence, la variabilité observée dans les bétons PERFDUB est plus faible même s'ils contiennent des granulats de plus grande taille et sont plus susceptibles à la ségrégation. Ceci est liée vraisemblablement à leur plus grande résistance mécanique. Ils sont donc moins endommageables par sciage.

Sous l'effet de la température, la perte en masse augmente de façon non homogène en fonction de l'humidité relative et du type de béton. De manière générale, l'équilibre à 40 °C est déplacé vers des valeurs plus élevées par palier d'humidité par rapport à 23 °C. Une augmentation considérable est notée dans le béton PERFDUB38, suivi des bétons VeRCoRs et CETU. L'effet de la température est peu marqué dans le béton PERFDUB41. Ceci peut être accordé à l'épaisseur des échantillons qui est différente entre les deux températures. L'épaisseur moyenne par béton et par température est égale à :

- PERFDUB38 : 4,5 mm à 23 °C et 4,8 mm à 40 °C ;
- PERFDUB41 : 4,5 mm à 23 °C et 6,7 mm à 40 °C ;
- VeRCoRs : 5,6 mm à 23 °C et 5,5 mm à 40 °C ;
- CETU : 4,3 mm à 23 °C et 5,5 mm à 40 °C ;

L'écart le plus élevé est dans le béton PERFDUB41. L'accélération sous l'effet de la température est donc masquée à cause de l'épaisseur plus élevée. Le tracé de la perte en masse en fonction de la racine carrée du temps divisée par le rayon équivalent permet de visualiser l'accélération du séchage indépendamment de l'épaisseur.

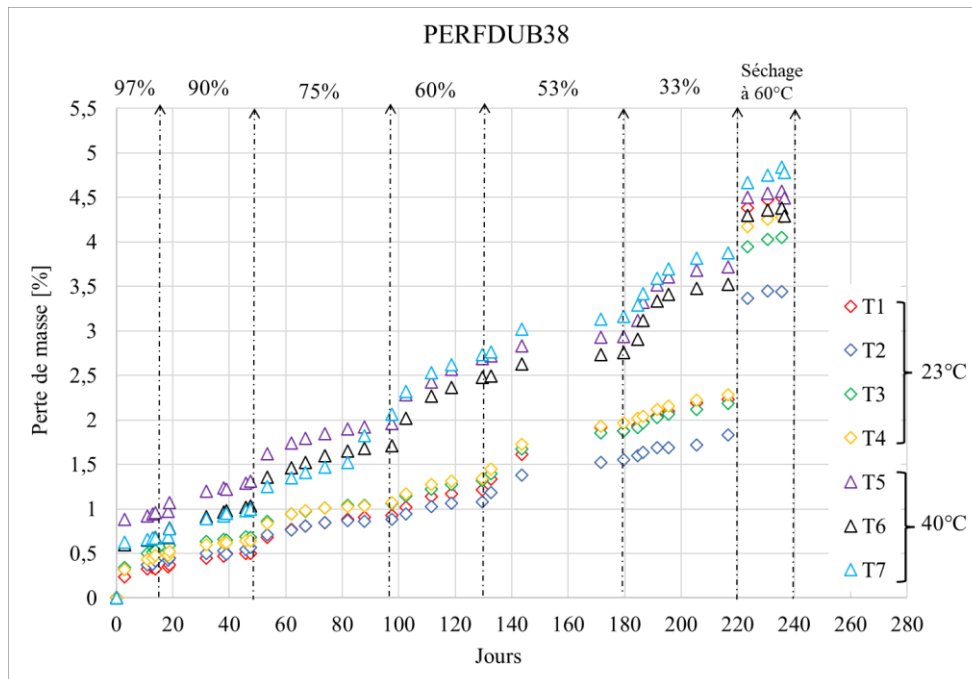


Figure 4.10 – Perte en masse dans le béton PERFDUB38 par palier d'humidité relative lors de l'essai d'isotherme de désorption. Ti correspondent aux tranches de bétons testées

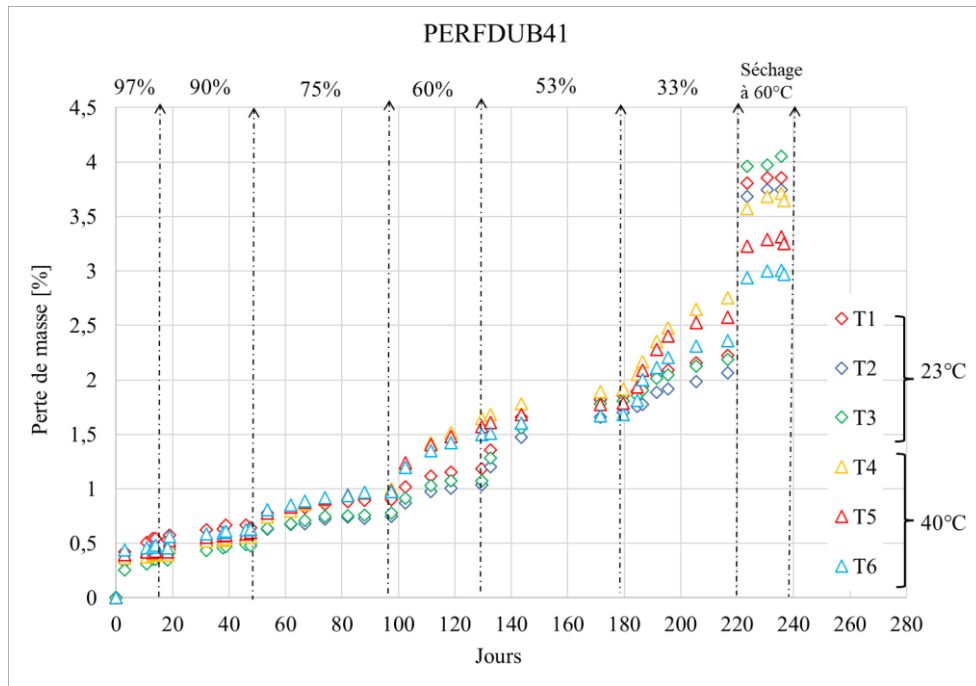


Figure 4.11 – Perte en masse dans le béton PERFDUB41 par palier d’humidité relative lors de l’essai d’isotherme de désorption. T_i correspond à la référence de l’échantillon

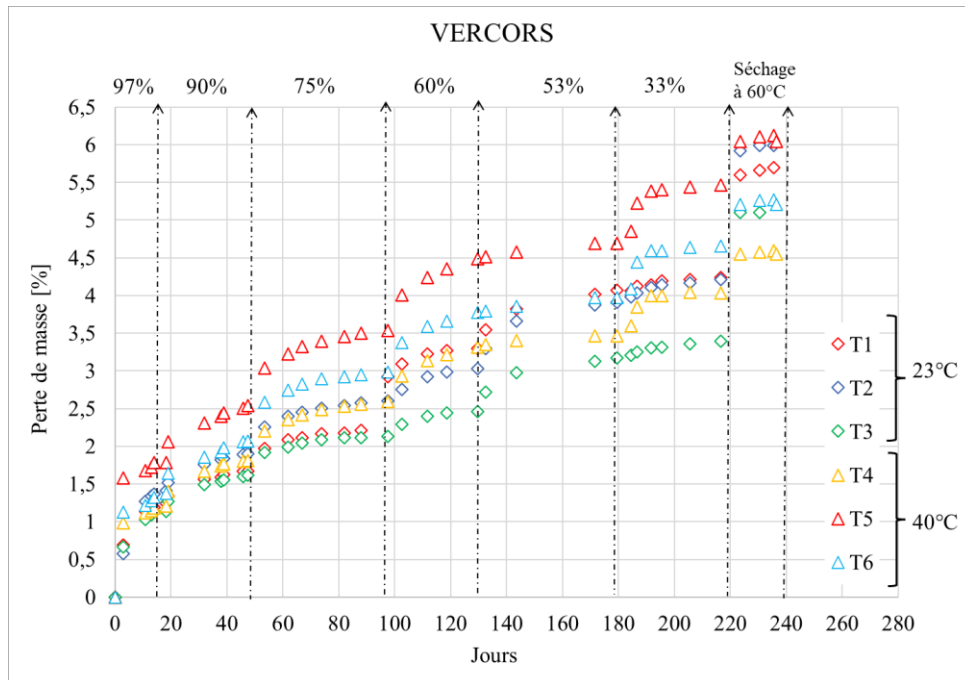


Figure 4.12 – Perte en masse dans le béton VeRCoRs par palier d’humidité relative lors de l’essai d’isotherme de désorption. T_i correspond à la référence de l’échantillon

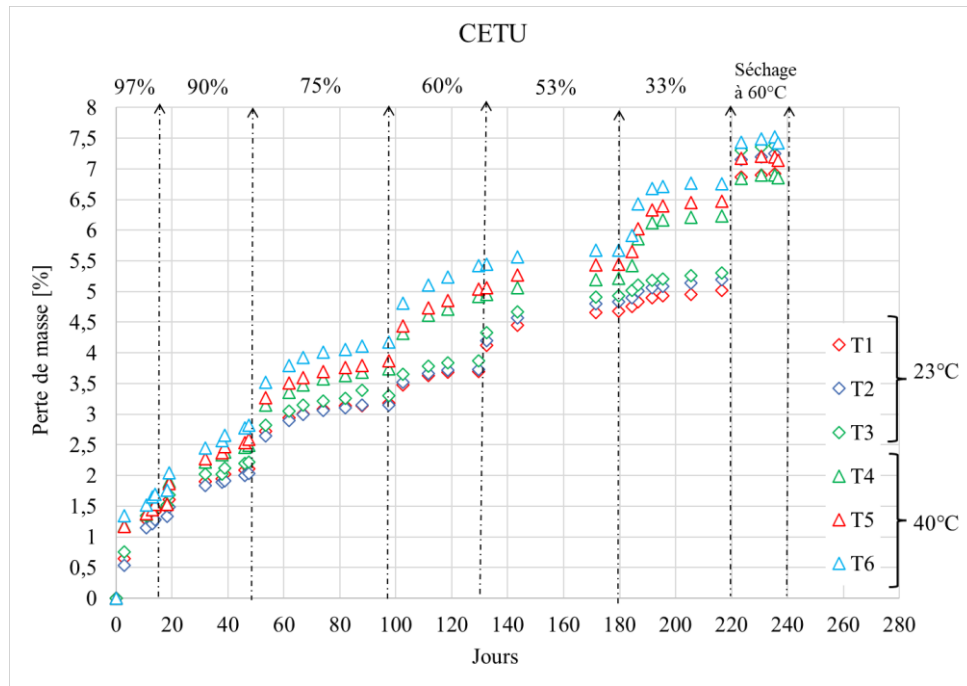


Figure 4.13 – Perte en masse dans le béton CETU par palier d’humidité relative lors de l’essai d’isotherme de désorption. T_i correspond à la référence de l’échantillon

L’augmentation de la perte en masse sous l’effet de la température est maximale à forte humidité relative $> 90\% \text{ HR}$, à $60\% \text{ HR}$ et à $33\% \text{ HR}$ (Figure 4.16). Elle est minimale à $53\% \text{ HR}$. Aux fortes et faibles humidités, la température favorise les transferts principalement par la modification des propriétés physiques (viscosité, masse volumique et pression de vapeur saturante) du fluide. Autrement dit, l’accélération (cinétique de perte en masse) est maximale lorsque le fluide existe en phase liquide (capillaire) exclusivement ou lorsque le système est purement diffusif. Aux humidités intermédiaires, le système est biphasique et il y a concomitance entre la perméation de l’eau liquide et la diffusion de la vapeur d’eau : un mécanisme qui s’oppose à l’avancement de l’autre.

La cinétique de séchage est ralentie ainsi et l’effet de la température est moins marqué. Cette constatation est en cohérence avec les résultats des courbes d’isotherme à 20 °C , 50 °C et à 80 °C réalisé par [Drouet et al. 2019]. A $60\% \text{ HR}$ à 40 °C , l’augmentation observée pour la perte en masse relative est liée probablement au point d’amorçage de la condensation capillaire à 23 °C . Ce phénomène est localisé a priori au voisinage de $60\% \text{ HR}$. Les transferts sont de nouveau gouvernés par un mouvement darcéen d’où la perte en masse importante. Cette observation corrobore les observations de [Drouet et al. 2019] qui trouvent que dans des pâtes de ciment avec du CEM I, le point d’amorçage de la condensation capillaire se situe au voisinage de $55\% \text{ HR}$ à 20 °C . Selon l’auteur, la condensation capillaire survient plus pour des fortes humidités relatives quand la température augmente.

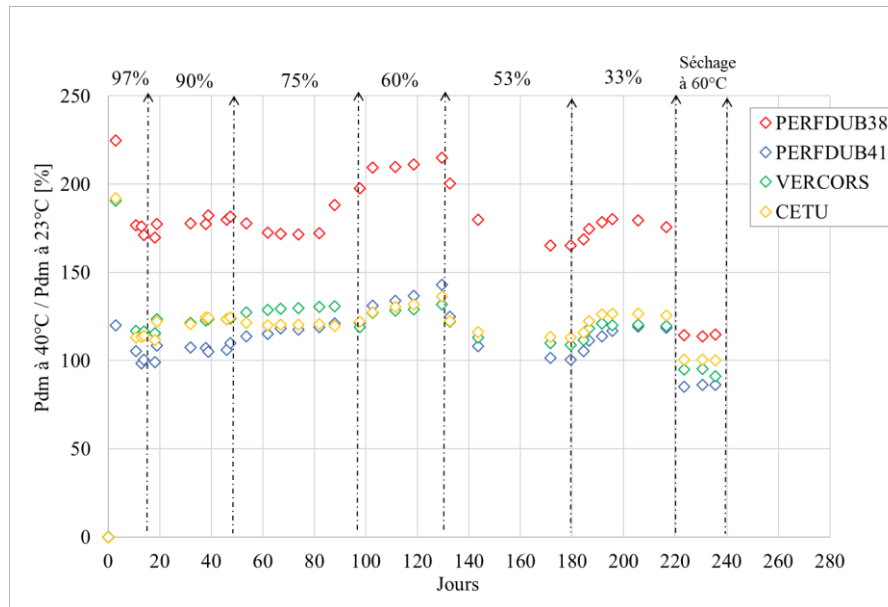


Figure 4.14 – Variation de la perte en masse à 40 °C par rapport à celle obtenue à 23 °C dans les 4 bétons par palier d'HR

4.2.3.2 Isotherme de désorption

La Figure 4.15 et la Figure 4.16 présentent les courbes d'isotherme de désorption dans les 4 bétons à 23 °C et à 40 °C. L'allure globale des courbes d'isotherme de désorption dans les 4 bétons est représentative d'une courbe isotherme de type VI, caractéristique des solides mésoporeux ($0,002 \mu\text{m} < \text{diamètre des pores} < 0,05 \mu\text{m}$) selon la classification de l'IUPAC. Si l'allure globale est similaire, les bétons PERFDUB 38 et 41 et les bétons VeRCoRs et CETU présentent deux à deux un comportement identique quelle que soit la température de séchage. Une plus forte désaturation est constatée dans les bétons VeRCoRs et CETU pour $\text{HR} \geq 90 \text{ \%HR}$. En effet, ce sont des bétons à plus fort rapport E/C et qui ont une porosité capillaire plus élevée. La présence de pouzzolane dans les bétons PERFDUB (fumée de silice et métakaolin) densifie la microstructure par son effet filler et par la formation d'hydrates plus denses.

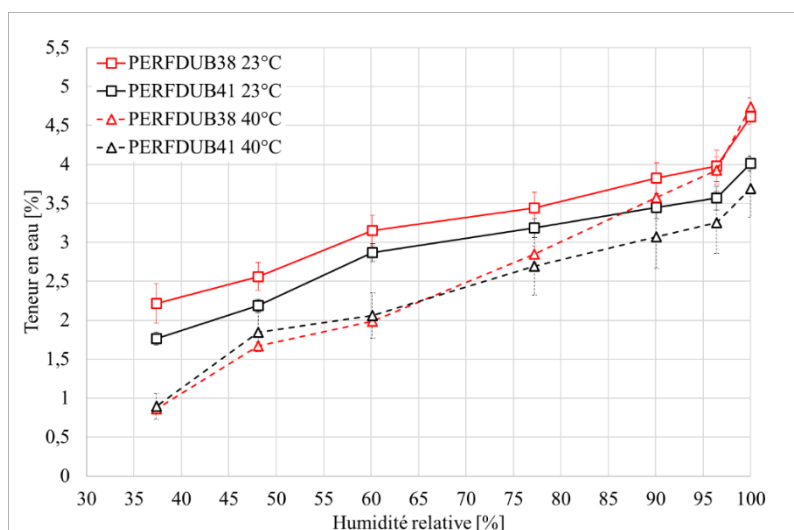


Figure 4.15 – Isotherme de désorption mesuré à 23 °C et à 40 °C dans les BHP

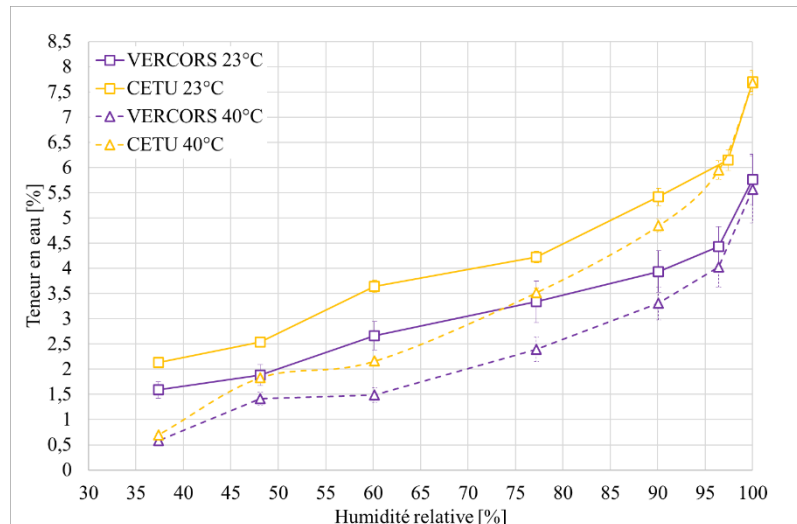


Figure 4.16 – Isotherme de désorption mesuré à 23 °C et à 40 °C dans les BO

- Isotherme de désorption à 23 °C :

La désorption est quasi-linéaire (si le point de saturation à 100 %HR n'est pas pris en compte) avec une légère augmentation à 60 %HR qui correspond probablement au point de condensation capillaire. Le degré de saturation est cohérent avec les propriétés de transfert mesurées. La cinétique de désaturation selon la pente observée suit l'ordre suivant : CETU, VeRCoRs, PERFDUB38 puis PERFDUB41. La pente pour les deux derniers bétons est très proche.

- Isotherme de désorption à 40 °C :

Sous l'effet de la température, quel que soit le type de béton, l'isotherme est déviée vers des teneurs en eau plus faibles pour une même humidité relative. De fait, la température génère une modification des propriétés physiques des fluides et favorise la désorption selon le principe de Le Chatelier [Powers et al. 1954; Poyet and Charles 2009; Brue 2009; Drouet 2010]. A 100 % de saturation, la teneur en eau massique est décalée vers des valeurs plus faibles à 40 °C sauf pour le béton PERFDUB38. Cet écart regroupe l'effet de la variabilité du matériau et le déplacement de l'équilibre thermodynamique entre la vapeur d'eau et l'eau adsorbée en favorisant la désorption sous l'effet de la température comme évoqué par [Drouet 2010]. La variabilité du matériau ne conduit pas vraisemblablement à température constante à des écarts aussi marqués et l'épaisseur selon [Wu 2014] n'a pas d'impact clair sur l'isotherme. La dernière hypothèse est soutenue par [Poyet 2009] qui a observé le même comportement à saturation en augmentant la température.

Les bétons PERFDUB38 et 41 montrent un comportement quasi linéaire à 40 °C contrairement aux bétons VeRCoRs et CETU qui montrent une légère convexité par rapport à 23 °C à forte humidité relative. Une légère diminution de la teneur en eau est constatée dans les 4 bétons à 60 %HR. Le béton PERFDUB38 semble être moins impacté par la température à forte humidité relative. Le béton PEFDUB41 semble évoluer de façon plus homogène et montre une rétention d'eau plus élevée à celle de la formule 38.

La Figure 4.17 montre l'évolution du rapport des teneurs en eau à 40 °C par celle mesurée à 23 °C par palier d'humidité relative. L'intervalle d'humidité relative, où l'équilibre hydrique est préférentiellement impacté par la température, se situe dans la gamme des humidités relatives intermédiaires inférieures à 90 %HR. Le déplacement maximal mesuré de l'équilibre hydrique est à 33 %HR.

Pour récapituler, l'isotherme de désorption est influencée par la température pour des humidités relatives élevées (supérieures à 53 %HR) (Figure 4.4). La différence est maximale à 97 %HR et est réactivée de façon significative à 60 %HR. En revanche, l'équilibre hydrique est impacté le plus par la température à des humidités inférieures à 90 %HR. L'équilibre est d'autant plus déplacé que l'humidité relative est faible sauf exception pour 53 %HR environ. Dans l'optique de la mise en place de séchage accéléré représentatif dans le cadre des essais au feu, il faut faire un compromis dans ce cas dans le choix de l'humidité relative pour obtenir une accélération suffisante sans trop modifier l'état d'équilibre par rapport au conditionnement normalisé. Cette étape sera plus investiguée par la modélisation du séchage dans le chapitre 5.

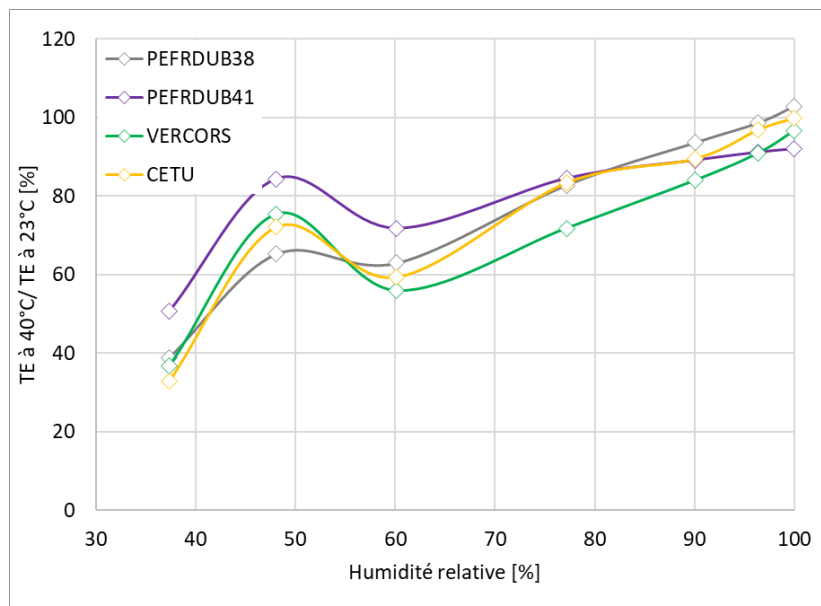


Figure 4.17 – Variation de la teneur en eau massique (TE) à 40 °C par rapport à celle obtenue à 23 °C dans les 4 bétons par palier d'HR

4.2.3.3 Variabilité des mesures d'isotherme

La teneur en eau moyenne, l'écart-type et le coefficient de variation sont calculés par palier d'humidité relative dans les 4 bétons à 23 °C et à 40 °C. Les résultats sont présentés dans le Tableau 4.7. Pour la mesure à 23°C, l'écart-type diminue avec l'humidité relative alors que le coefficient de variation est plus ou moins stable (sauf dans le béton PEFRDUB38). Cette constatation confirme la fiabilité du protocole et montre que l'impact de la variabilité du matériau est négligeable. Pour la mesure à 40°C, la même constatation est observée dans tous les bétons sauf le béton VeRCoRs où le coefficient de variation augmente légèrement à l'état initial saturé et à 48 % HR (53 % HR à 23 °C).

Tableau 4.7 – Variabilité sur l'isotherme de désorption mesurée à 23 °C et à 40 °C

PERFDUB38							
23 °C				40 °C			
HR [%]	TE [%]	Écart-type	Coefficient de variation [%]	HR [%]	TE [%]	Écart-type	Coefficient de variation [%]
99,9	4,6	0,1	2,1	99,9	4,7	0,1	99,9
97,4	4,0	0,2	5,1	95,9	3,9	0,2	97,4
90,4	3,8	0,2	5,2	89,5	3,6	0,2	90,4
75,4	3,4	0,2	5,7	74,7	2,9	0,1	75,4
63,2	3,2	0,2	6,2	60,2	2,0	0,1	63,2
53,5	2,6	0,2	7,1	48,4	1,7	0,1	53,5
32,9	2,2	0,2	8,9	31,6	0,9	0,1	32,9
PERFDUB41							
23 °C				40 °C			
HR [%]	TE [%]	Écart-type	Coefficient de variation [%]	HR [%]	TE [%]	Écart-type	Coefficient de variation [%]
99,9	4,0	0,1	2,4	99,9	3,7	0,1	2,9
97,4	3,6	0,2	4,3	95,9	3,3	0,1	3,2
90,4	3,5	0,1	4,0	89,5	3,1	0,1	3,6
75,4	3,2	0,1	3,7	74,7	2,7	0,1	3,9
63,2	2,9	0,1	3,9	60,6	2,1	0,1	5,2
53,5	2,2	0,1	3,7	48,4	1,9	0,1	6,5
32,9	1,8	0,1	4,5	31,6	0,9	0,0	3,4
VeRCoRs							
23 °C				40 °C			
HR [%]	TE [%]	Écart-type	Coefficient de variation [%]	HR [%]	TE [%]	Écart-type	Coefficient de variation [%]
99,9	5,8	0,5	8,6	99,9	5,6	0,6	10,4
97,4	4,4	0,4	9,1	95,9	4,0	0,4	8,6
90,4	3,9	0,4	10,4	89,5	3,3	0,3	8,7
75,4	3,3	0,4	12,3	74,7	2,4	0,2	8,8
63,2	2,7	0,3	10,6	60,6	1,5	0,1	8,5
53,5	1,9	0,2	11,1	48,4	1,4	0,2	13,8
32,9	1,6	0,2	10,1	31,6	0,6	0,0	4,7
CETU							
23 °C				40 °C			
HR [%]	Teneur en eau [%]	Écart-type	Coefficient de variation [%]	HR [%]	TE [%]	Écart-type	Coefficient de variation [%]
99,9	7,7	0,2	2,4	99,9	7,7	0,2	2,8
97,4	6,2	0,2	3,3	95,9	6,0	0,2	2,8
90,4	5,4	0,2	3,2	89,5	4,9	0,1	2,3
75,4	4,2	0,1	2,6	74,7	3,5	0,1	2,3
63,2	3,7	0,1	3,4	60,6	2,2	0,1	2,9
53,5	2,5	0,1	3,2	48,4	1,8	0,0	2,0
32,9	2,1	0,1	2,9	31,6	0,7	0,0	3,3

4.3 Perte en masse

4.3.1 Programme et protocole

Le suivi de perte de masse est l'une des données nécessaires pour l'identification des paramètres de la perméabilité intrinsèque et le facteur de pores pour un béton donné. Dans le cadre de cette étude, le suivi de perte en masse est réalisé sur des cylindres Ø 11 cm x 10 cm séchant par toutes les surfaces à 23 °C, 50 %HR environ et à 40 °C, 65 %HR, 3 cylindres par béton pour chaque mode de séchage. Les dimensions des éprouvettes sont choisies de telle sorte à respecter le VER pour obtenir une mesure représentative du matériau et à réduire le temps d'essai. Les échantillons sont fabriqués puis conservés en condition endogène pendant 94 jours environ pour s'affranchir, comme pour l'essai d'isotherme de désorption, des effets de l'hydratation. En parallèle, un suivi pondéral est réalisé pour contrôler le séchage parasite. Les résultats illustrés dans la Figure 4.18 montrent la perte en masse en valeur moyenne sur 6 échantillons par béton. Le séchage parasite très faible initialement, semble avoir tendance à augmenter légèrement avec la durée. La perte en masse, presque proportionnelle à la teneur en eau des bétons reste insignifiante et très faible par rapport à la perte en masse à l'équilibre présentée ci-après.

Le conditionnement normalisé a été réalisé dans une salle climatique où la température a été contrôlée à ± 3 °C alors que l'humidité relative a été difficile à réguler le long de séchage. Une valeur moyenne de l'humidité relative sur toute la durée de séchage est de 42 %HR. La Figure 4.19 illustre l'évolution des conditions de séchage en conditions normalisées. Le séchage à 40 °C, 65 %HR est assuré par une enceinte climatique (CLIMATS) dans laquelle la température est contrôlée à ± 2 °C et l'humidité relative à ± 5 %HR. La consigne est bien respectée pour ce mode de séchage.

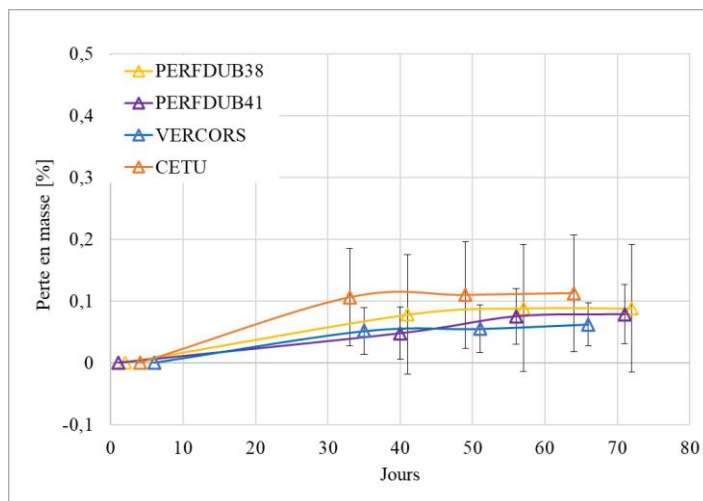


Figure 4.18 – Perte en masse par séchage parasite dans les échantillons pendant la conservation en condition endogène. A droite, les échantillons Ø 11 x 10 cm placés dans l'enceinte climatique

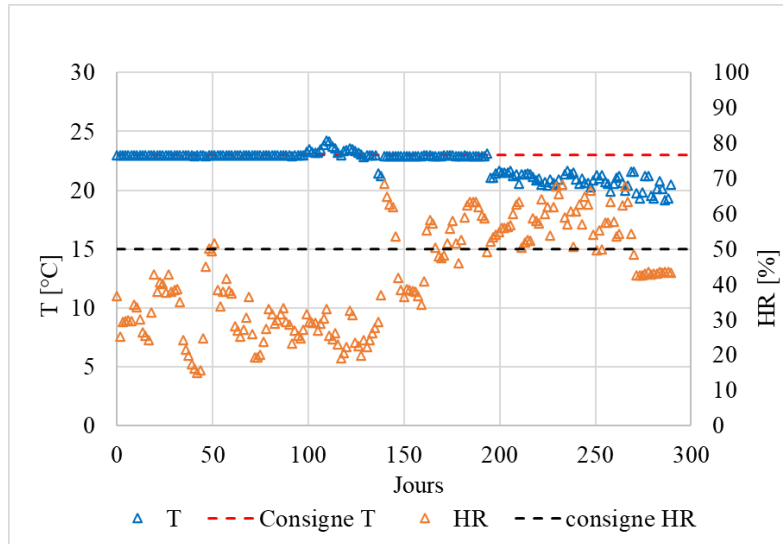


Figure 4.19 – Evolution de la température et de l'humidité relative pour le séchage en conditions normalisées dans la salle climatique. Mesures réalisées à l'aide une sonde T/HR placée à côté des échantillons

4.3.2 Résultats et discussion

4.3.2.1 Cinétique de perte en masse

La Figure 4.20 et la Figure 4.21 présentent les résultats de la perte en masse dans les 4 bétons pour les deux modes de séchage. La perte en masse est tracée en racine carré du temps pour pouvoir évaluer l'avancement du séchage dans la profondeur de l'échantillons. En l'occurrence, l'éprouvette initialement saturée, peut être représentée par un milieu semi-infini selon [Crank John 1956] et mathématiquement, la perte en masse est linéaire en fonction de la racine carrée du temps. Tant que le cœur de l'éprouvette est saturé, l'hypothèse du milieu semi-infini reste valable. Les courbes présentent la valeur moyenne de perte en masse sur 3 échantillons. Les barres d'erreurs correspondent aux écart-types standards calculés.

Quelles que soient les conditions de séchage, 3 modes de séchage sont observés. Les bétons PERFDUB38 et 41 ont un comportement similaire et présentent les pertes en masse les plus faibles. Le béton VeRCoRs et le béton CETU présente un mode de séchage comparable avec une perte en masse beaucoup plus élevée dans le béton CETU. Le rapport E/C des bétons PERFDUB38 et PERFDUB41 est respectivement égal à 0,38 et 0,35 et sont très peu perméables. Le béton VeRCoRs a un rapport E/C égal à 0,525 et une porosité de 13,5 à 15,5 %. Le rapport E/C du béton CETU quant à lui est de 0,47 mais une porosité plus élevée que celle du béton VeRCoRs égale à 18,9 à 21,1 %. La perte en masse mesurée est donc cohérente avec les caractéristiques des bétons.

A 23 °C, 50 %HR environ, les courbes de perte en masse présentent une perturbation en phase avec les fluctuations de l'humidité relative. La linéarité de la courbe s'arrête à des échéances différentes en fonction du type de béton. Le séchage atteint le cœur, qui se situe à 5 cm de la surface séchante de l'échantillon : pour le béton PERFDUB38 et PERFDUB41 à 146 jours, pour le béton VeRCoRs à 65 jours et à 16 jours pour le béton CETU.

Cette constatation est en phase avec les propriétés de transfert et accentue le fait que le séchage est non-homogène en fonction du type de béton. Il est à noter que dans les 150 premiers jours, l'humidité relative est égale à 30 %HR en moyenne, d'où une cinétique de perte en masse plus importante. L'atteinte du cœur de l'éprouvette dans le cas où le séchage est à 50 %HR se produira bien évidemment à des durées plus longues.

La détermination de l'équilibre hydrique n'est pas évidente pour ce cas. De fait, les fluctuations de l'humidité relative engendrent des phases de séchage (le processus souhaité) mais aussi des phases de réhumidification locale au niveau de la zone de peau. Une compétition entre la progression du séchage en cœur et la réhumidification en surface couplée aux effets de l'hystérésis rendent la détermination de l'équilibre assez compliquée. Pour l'identification de la perméabilité intrinsèque la modélisation est réalisée soit en considérant la valeur moyenne de l'humidité relative mesurée soit en prenant en compte l'historique réel du séchage.

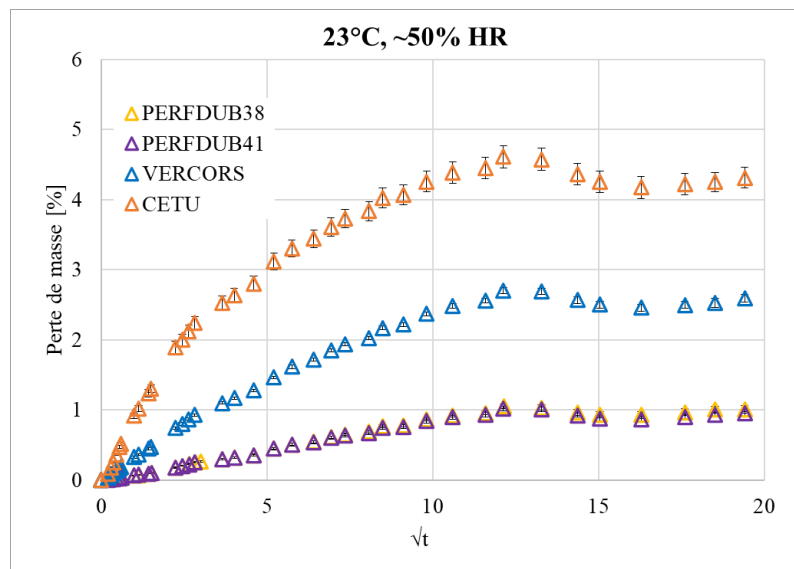


Figure 4.20 – Perte en masse moyenne dans des cylindres $\varnothing 11 \times 10$ cm séchant par toutes les surfaces à 23 °C, 50 %HR (3 cylindres par béton par condition de séchage)

A 40 °C, 65 %HR, la consigne est bien respectée globalement sur toute la durée de séchage. La courbe de perte en masse est linéaire jusqu'aux échéances suivantes par béton : à 146 jours pour les bétons PERFDUB38 et 41, à 32 jours pour le béton VeRCoRs et à 12 jours pour le béton CETU. Dans les deux BHP, la durée est similaire à celle obtenue pour le premier mode de séchage. Pour le béton VeRCoRs, la durée est divisée presque par 2 et pour une réduction de 20 % environ pour le béton CETU. Même si l'humidité relative est réduite dans le premier mode de séchage, l'effet de la température reste prépondérant dans l'accélération de la cinétique de perte en masse.

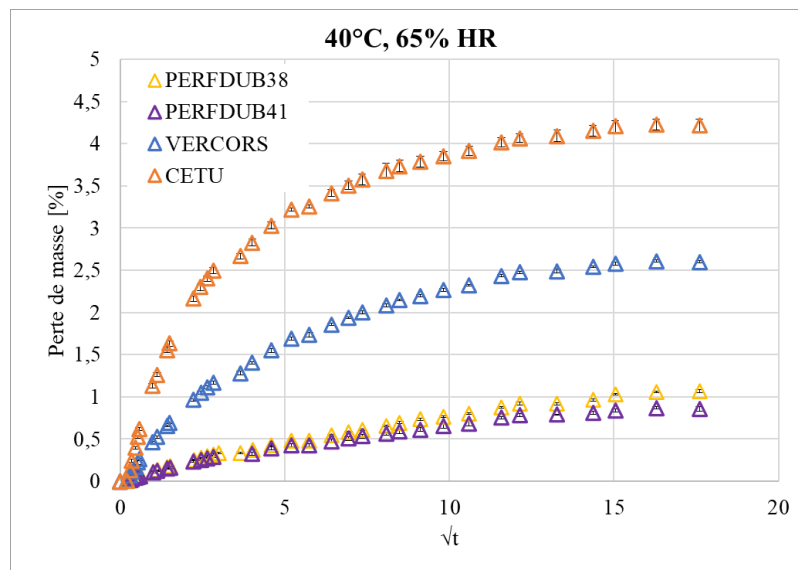


Figure 4.21 – Perte en masse moyenne dans des cylindres Ø 11 x 10 cm séchant par toutes les surfaces à 40 °C, 65 %HR (3 cylindres par béton par condition de séchage)

Pour la comparaison de la cinétique de séchage dans les deux modes de séchage, la valeur à l'équilibre est considérée égale à la dernière valeur mesurée. Les courbes sont alors normalisées par rapport à l'équilibre. L'idée est de comparer les pertes en masse à une même échéance pour mieux quantifier le facteur d'accélération de séchage. La Figure 4.22 indique l'évolution du ratio de la perte en masse à 40 °C, 65 %HR par la perte en masse à 23 °C, 50 %HR environ. Le ratio augmente significativement à partir du début de séchage dans les 4 bétons jusqu'à atteindre un maximum au bout de 6h dans les bétons PERFDUB38 et 41 et au bout de 48 de séchage dans les bétons VeRCoRs et CETU. Le facteur d'accélération jusqu'au point maximum suit l'ordre suivant selon le type de béton : PERFDUB41, PERFDUB38, VeRCoRs puis CETU. Au-delà du maximum, l'accélération est réduite et l'ordre présenté s'inverse progressivement par famille de béton. A partir de 25 jours de séchage jusqu'à 225 jours, le ratio est en dessous de 100 %. Il est 80% pour les bétons PERFDUB et de 90 % environ pour les bétons VeRCoRs et CETU. Sachant que l'humidité relative à 23 °C est basse durant les 150 premiers jours, le séchage est accéléré de façon significative.

Le matériau étant initialement saturé, les transferts sont gouvernés principalement par un gradient de pression d'eau liquide qui est le moteur du mouvement de l'eau liquide. La température joue ici un rôle d'accélération très important notamment dans les bétons PERFDUB38 et PERFDUB41. L'effet de la température s'estompe progressivement avec la désaturation de l'éprouvette et le déclenchement des autres mécanismes de séchage en plus de la perméation d'eau liquide (diffusion, désorption/adsorption, condensation/évaporation). Si plusieurs études montrent l'effet accélérateur de la température sur les coefficients de transfert [Poyet 2009; Brue 2009; Adia et al. 2022], le couplage des mécanismes semble avoir un effet « retardateur » ou « inhibiteur » de l'accélération induite par la température.

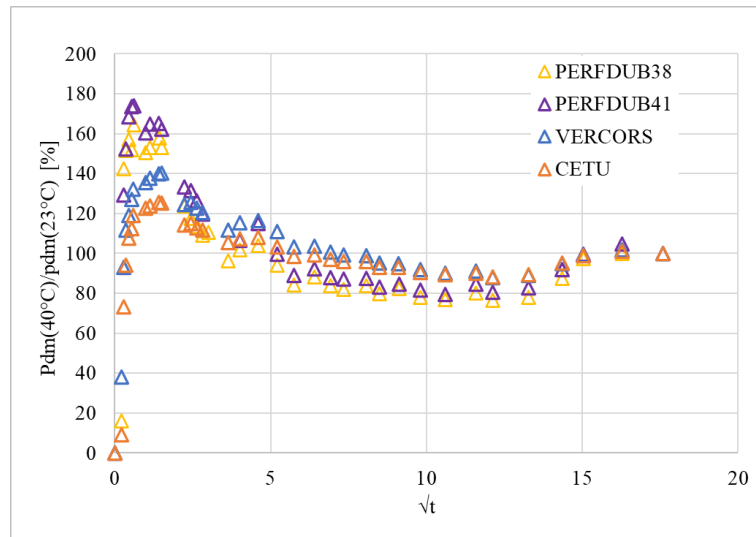


Figure 4.22 – Evolution du ratio de la perte en masse à 40 °C, 65 %HR par la perte en masse à 23 °C, 50 %HR environ

Au-delà de 225 jours, les bétons présentent une même cinétique de séchage. Si l'équilibre correspond réellement au dernier point mesuré dans les deux modes de séchage, la méthode de choix de l'humidité relative est alors validée. Par ailleurs, l'humidité relative a été définie en se basant sur la caractérisation expérimentale existante du béton VerCoRs. L'écart entre la valeur finale est égal à 0,01 % pour le béton PERFDUB38, 0,14 % pour le béton PERFDUB41, 0,08 % pour le béton VerCoRs et 0,18 % pour le béton CETU. Les écarts sont globalement très faibles par rapport à la variabilité de la mesure (présentée ci-après). Il est constaté donc, d'une part, qu'il est possible d'accélérer le séchage tout en assurant un état d'équilibre hydrique similaire. D'autre part, comme l'écart à l'équilibre est faible dans les autres bétons aussi bien que dans le béton VerCoRs, il semble possible de mettre en place un seul protocole de séchage accéléré pour des bétons ayant un comportement hydrique différent.

4.3.2.2 Variabilité

Il est important de revenir sur la variabilité de la mesure de perte en masse. Généralement, cette mesure est la plus fiable. En l'absence de sciage d'échantillons, la variabilité n'est liée qu'à la variabilité du matériau lors de la fabrication, à la précision de la balance (0,01 g), au mode de cure et à la pesée (l'utilisateur). Les deux premiers paramètres sont négligeables et ont très peu d'impact sur la mesure [Chan 2021b]. La quantification de la variabilité permettra d'évaluer l'influence des deux derniers paramètres. L'écart-type calculé sur 3 échantillons, présenté par les barres d'erreur dans la Figure 4.21 est faible. Le Tableau 4.7 présente la perte en masse maximale, l'écart-type mesuré et le coefficient de variation correspondant dans les deux modes de séchage. L'écart-type est faible dans les deux cas ainsi que les coefficients de variation. Ceci montre que le séchage parasite subi par les échantillons est plus ou moins homogène par béton pendant la période de conservation en endogène. Le coefficient de variation est légèrement plus dispersé pour le séchage à 23 °C, 50 %HR environ. C'est probablement lié aux fluctuations de l'humidité relative.

Tableau 4.8 – Variabilité de la mesure de perte en masse [mesure à 23 °C – mesure à 40 °C]

Béton	Perte en masse max [%]	Écart-type	Coefficient de variation [%]
PERFDUB38	1,05 - 1,06	0,06 - 0,01	5,7 - 1,1
PERFDUB41	1 - 0,86	0,03 - 0,03	3,0
VeRCoRs	2,68 - 2,60	0,05 - 0,01	1,9 - 0,6
CETU	4,40 - 4,22	0,15 - 0,08	3,4 - 1,8

4.3.3 Microfissuration et carbonatation

A la fin des essais de mesure de perte en masse, les échantillons ont été exploités pour une évaluation qualitative de la microfissuration en surface et de la carbonatation. L'objectif est de vérifier si le séchage accéléré altère le matériau plus que le séchage à température ambiante. La partie suivante contient les résultats obtenus.

4.3.3.1 Micro-fissuration

La microfissuration a principalement deux origines. Elle est générée d'une part par le retrait de dessiccation qui dépend au niveau de la formulation du rapport E/C pour un béton quel que soit la température de séchage. Et d'autre part, elle est induite par les gradients hydriques et thermiques qui dépendent de la température de séchage, du degré de saturation du matériau, de l'épaisseur de l'échantillon et de la déformation différentielle pâte de ciment / granulats.

La microfissuration est observée dans les surfaces séchantes à l'aide d'un microscope optique Keyence (Figure 4.23) sur les cylindres Ø 11 x 10 cm ayant séché à 40 °C, 65 %HR et sur les cylindres de même géométrie et dimension ayant séché à 23 °C, 50 %HR environ pendant 13 mois.



Figure 4.23 – Microscope numérique Keyence utilisé pour la visualisation des microfissurations en surface

Le taux de fissuration maximal et les ouvertures maximales sont observés dans le béton CETU. Moins de fissuration est observée dans le béton VeRCoRs. Les bétons PERFDUB présentent quasiment pas de fissuration à l'échelle observée (Tableau 4.9). Cette constatation est valable pour les deux modes de séchage. En comparant le taux de fissuration observé pour les deux modes de séchage dans chaque béton, la microfissuration est presque identique pour les bétons PERFDUB, et plus importante dans le cas du séchage à 23 °C pour les deux bétons VeRCoRs et CETU.

A température ambiante, plus le gradient hydrique est élevé entre le matériau et son environnement, plus les contraintes en peau sont élevées. De point de vue mécanique, plus le module d'élasticité est élevé, plus le matériau devient susceptible à la fissuration. Une résistance en traction plus élevée joue en faveur du matériau. Le fluage quant à lui réduit le risque de fissuration. En comparant les bétons étudiés, d'une part, les BHP ont un module de Young plus élevée et une meilleure résistance en traction. Ils sont moins susceptibles au fluage. Cependant, des études citées dans [Siddique and Iqbal Khan 2011] ont trouvé que les BHP se comporte mieux au séchage quand une cure adaptée est appliquée.

A température modérée, comme déjà évoqué dans le Chapitre 2, l'impact sur le matériau est insignifiant (peu de risque de dissolution d'ettringite, déshydratation, etc.). La température favorise le séchage et peut conduire à un gradient hydrique important au sein du matériau d'où le risque plus élevé de fissuration. La température favorise le fluage également qui est à la base plus importante dans les BO.

Selon les résultats obtenus, l'effet des déformations dues aux gradients thermiques en passant de 23 °C à 40 °C est vraisemblablement négligeable. L'effet du gradient hydrique en contrepartie semble avoir un impact plus significatif essentiellement à cause de l'humidité relative basse (environ 30 %HR) pendant les premiers jours de séchage où le matériau est initialement saturé (gradient hydrique fort). Dans les modèles de calcul, en première approximation, le retrait est relié soit à l'humidité relative, dans ce cas, le retrait serait plus élevé à 23 °C, 50 %HR environ, soit à la teneur en eau et dans ce cas le retrait serait le même dans les deux modes de séchage [Taerwe and Matthys 2013].

Tableau 4.9 – Sélection d’images observées au microscope de fissuration sur les BHP dans les deux modes de séchage (23 °C, 50 %HR) et (40 °C, 65 %HR) (3300 x 2500 μm)






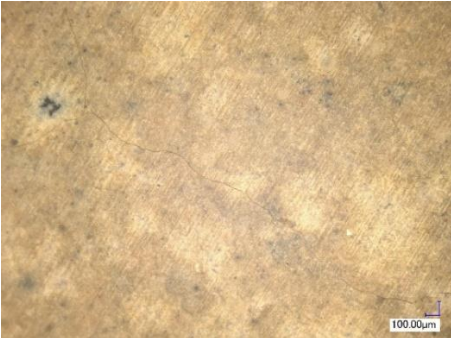










	23 °C, 50 %HR	40 °C, 65 %HR
PERFDUB 38	 	 
PERFDUB 41	 	 

Tableau 4.10 – Sélection d'images observées au microscope de fissuration sur les BO dans les deux modes de séchage (23 °C, 50 %HR) et (40 °C, 65 %HR) (3300 x 2500 μm)

	23 °C, 50 %HR	40 °C, 65 %HR
VeRCoRs		
		
CETU		
		

4.3.3.2 Carbonatation

Plusieurs études concluent que le risque de carbonatation est très faible quand le matériau est totalement sec ou bien totalement saturé [Gendron 2019; Namoulniara 2015; Auroy 2014]. En effet, la diffusion du CO₂ couplée à sa dissolution est maximale pour un degré de saturation optimal intermédiaire. L'humidité relative et la température jouent également un rôle important dans l'accélération de la carbonatation. La carbonatation est maximale pour une plage d'humidité relative de [40 %HR – 70 %HR] environ. L'effet de la température est plus controversé dans la littérature [Mori et al. 1972; Uuomoto and Takada 1993; Papadakis et al. 1991] et la comparaison des études entre elles n'est pas évidente puisque les matériaux et les conditions d'essai sont différents. [Drouet et al. 2019] montrent récemment à travers des essais de carbonatation accélérée à températures allant de 20 °C à 80 °C, que pour des bétons formulés avec du CEM I la carbonatation augmente linéairement avec la température. Cependant, l'augmentation de la profondeur de la carbonatation n'est pas significative. Il est donc vraisemblable que le risque de carbonatation reste faible pour un séchage à 40 °C, 65 %HR.

Cette hypothèse est confirmée par l'évaluation de la carbonatation par pulvérisation de la phénolphthaléine sur les cylindres Ø 11 x 10 cm ayant séchés pendant 13 mois à 40 °C, 65 %HR unidirectionnellement. L'épaisseur carbonatée observée dans les bétons PERFDUB varie de 0 à 2 mm. Elle varie de la même manière dans le béton VerCoRs et de 2 à 3 mm dans le béton CETU (Figure 4.24).

Pour récapituler, l'application d'un séchage accéléré à température ambiante ne favorise pas la microfissuration et la carbonatation par rapport à un séchage à température ambiante. Une autre contrainte se rajoute sur le choix de l'humidité relative. De fait, pour réduire la déformation sous l'effet du fort gradient hydrique, il est préférable de maintenir une humidité relative supérieure ou égale à 50 %HR.

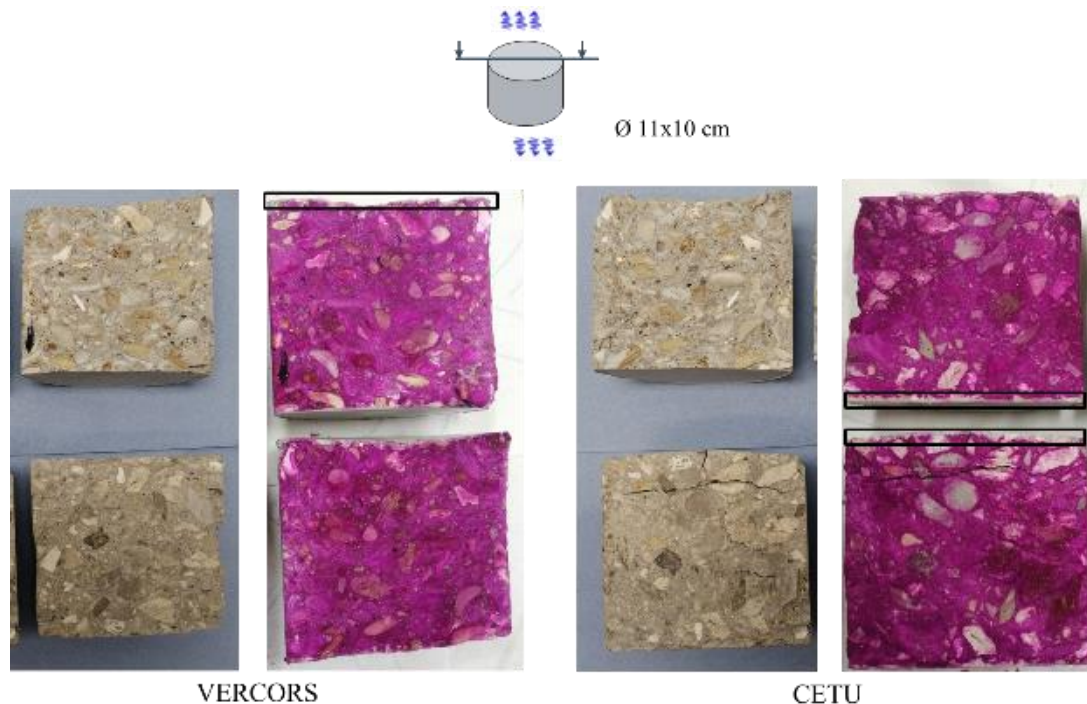


Figure 4.24 – Évaluation de la carbonatation par indicateur coloré (phénolphthaléine) dans des éprouvettes des bétons VerCoRs et CETU après un séchage unidirectionnel pendant 13 mois à 40 °C, 65 %HR

4.4 Teneur en eau des bétons

4.4.1 Mesure expérimentale

La mesure de teneur en eau permet d'obtenir une évaluation du profil hydrique réel du béton après un certain temps de séchage. La mesure expérimentale est réalisée sur des éprouvettes cylindriques représentatives des corps d'épreuve des essais au feu. Ce sont des éprouvettes Ø 15 x 30 cm fabriquées en même temps que les dalles, ayant la même épaisseur, et sont protégées sur leur pourtour afin de garantir un séchage unidirectionnel. Ce mode de séchage représente un élément situé au milieu de la dalle. Etant donné les dimensions des dalles, le séchage induit dans les deux autres directions peut être négligé.

A l'échéance de l'essai, 4 tranches de 2,5 cm d'épaisseur sont découpées à la tronçonneuse à sec à partir du côté correspondant au fond du moule. Ce côté correspond au côté exposé au feu pour les dalles. Le sciage est réalisé à vitesse plus ou moins lente pour limiter l'augmentation de la température qui risque d'endommager le matériau et favoriser l'évaporation d'une partie de l'eau du matériau. La température de la tranche est contrôlée par un thermocouple lors de la découpe. La vitesse de sciage est régulée ainsi en fonction de la température affichée.

Directement après la découpe, les échantillons sont pesés puis placés en étuve à 105 °C jusqu'à stabilisation : une variation de la perte en masse de deux mesures séparées de 24h au moins est inférieure ou égale à 0,05 % en absolu (Figure 4.25).

La teneur en eau massique TE est calculée à la fin du séchage dans chacune des tranches selon l'équation (4.2) en fonction de la masse après la découpe m_t et la masse sèche m_{sec} . Le profil hydrique peut ainsi être reconstitué à partir de la surface séchante jusqu'à 10 cm en profondeur.

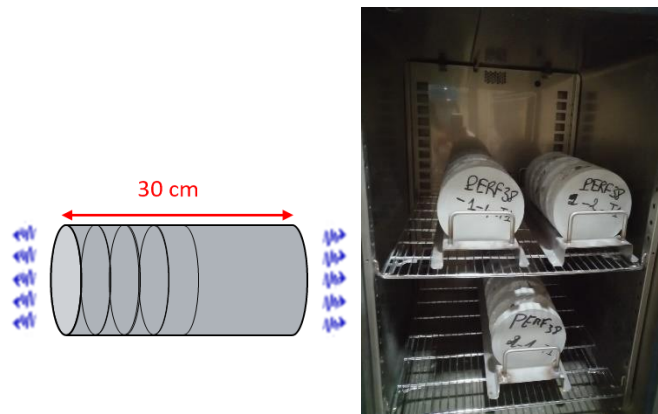


Figure 4.25 – Sciage puis étuvage des échantillons à 105 °C jusqu'à stabilisation

$$TE = 100 \cdot \frac{m_t - m_{sec}}{m_{sec}} \quad (4.2)$$

4.4.2 Teneur en eau initiale des bétons

La mesure de teneur en eau est réalisée pour les 4 bétons à l'état initial. Généralement dans le cadre des essais feu, les dalles sont fabriquées et décoffrées de 48 à 72h puis elles sont exposées au séchage en conditions normalisées à $T = 23\text{ °C}$. L'état initial choisi pour cet essai correspond à 7 jours de conservation en condition endogène pour permettre une progression suffisante de la réaction d'hydratation. Le degré d'avancement est estimé à partir des résistances en compression à 7 jours et à 90 jours en supposant une relation linéaire entre la résistance en compression et le degré d'avancement de la réaction d'hydratation [Byfors 1980].

Le degré d'avancement obtenu à 7 jours est égal à 0,55 pour le béton PERFDUB38, 0,41 pour le béton PERFDUB41, 0,82 pour le béton VeRCoRs et 0,79 pour le béton CETU. Sachant que le degré d'hydratation maximal dans les BHP est de 0,71 et 0,68 respectivement pour la formule 38 et 41 selon le modèle de [Powers and Brownyard 1946] et de 0,82 et 0,79 respectivement pour les bétons VeRCoRs et CETU selon le modèle de [Waller 1999]. Le degré d'avancement est plus faible dans les bétons PERFDUB38 et 41. De fait, la réaction pouzzolanique se produit plus tardivement. La cinétique d'hydratation en présence de fumée de silice est plus rapide par rapport au métakaolin [Siddique and Iqbal Khan 2011]. Bien que le degré d'avancement soit légèrement plus faible pour les bétons PERFDUB, la durée de 7 jours de conservation en condition endogène est retenue. En effet, les bétons ont déjà atteint un niveau de résistance assez élevé.

La Figure 4.26 montre la teneur en eau initiale mesurée dans les 4 bétons, présentée en valeur moyenne calculée par tranche sur 3 échantillons. Le béton CETU est le plus saturé en eau. Il contient environ 9 % contre 6 % pour le béton VeRCoRs et 4 % pour les bétons PERFDUB.

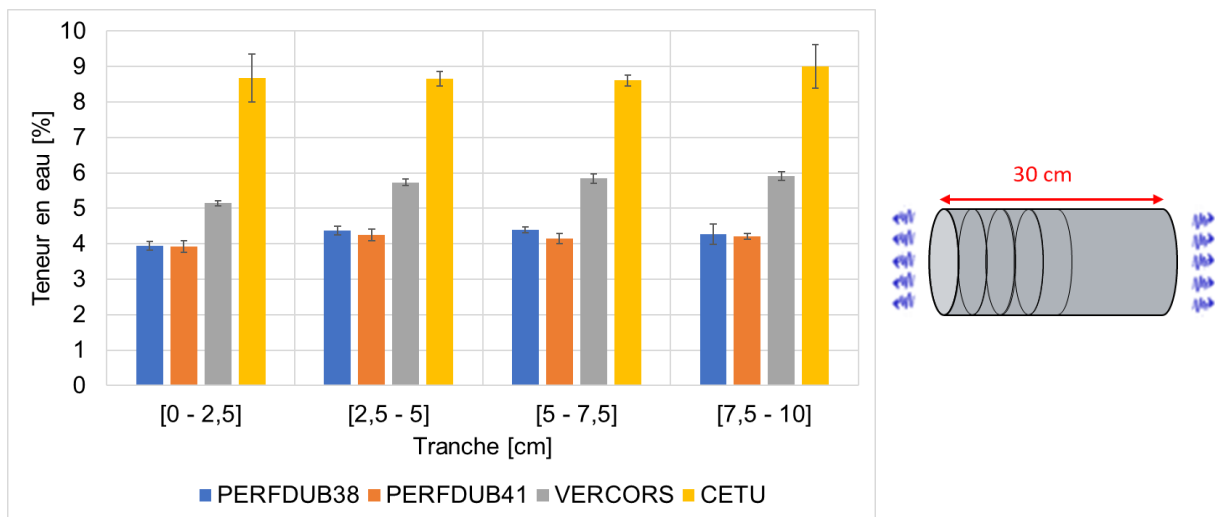


Figure 4.26 – Teneur en eau des 4 bétons après 7 jours de conservation en condition endogène pour 4 tranches d'épaisseur 2,5 cm

4.4.3 Variabilité de la mesure

La mesure de teneur en eau est réalisée sur 3 éprouvettes par béton pour chaque échéance. La teneur en eau moyenne par tranche, l'écart-type et le coefficient de variation sont présentés dans le Tableau 4.11. L'écart-type est relativement faible par rapport à la teneur en eau totale. Le coefficient de variation diffère d'une tranche à l'autre pour un béton donné. Ceci est lié à la variabilité du matériau et au protocole de sciage. Cette variabilité limite la précision. Cependant, elle reste faible et n'impacte pas la fiabilité de mesure.

Tableau 4.11 – Variabilité expérimentale de la mesure de teneur en eau

PERFDUB38			
Tranche [cm]	Teneur en eau moyenne par tranche [%]	Écart-type [%]	Coefficient de variation [%]
[0 - 2,5]	3,9	0,1	3,0
[2,5 - 5]	4,4	0,1	2,9
[5 - 7,5]	4,4	0,1	2,1
[7,5 - 10]	4,3	0,3	6,6
PERFDUB41			
[0 - 2,5]	3,9	0,2	4,1
[2,5 - 5]	4,2	0,2	3,7
[5 - 7,5]	4,2	0,1	3,3
[7,5 - 10]	4,2	0,1	2,1
VeRCoRs			
[0 - 2,5]	5,1	0,1	1,4
[2,5 - 5]	5,7	0,1	1,7
[5 - 7,5]	5,8	0,1	2,3
[7,5 - 10]	5,9	0,1	2,2
CETU			
[0 - 2,5]	8,7	0,7	7,8
[2,5 - 5]	8,7	0,2	2,4
[5 - 7,5]	8,6	0,2	1,8
[7,5 - 10]	9,0	0,6	6,8

4.4.4 Estimation de la teneur en eau initiale à partir de la porosité et de la composition des bétons et comparaison avec le résultat expérimental

La teneur en eau est estimée à partir de la porosité accessible (P60 et P105) à l'eau selon l'équation (4.3). Les résultats présentés dans la Figure 4.27 montrent que la teneur en eau expérimentale est comprise entre la teneur eau estimée à partir de P60 et la teneur en eau estimée à partir de P105.

$$TE_0 = 100 \times \frac{\emptyset \rho_l}{\rho_b} \quad (4.3)$$

L'estimation de la teneur en eau à partir de la porosité est pertinente et fournit une fourchette de variation. Néanmoins, elle présente quelques limitations qui sont à l'origine des écarts constatés. Premièrement, elle suppose que toute la porosité est remplie d'eau et deuxièmement la porosité est mesurée expérimentalement à une échéance différente (28 jours de cure humide). Elle ne correspond donc pas à la porosité à 7 jours en cure endogène.

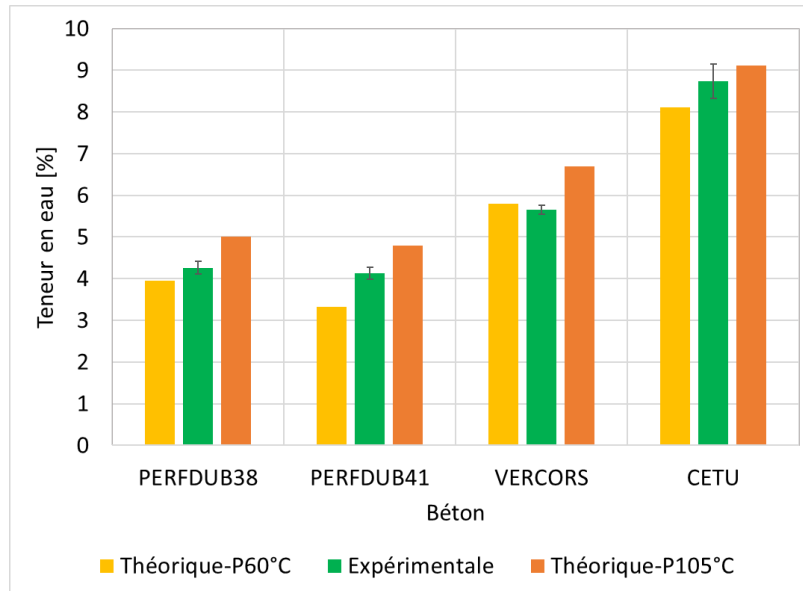


Figure 4.27 – Comparaison de la teneur en eau expérimentale à la teneur en eau estimée à partir de la porosité du béton

Pour vérifier la précision de la mesure expérimentale, une deuxième comparaison a été réalisée avec la teneur en eau estimée à partir de la composition du béton selon l'équation (4.4) [Granger 1995; Tennis and Jennings 2000]. L'avantage de cette méthode est qu'elle prend en compte l'effet de l'hydratation.

$$E_0 = e_0 - c_0 \sum_i m_i \alpha_i p_i \quad (4.4)$$

Tels que E_0 est la quantité d'eau libre, e_0 la quantité d'eau initiale dans le mélange ($L. m^{-3}$), c_0 la quantité de ciment ($kg. m^{-3}$), m_i la proportion massique de i dans le ciment (précisée dans la fiche technique du ciment), $i = \{C_2S, C_3S, C_3A, C_4AF\}$, p_i la quantité d'eau nécessaire à l'hydratation ($L. kg^{-1}$) et α_i le degré d'hydratation associé à i . La cinétique d'hydratation peut être modélisée par le modèle proposé par [Avrami 1939].

$$\alpha_i = 1 - e^{-(a_i(t-b_i)^{c_i})} \quad (4.5)$$

a_i , b_i et c_i sont des paramètres empiriques à identifier en fonction du type de ciment. Les paramètres utilisés sont ceux identifiés par [Tennis and Jennings 2000] et présentés dans le Tableau 4.12. Pour la comparaison, l'âge de 7 jours est considéré.

Tableau 4.12 – Paramètres du modèle du degré d’hydratation, identifiés par [Tennis and Jennings 2000]

Constituants	a	b	c
C2S	0,46	0	0,12
C3S	0,25	0,9	0,7
C3A	0,28	0,9	0,77
C4AF	0,26	0,9	0,55

La Figure 4.28 présente un comparatif entre la teneur en eau expérimentale et la teneur en eau estimée. Il est à noter que la quantité des pouzzolanes est additionnée dans le modèle à la quantité de ciment. Les additions pouzzolaniques participent à la formation des hydrates à partir de la Portlandite et en présence de l’eau. Il y a peu d’information sur la consommation de l’eau dans la réaction pouzzolanique. Généralement, la quantité d’eau consommée est soit nulle soit très faible [Waller 1999]. Deux cas ont été étudiés selon la quantité d’eau libre : i) l’eau libre est égale à l’eau efficace moins la quantité d’eau liée estimée. ii) l’eau libre est égale à l’eau totale (eau d’ajout + eau des granulats + eau d’adjuvant) moins la quantité d’eau liée. Les deux cas fonctionnent plutôt bien pour les bétons PERFDUB38 et 41 et le béton VeRCoRs. Pour le béton CETU il est nécessaire de prendre en compte la quantité d’eau totale dans le calcul d’eau libre pour retrouver la teneur en eau expérimentale. Les granulats du béton CETU présentent une teneur en eau non négligeable par rapport aux autres bétons : 6 % massique environ. Le ciment anhydre est hydraté probablement par une partie de l’eau adsorbée dans les granulats. Finalement, la mesure expérimentale de la teneur en eau semble fournir des données assez fiables.

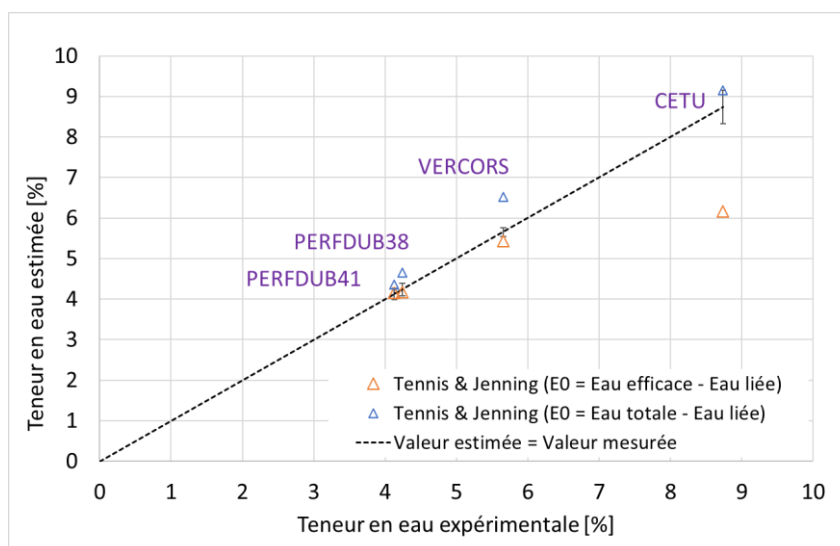


Figure 4.28 – Comparaison de la teneur en eau expérimentale à la teneur en eau estimée à partir de la composition de béton

4.5 Synthèse

L'essai d'isotherme de désorption a permis d'investiguer l'évolution des états d'équilibre dans les bétons sous des sollicitations thermiques et hydriques différentes. Le protocole expérimental utilisé a permis d'obtenir les résultats dans une durée raisonnable. La méthode de détermination du critère d'arrêt a montré un intérêt dans l'optimisation du temps d'essai et dans la prédiction du coefficient de transfert par palier d'humidité relative à 23 °C et 40 °C et de voir son évolution en fonction de l'épaisseur de l'échantillon. Le critère d'arrêt choisi prend en compte l'épaisseur de l'échantillon et le type de béton contrairement au critère proposé par la norme ISO 12571 qui définit le critère par une variation en valeur absolue figée, quel que soit le type de béton et la température de séchage. L'évaluation de la cinétique de perte en température dans des paliers d'humidités relatives différents montre que pour les bétons étudiés, le séchage est particulièrement accéléré pour des $HR \leq 40\%$ et $HR \geq 60\%$. Les BHP et les BO montrent une allure similaire deux à deux de la courbe d'isotherme de désorption. Les résultats sont cohérents avec les propriétés de transfert (porosité, perméabilité) des bétons. L'augmentation de la température conduit les teneurs en eau à l'équilibre vers des valeurs plus faibles. Cette déviation est plus ou moins importante en fonction de l'humidité relative du séchage. La diminution de la teneur en eau est d'autant plus faible que l'humidité relative est élevée. [Drouet 2010] trouve les mêmes constatations en étudiant l'isotherme de désorption à température variable de pâtes de ciment différents (sans et avec des pouzzolanes). Les isothermes de désorption sont des données importantes et seront utilisées par la suite pour l'identification des paramètres du modèle de séchage à 23 °C et à 40 °C.

La mesure de perte en masse a permis de suivre la cinétique de séchage dans les bétons étudiés dans deux modes de conditionnement. La température semble avoir un effet significatif dans l'accélération du séchage quand le matériau est initialement saturé. Une accélération importante est constatée dans les bétons PERFDUB durant les 6 premières heures et jusqu'à 25 jours de séchage. L'accélération est moins marquée dans les BO mais reste importante. L'humidité relative possède une influence d'autant plus importante que le matériau se désature. Une humidité relative élevée risque d'inhiber l'effet de la température sur l'accélération du séchage. Il a été constaté la possibilité d'accélérer le séchage tout en assurant un état hydrique à l'équilibre similaire et a priori un seul protocole de séchage accéléré peut marcher sur des bétons différents (classe de résistance, propriétés de transfert).

La mesure expérimentale de la teneur en eau est pertinente et permet d'évaluer le profil hydrique et d'estimer les gradients dans un corps d'épreuve en séchage. Les résultats de la teneur en eau initial sont cohérents au regard du rapport E/C et de la valeur de porosité accessible à l'eau des bétons. La comparaison des résultats expérimentaux aux résultats estimés à partir de la porosité et à partir de la composition du béton montre la fiabilité de la méthode de mesure. Le protocole de sciage et la variabilité du matériau risque de réduire néanmoins la précision de la mesure.

Les résultats des deux premiers essais présentés seront exploités pour l'identification des paramètres du modèle de séchage. Ce dernier nous permettra d'évaluer les profils hydriques à des sollicitation thermiques et hydriques différentes et à plusieurs échéances. Le protocole de séchage accéléré sera ainsi défini et ensuite évalué expérimentalement.

CHAPITRE 5

PRÉDICTION DU PROFIL HYDRIQUE SOUS SOLLICITATIONS THERMIQUES ET HYDRIQUES

Sommaire

5	Prédiction du profil hydrique sous sollicitations thermiques et hydriques	123
5.1	Modélisation du séchage.....	123
5.1.1	Modèle biphasique.....	124
5.1.2	Résolution et lois constitutives	125
5.1.3	Conditions aux limites	128
5.1.4	Enjeux et modèle retenu	130
5.2	Extension du modèle aux effets de la température	131
5.2.1	Effet sur les propriétés physiques	132
5.2.2	Effet sur les propriétés de transport.....	134
5.2.3	Intégration des effets de la température dans le modèle hydrique.....	137
5.3	Identification des paramètres	138
5.3.1	Isotherme de désorption.....	139
5.3.2	Perméabilité effective	142
5.4	Prédiction du profil hydrique sous des sollicitations thermiques et hydriques dans un béton mature	149
5.4.1	Données du problème	149
5.4.2	1 ^{er} cas d'étude : séchage en conditions normalisées	151
5.4.3	2 ^{ème} cas d'étude : séchage accéléré à 40 °C	153
5.5	Synthèse.....	159

5 Prédiction du profil hydrique sous sollicitations thermiques et hydriques

La caractérisation expérimentale décrite dans le chapitre précédent constitue une base de données d'entrée pour la modélisation des profils hydriques dans les matériaux étudiés à 23 °C et à 40 °C. Elle présente également un moyen à la fois de validation et de vérification des prédictions numériques. L'isotherme de désorption et la perte en masse à 23 °C et à 40 °C sont des paramètres essentiels pour l'identification des paramètres du modèle de séchage.

En première partie de ce chapitre, la méthode adoptée pour la modélisation du phénomène de séchage à température ambiante et modérée est présentée et discutée. Ensuite, la partie suivante est focalisée sur les résultats d'identification des paramètres du modèle de séchage. Enfin, les résultats de la prédiction des profils hydriques et les conditions retenues pour le séchage accéléré représentatif sont présentées.

5.1 Modélisation du séchage

Le modèle de séchage consiste à prendre en compte les différents transferts de masse au sein du béton (eau liquide, vapeur d'eau et air sec). Le modèle utilisé est inspiré des travaux de [Mainguy 1999]. C'est un modèle multiphasique représentatif du séchage dans les bétons [Coussy et al. 2001; Mainguy et al. 2001b].

Le modèle est implémenté dans le code aux éléments finis CAST3M dans le cadre de différentes thèses réalisées au LMPS [Soleilhet 2018; Kinda 2021; Chan 2021b]. Sachant les mécanismes du processus de séchage, le problème est très complexe et impose de faire un choix de résolution à travers des hypothèses simplificatrices. Dans un premier temps, le séchage est modélisé à température ambiante (supposée uniforme) pour prédire l'état hydrique pour un séchage en conditions normalisées. Ensuite, l'effet de la température est intégré pour prédire les conditions du séchage accéléré représentatif et les profils hydriques.

5.1.1 Modèle biphasique

5.1.1.1 Équations de conservation de masse

Le modèle de séchage est basé sur les équations de conservation de masse des entités mises en jeu : l'eau liquide, la vapeur d'eau et l'air sec. Le béton étant considéré comme un matériau partiellement saturé, les équations de conservation de masse des 3 phases s'écrivent :

$$\dot{m}_l + \text{div}(m_l v_l) = -\dot{m}_{vap} - \dot{m}_{hyd} \quad (5.1)$$

$$\dot{m}_v + \text{div}(m_v v_v) = \dot{m}_{vap} \quad (5.2)$$

$$\dot{m}_a + \text{div}(m_a v_a) = 0 \quad (5.3)$$

Où $m_i v_i$ est le flux massique, $m_i = \phi S_i \rho_i$ tel que $i = l$ pour l'eau liquide ; $i = v$ pour la vapeur d'eau et $i = a$ pour l'air sec, ϕ est la porosité, S_i est le degré de saturation ($S_v = S_a = 1 - S_l$), ρ_i est la masse volumique, m_{vap} est la masse d'eau évaporée, m_{hyd} est la quantité d'eau qui a réagi avec le ciment. v_i est la vitesse fictive du fluide.

La vitesse des fluides dépend de la déformation du squelette solide, de la perméation, de la diffusion et des conditions aux limites. Pour la modélisation du séchage à température ambiante, les hypothèses suivantes sont prises en compte :

- l'effet de la vitesse de déformation du squelette solide sur le processus de séchage est négligeable ;
- à température ambiante, la pression du gaz (vapeur et air sec) est égale à la pression atmosphérique et est négligeable par rapport à la pression de l'eau liquide et à la pression capillaire (qui est égale à -96 MPa environ à 50 %HR). Ainsi, la pression capillaire et la pression de l'eau liquide sont supposées donc être égales ($p_c = p_l$) ;
- la perméation de l'eau liquide et la diffusion de l'eau sous forme de vapeur se produisent en parallèle ;
- les paramètres régissant le phénomène de séchage ne dépendent pas de la fissuration.

5.1.1.2 Equation bilan du modèle simplifié

En négligeant le transfert de l'air sec et le couplage de l'effet d'hydratation et des effets de paroi dans le processus de séchage, l'équation bilan est la somme de l'équation (5.1) et (5.2). En remplaçant les flux massiques par leurs expressions selon les équations (3.2) et (3.3) du chapitre 2, l'équation bilan aura la forme suivante :

$$\rho_l \left[\phi \left(1 - \frac{\rho_v}{\rho_l} \right) \right] \frac{\partial S_l}{\partial t} = \text{div} \left[\left(k_l \frac{\rho_l}{\mu_l} \text{grad}(p_c) + D_v \frac{M_v}{RT} \text{grad}(p_v) \right) \right] \quad (5.4)$$

L'équation peut s'écrire également :

$$\rho_l \left[\phi \left(1 - \frac{\rho_v}{\rho_l} \right) \right] \frac{\partial S_l}{\partial t} = \text{div} \left[\left(K_l \frac{\rho_l}{\mu_l} \frac{\partial p_c}{\partial S_l} + D_v \frac{M_v}{RT} \frac{\partial p_v}{\partial S_l} \right) \text{grad}(S_l) \right] \quad (5.5)$$

La pression capillaire est reliée à l'humidité relative par l'équation de Kelvin Laplace :

$$p_c = \frac{\rho_l RT \ln(h)}{M_v} \quad (5.6)$$

Où l'humidité relative h est égale au rapport entre la pression du gaz p_v et la pression de vapeur saturante p_{vs} (équation (5.7)). Cette dernière dépend de la température et est exprimée par la relation de Clapeyron (équation (5.8)).

$$h = \frac{p_v}{p_{vs}} \quad (5.7)$$

$$p_{vs} = p_{atm} \exp\left(\frac{M_v L_v}{R} \left(\frac{1}{T_0} - \frac{1}{T}\right)\right) \quad (5.8)$$

Avec L_v la chaleur latente massique de vaporisation de l'eau et $T_0 = 373 K$ la température de référence.

Quand le matériau est partiellement saturé, à l'interface entre la phase liquide et la phase vapeur dans les pores, la pression capillaire correspond à la différence entre la pression liquide et la pression de vapeur. En équilibre thermodynamique entre les deux phases, à pression atmosphérique et à température ambiante, la pression du gaz est supposée égale à la pression atmosphérique. L'équation (5.5) devient alors :

$$\rho_l \left[\phi \left(1 - \frac{\rho_v}{\rho_l} \right) \right] \frac{\partial S_l}{\partial t} = \text{div} \left[\frac{\partial p_c}{\partial S_l} \left(k_l \frac{\rho_l}{\mu_l} + D_v h \frac{p_{vs}}{\rho_l} \left(\frac{M_w}{RT} \right)^2 \right) \text{grad}(S_l) \right] \quad (5.9)$$

L'équation ((5.9) est la forme retenue pour la modélisation du séchage dans cette étude : une équation aux dérivées partielles parabolique non linéaire de type diffusion. Elle permet de suivre directement l'évolution spatio-temporelle du degré de saturation. Elle prend en compte les deux principaux mécanismes de séchage.

$$\left\{ \begin{array}{l} \left(\rho_l \left[\phi \left(1 - \frac{\rho_v}{\rho_l} \right) \right] \frac{\partial S_l}{\partial t} \right) \quad \text{capacité de stockage hydrique} \\ \left(k_l \frac{\rho_l}{\mu_l} \frac{\partial p_c}{\partial S_l} \right) \quad \text{perméation de l'eau liquide (loi de Darcy)} \\ \left(D_v h \frac{p_{vs}}{\rho_l} \left(\frac{M_w}{RT} \right)^2 \frac{\partial p_c}{\partial S_l} \right) \quad \text{diffusion de la vapeur d'eau (loi de Fick)} \end{array} \right.$$

5.1.2 Résolution et lois constitutives

5.1.2.1 Isotherme de désorption

L'évolution du degré de saturation est définie par la courbe d'isotherme de sorption (désorption si l'on parle de séchage). Pour résoudre l'équation bilan, il faut calculer l'évolution du degré de saturation en fonction de la pression capillaire et ceci est réalisé à l'aide de la loi de [Van Genuchten 1980]. C'est une loi empirique qui exprime le degré de saturation en fonction de la pression capillaire à travers 2 paramètres a_{mu} et b_{mu} à

identifier à l'aide de la courbe expérimentale de l'isotherme de désorption.

$$S_l = \left[\left(\left(\frac{p_c}{a_{mu}} \right)^{\frac{b_{mu}}{b_{mu}+1}} + 1 \right)^{-\frac{1}{b_{mu}}} \right] \quad (5.10)$$

La teneur en eau massique TE [%] est calculée ensuite en fonction de la porosité Φ [%], la masse volumique de l'eau ρ_e , le degré de saturation et la masse volumique sèche du matériau $\rho_s = \rho_{béton} - \rho_e \Phi$ selon l'équation suivante :

$$TE = \frac{\rho_e \Phi S_l}{\rho_s} \quad (5.11)$$

Le modèle de Van Genuchten peut s'écrire sous la forme suivante également :

$$p_c = a_{mu} \left[(S_l^{-b_{mu}} - 1)^{1-\frac{1}{b_{mu}}} \right] \quad (5.12)$$

Donc, l'évolution de la pression capillaire en fonction du degré de saturation $\frac{dp_c}{dS_l}$ s'écrit :

$$\frac{dp_c}{dS_l} = a_{mu} (1 - b_{mu}) S_l^{-b_{mu}-1} (S_l^{-b_{mu}} - 1)^{-\frac{1}{b_{mu}}} \quad (5.13)$$

5.1.2.2 Perméabilité effective

Rappelons que la perméabilité effective est selon [Mainguy et al. 2001b; Thiery et al. 2007]:

$$k_l = k_0 k_{rl}(S_l) \quad (5.14)$$

Tels que k_0 est la perméabilité intrinsèque du matériau. Elle est identifiable à l'aide des courbes de perte en masse pour chaque condition de séchage.

La perméabilité relative est modélisée par la loi proposée par Van Genuchten pour les sols partiellement saturés et est basée sur le modèle de caractérisation statique du réseau poreux de [Mualem 1976]. Elle est couramment utilisée dans l'étude des transferts dans les matériaux cimentaires. Elle exprime la perméabilité relative en fonction du degré de saturation par le biais de 2 paramètres b_{mu} et n_k le facteur de pore.

$$k_{rl} = S_l^{n_k} \left[\left(1 - (1 - S_l^{b_{mu}})^{\frac{1}{b_{mu}}} \right)^2 \right] \quad (5.15)$$

Pour le paramètre n_k , les avis sont controversés. Van Genuchten propose une valeur de 0,5 [Van Genuchten 1980]. [Hilaire 2014] dans ses travaux de thèse constate que le facteur $n_k \in [-4, 5, 5]$ dans le cadre de la modélisation des transferts dans les matériaux cimentaires. [Poyet et al. 2016] proposent des valeurs plutôt négative $n_k \in [-4, 0,5]$.

Il est difficile d'avoir une conclusion claire. Finalement, dans le cadre de notre étude, le paramètre est choisi dans un intervalle $n_k \in [-2, 2]$ pour tous les bétons étudiés.

5.1.2.3 Perméabilité intrinsèque

La perméabilité intrinsèque est difficilement accessible expérimentalement. En effet, la mesure directe consiste à mesurer le débit du fluide traversant l'éprouvette initialement saturée, sous un gradient de pression dans un temps donné. L'application d'une pression risque d'induire des microfissurations dans le matériau ce qui surestime la perméabilité. En outre, dans le cas des bétons peu perméables (par exemple les BHP), afin d'obtenir des débits mesurables, il est nécessaire d'appliquer des pressions très élevées, très difficilement accessibles [Coussy et al. 2001].

Par conséquent, la perméabilité intrinsèque est généralement estimée par analyse inverse des résultats de la perte en masse. La méthode consiste à modéliser les transferts en supposant que celui-ci est purement darcién. Le recalage de la perte en masse théorique et expérimentale permet d'obtenir la perméabilité intrinsèque. La méthode est très fiable notamment pour des bétons peu perméables et pour des humidités relatives de séchage supérieures à un seuil dépendant du réseau poreux (Tableau 5.1).

Tableau 5.1 – Domaine de validité de la méthode d'estimation de la perméabilité intrinsèque par analyse inverse [Thiery et al. 2007]

Type de béton	L'approche est valable si
BHP, bétons faiblement perméables	HR > 20 %
BO	HR > 45 %
Bétons très poreux (e.g. M25)	HR > 65 %

5.1.2.4 Diffusivité relative

La diffusivité intrinsèque est définie par la loi proposée par [De Vries and Kruger 1966] pour un milieu non poreux. Elle est exprimée en fonction de la pression atmosphérique, la pression de gaz, la température et la température de référence $T_0 = 273 K$.

$$D_v = D_0 d_{rl}(\phi, Sl) \quad (5.16)$$

$$D_0 = 2,17 \cdot 10^{-5} \frac{p_{atm}}{p_g} \left(\frac{T}{T_0} \right)^{1,88} \quad (5.17)$$

De la même manière, la diffusivité relative est exprimée en fonction du degré de saturation et en fonction d'un paramètre $d_{v\phi}$ dépendant de la porosité et de 2 paramètres a_{mq} et b_{mq} à identifier [Millington and Quirk 1961; Thiery et al. 2007].

$$d_{rl}(S_l) = d_{v\phi}(\phi)(1 - S_l)^{b_{mq}} \quad (5.18)$$

$$d_{v\phi}(\phi) = \phi^{a_{mq}} \quad (5.19)$$

Les paramètres du modèle a_{mq} et b_{mq} ne font pas consensus non plus. [Millington and Quirk 1961] proposent des valeurs respectivement égales à 4/3 et 10/3. En contrepartie, [Thiery et al. 2007] trouvent que les valeurs proposées surestiment la diffusion. Ils proposent alors selon une étude expérimentale sur des mortier des valeurs égales à 2,74 et 4,20. Ces paramètres sont sensiblement différents pour les bétons et nécessitent une réidentification.

Bien qu'il existe plusieurs modes de transfert par diffusion au sein des matériaux cimentaires, la diffusion n'est pas prépondérante notamment pour des gammes d'humidité relative supérieures à 50 %HR.

5.1.3 Conditions aux limites

Il existe principalement 3 types de conditions aux limites pour la modélisation des transferts hydriques dans les milieux poreux :

- les conditions aux limites de type Dirichlet : cela consiste à imposer une humidité relative constante sur la surface extérieure de l'éprouvette, utilisé par exemple dans les travaux de [Hilaire 2014]. Ce type de condition présente une difficulté à la résolution numérique à cause du fort gradient hydrique. Il faut donc bien adapter le maillage et la discrétisation spatiotemporelle pour que le problème converge. Les conditions de type Dirichlet ont été utilisés dans les travaux de [Hilaire 2014]. Selon [Bakhshi et al. 2012; Carette et al. 2020; Zhang and Angst 2021], ils sont suffisants pour modéliser le comportement hydrique dans matériaux cimentaires notamment pour les structures massives où l'impact des flux convectifs est faible. Ils permettent un meilleur recalage de la perte en masse et du degré de saturation selon [Carette et al. 2016] ;
- les conditions aux limites convectives : elles prennent en compte l'humidité relative et la circulation d'air en contact avec l'échantillon. Dans les problèmes de transfert de masse, l'air proche de la surface est considéré comme une couche limite dont les conditions hydriques sont différentes des conditions du milieu environnant. L'épaisseur de la couche limite ne fait pas consensus à l'heure actuelle. [Ghezzehei et al. 2004] suggèrent une épaisseur entre 5 et 20 mm, pour [Chun-qiu et al. 2009], cette épaisseur est de 25 mm. En effet, l'épaisseur de cette couche limite dépend de la température, de l'humidité relative du matériau en surface et de la vitesse de l'air [Bakhshi et al. 2012] (Figure 5.1). Son effet sur le processus du séchage est significatif pendant les premières heures ensuite devient de moins en moins marqué *a priori* selon [Carette et al. 2016; Zhang and Angst 2021] et il est insignifiant dans les structures massives ;
- le dernier type est le couplage des deux précédentes conditions.

[Carette et al. 2016] a évalué les 3 types de conditions aux limites sur la prédiction du comportement hydrique dans des pâtes de ciment (Figure 5.2). Toutes les conditions aux limites sont acceptables pour identifier la perméabilité à l'eau liquide pour des matériaux poreux peu perméables, les matériaux cimentaires en générale selon les auteurs. Ceci est lié à une première phase de séchage très courte. Les conditions aux limites retenues pour les 4 bétons étudiés sont de type Dirichlet.

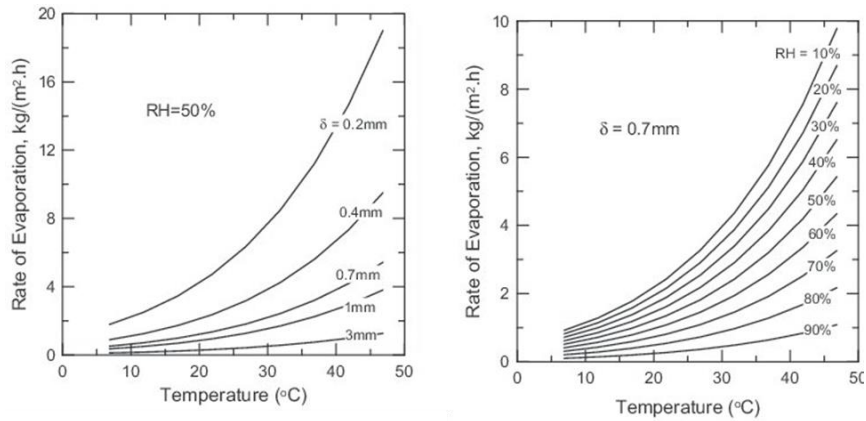


Figure 5.1 – Evolution du taux d'évaporation en fonction de la température et de la couche limite à 50 %HR (à droite). Evolution du taux d'évaporation en fonction de la température pour différentes humidités relatives, la couche limite est égale à 0,7 mm [Bakhshi et al. 2012] (à gauche)

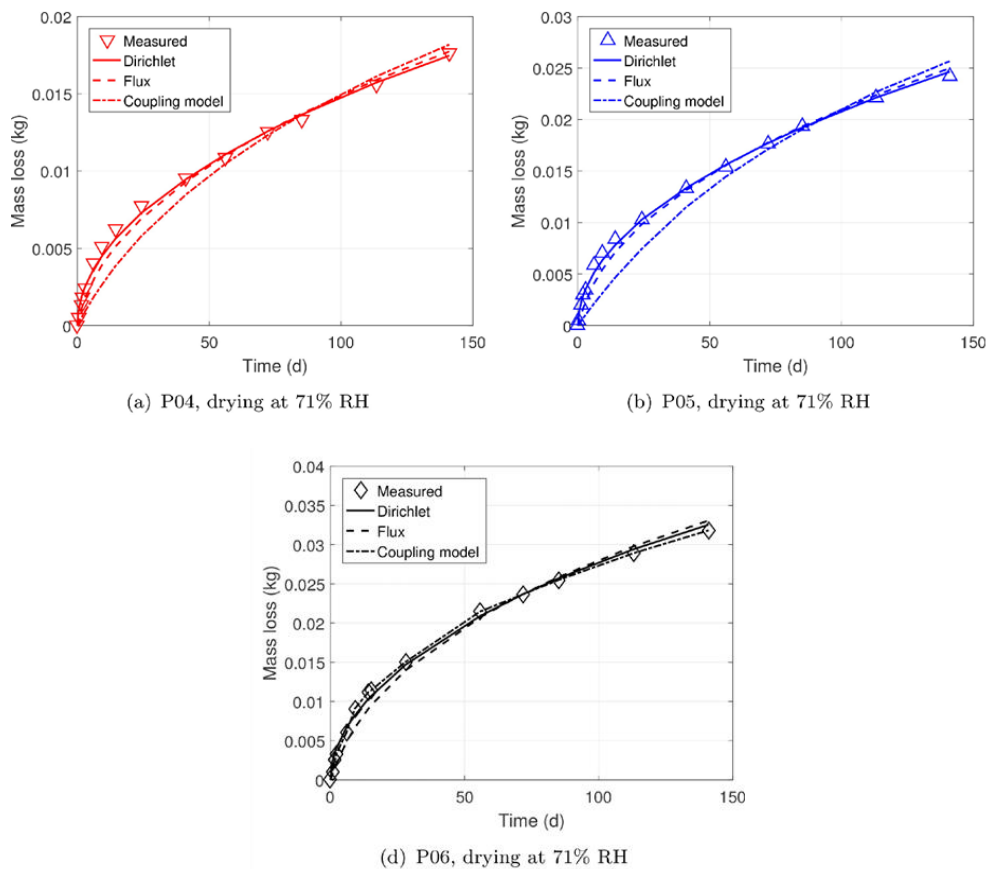


Figure 5.2 – Impact du type des conditions aux limites sur la prédiction du séchage dans des pâtes de ciment à rapport E/C respectivement égal à 0,4, 0,5 et 0,6 [Carette et al. 2016]

5.1.4 Enjeux et modèle retenu

Le modèle décrit est fiable et permet modéliser le séchage à travers un processus d'identification basée sur une caractérisation expérimentale accessible. En effet, les propriétés effectives traduisent l'évolution de la perméabilité et de la diffusivité en fonction de l'état de saturation du matériau. En revanche, 5 paramètres sont à identifier hormis les propriétés intrinsèques. La multitude des paramètres génère inévitablement une variabilité liée à la non-unicité de la solution.

La perméabilité de l'eau liquide diminue avec la désaturation du matériau. En contrepartie, la diffusion augmente [Abbas et al. 1999]. Néanmoins, pour l'intervalle d'humidité relative qui nous intéresse la diffusion reste faible. En outre, la cinétique de séchage diffère d'un béton à l'autre en fonction de sa porosité, de la distribution de la taille des pores, de sa perméabilité, etc. L'hypothèse admise pour le moment suppose que le séchage des bétons ordinaires est conduit principalement par la diffusion de la vapeur d'eau, alors que dans les bétons à hautes performances, le séchage est conduit principalement par la perméation de l'eau liquide [Thiery 2005]. Il est très difficile de définir le poids de chacun des mécanismes pour chaque béton.

De plus, pour la deuxième partie de l'étude où l'effet de la température est inclus, le problème est encore plus compliqué. La température n'agit pas de la même manière sur la diffusion que sur la perméation, sachant que le poids de chacun des mécanismes dans le processus de séchage est inconnu.

De ce fait, une deuxième simplification s'impose et consiste à ne prendre en compte que le transport d'eau liquide. [Mainguy 1999] a évalué le modèle complet et l'a comparé au modèle simplifié et aux résultats expérimentaux de perte en masse sur une pâte de ciment ordinaire (CO), du béton ordinaire (BO) et du béton à très hautes performances (CH) (Figure 5.3). Le modèle simplifié est validé et est fiable pour décrire la cinétique de séchage sans la prise en compte du mouvement de vapeur.

Seul le mouvement darcéen sera pris en compte dans la simulation du séchage, comme le montre l'équation ((5.20). k_l est à identifier par analyse inverse à l'aide des mesures de perte en masse. Cette équation est dite équation de Richards. L'hydratation et les effets de paroi ne sont pas considérés dans ce modèle.

$$\rho_l \left[\phi \left(1 - \frac{\rho_v}{\rho_l} \right) \right] \frac{\partial S_l}{\partial t} = \text{div} \left[\frac{\partial p_c}{\partial S_l} \left(k_l \frac{\rho_l}{\mu_l} \right) \text{grad}(S_l) \right] \quad (5.20)$$

Les effets du coffrage sur l'arrangement granulaire et sur le profil des propriétés du béton ont été évalués par une nouvelle méthode basée un outil de simulation moléculaire et les résultats sont consignés dans l'annexe 7. L'effet de l'hydratation est discuté également.

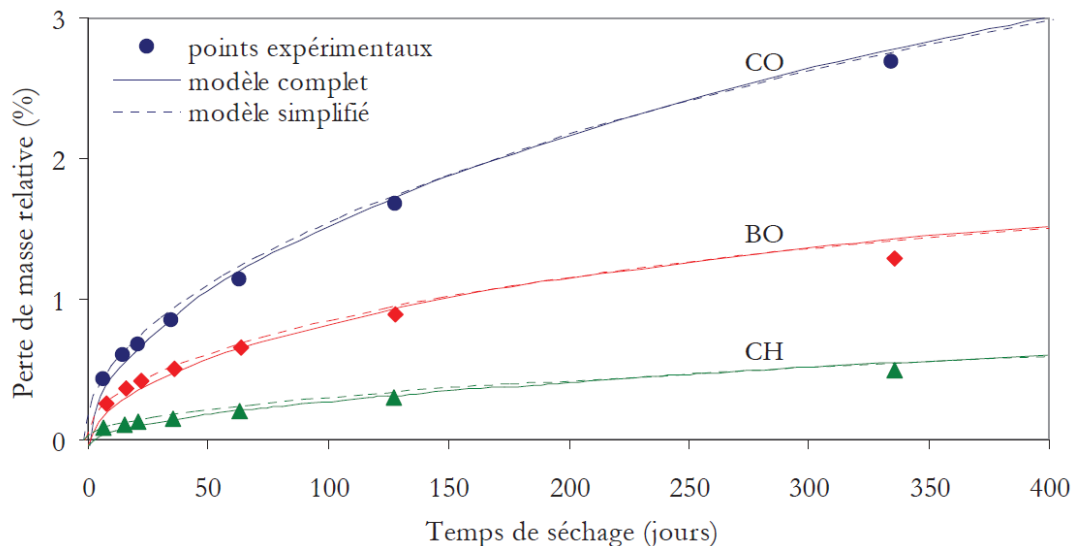


Figure 5.3 – Modélisation de la perte en masse en utilisant le modèle complet biphasique et le modèle simplifié traduisant le mouvement darcéen [Mainguy 1999]

5.2 Extension du modèle aux effets de la température

La température joue un rôle crucial dans le comportement hydrique du matériau. Elle apporte ainsi des modifications à la microstructure et aux mécanismes de transfert. Le niveau d'impact dépend de l'âge du béton et de la valeur de la sollicitation thermique :

- au jeune âge, la température induit une modification de la microstructure par la thermoactivation de la réaction d'hydratation. Pour des températures élevées, la porosité capillaire augmente également. Par ailleurs, elle peut favoriser l'apparition des pathologies si elle dépasse 65 °C à 70 °C (i.e. déclenchement de la formation différée d'ettringite) [Salgues 2013; Jabbour 2018] ;
- à l'état mature, la température favorise le transport des fluides en modifiant leurs propriétés physiques (densité, viscosité). L'effet sur la désorption a été décrit dans le Chapitre 2. La température favorise la désorption en modifiant l'équilibre thermodynamique des mécanismes de physisorption.
- l'application d'une sollicitation thermique suffisante permet d'accélérer significativement les transferts hydriques dans les matériaux cimentaires. Cependant, une température très élevée risque d'altérer la microstructure par la microfissuration, l'apparition des pathologies ou encore la transformation ou la décomposition des hydrates.

L'objectif de la thèse est de mettre en place un protocole de séchage accéléré représentatif d'un état cible choisi lors d'un séchage dit en conditions normalisées. L'effet de la température étant significatif sur le béton, les mécanismes de transfert et sur les fluides mis en jeu, la température est choisie dans une gamme modérée $T \in [20 \text{ °C}, 60 \text{ °C}]$.

5.2.1 Effet sur les propriétés physiques

5.2.1.1 Béton

Les propriétés physiques du béton évoluent en fonction de la température. L'impact est d'autant plus élevé que la température appliquée l'est aussi.

La conductivité thermique est une grandeur physique qui exprime l'aptitude d'un matériau à conduire la chaleur. Dans les bétons, cette grandeur diminue généralement avec l'augmentation de la température. L'évolution dépend bien évidemment du type de béton, de la teneur en eau et de la minéralogie des granulats. La Figure 5.4, tirée de la thèse de [Nguyen 2013] illustre l'évolution de la conductivité thermique en fonction de la température selon [Mindeguia 2009; Xing et al. 2011; Haniche 2011]. Le moteur de la baisse de la conductivité thermique est la teneur en eau. Les granulats calcaires ont généralement une conductivité plus faible que les granulats siliceux. L'impact des granulats est négligeable dans la courbe du fait de la faible teneur en silice (0,3 %).

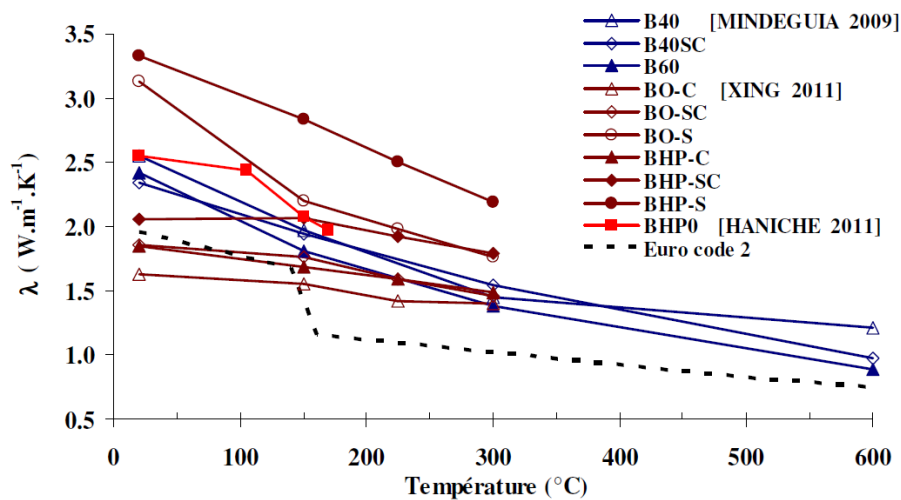


Figure 5.4 – Evolution de la conductivité thermique en fonction de la température pour des bétons BHP, BO. C : pour granulats calcaires et SC : granulats silico-calcaires [Mindeguia 2009; Xing et al. 2011; Haniche 2011]. Citée dans [Nguyen 2013]

Il a été constaté communément que la densité du béton diminue sous l'effet de la température [Schneider 1988; Bazant and Kaplan 1996; Anderberg 2003; Kodur 2014]. Expérimentalement, la masse diminue progressivement jusqu'à 600 $^{\circ}\text{C}$. Au-delà, cette diminution est plus significative. La baisse progressive est liée à l'évacuation de l'eau libre et structurale, à l'expansion thermique et à la transformation des phases. [Anderberg 2003] propose une loi qui exprime l'évolution de la densité par rapport à sa valeur initiale avec l'augmentation de la température (équation (5.21)). Pour des températures inférieures à 100 $^{\circ}\text{C}$, l'évolution de la conductivité thermique et de la densité du béton est très faible.

$$\rho_b(T) = \begin{cases} \rho_{b0} & , \text{si } 20^\circ\text{C} \leq T \leq 115^\circ\text{C} \\ \rho_{b0} \left(1 - \frac{0,02(T - 115)}{85}\right) & , \text{si } 115^\circ\text{C} \leq T \leq 200^\circ\text{C} \\ \rho_{b0} \left(1 - \frac{0,03(T - 200)}{200}\right) & , \text{si } 200^\circ\text{C} \leq T \leq 400^\circ\text{C} \\ \rho_{b0} \left(1 - \frac{0,02(T - 400)}{800}\right) & , \text{si } 400^\circ\text{C} \leq T \leq 1200^\circ\text{C} \end{cases} \quad (5.21)$$

5.2.1.2 Eau

La densité de l'eau baisse avec l'augmentation de la température sous l'effet de la dilatation thermique et l'augmentation de la pression de vapeur. [Raznjevic and Podhorsky 1970] ont développé une loi exprimant l'évolution de la densité de l'eau en fonction de la température (équation (5.22)). L'évolution de la densité pour des températures inférieures à 100 °C est négligeable.

$$\rho_l(T) = 314,4 + 685,6 \left(1 - \left(\frac{T - 273,15}{374,14}\right)^{\frac{1}{0,55}}\right)^{0,55} \quad (5.22)$$

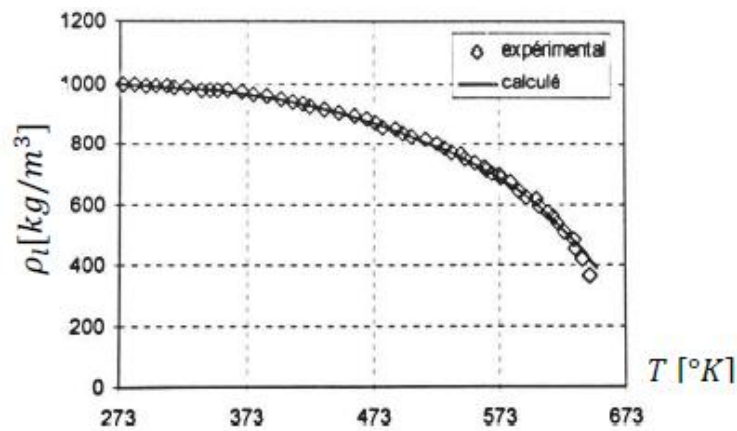


Figure 5.5 – Evolution de la densité de l'eau en fonction de la température [Raznjevic and Podhorsky 1970]

La viscosité de l'eau liquide diminue avec l'augmentation de la température du fait de l'augmentation de la pression de vapeur. Différents modèles existent dans la littérature et permettent de suivre l'évolution de la viscosité en fonction de la température [IAPWS 2008; Engineersedge; Chhun 2017]. La viscosité de l'eau évolue sensiblement en fonction de la température contrairement à la densité. Dans la Figure 5.6, les deux modèles présentés donnent des résultats cohérents avec la mesure expérimentale.

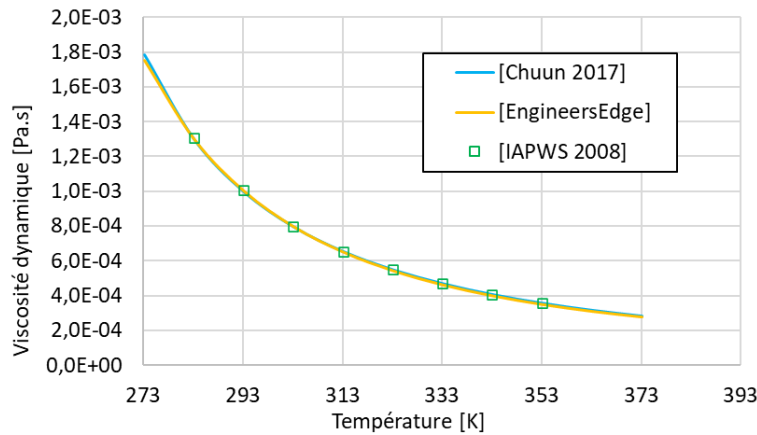


Figure 5.6 – Evolution de la viscosité dynamique de l'eau liquide en fonction du temps selon [IAPWS 2008; Engineersedge; Chhun 2017]

5.2.2 Effet sur les propriétés de transport

5.2.2.1 Réseau poreux

La porosité du béton, quelle que soit son type, augmente avec l'augmentation de la température. A jeune âge, la température peut modifier la distribution de taille des pores dans les bétons, principalement en raison de la thermoactivation de la réaction d'hydratation. La progression de l'hydratation conduit à une population de C-S-H plus dense, ce qui est à l'origine de la diminution des micropores en augmentant la température dans la Figure 5.7 illustrée des travaux de [Drouet 2010]. Des pores de taille plus fine vont apparaître et sont très difficilement accessibles par l'intrusion de mercure [Escalante-García and Sharp 1998; Famy et al. 2002]. Une augmentation dans la macroporosité est observée dans le cas d'une température de 80 °C.

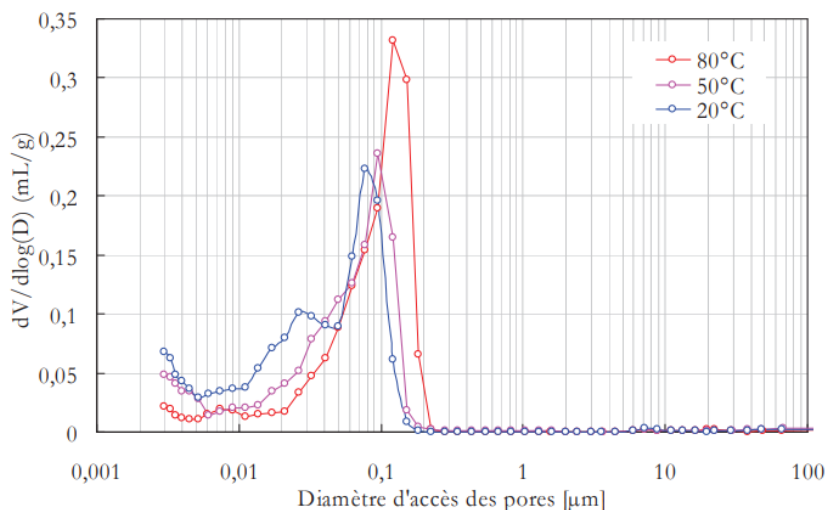


Figure 5.7 – Evolution de la distribution de la taille des pores obtenue par intrusion au mercure dans des pâte de ciment (CEM I) à E/C = 0,4 pour des températures de conditionnement différentes [Drouet 2010]

A l'état durci, l'augmentation de la porosité avec la température est liée principalement aux phénomènes suivants :

- phénomène de désorption favorisée jusqu'à 120 - 130 °C (température d'évacuation de la totalité de l'eau évaporable) [Poyet and Charles 2009] ;
- microfissuration induite par la dilation thermique et la déformation différentielle entre la pâte de ciment et les granulats [Kalifa et al. 2001; Hager 2004; Mindeguia 2009] ;
- évacuation de l'eau liée structurelle pour des températures au-delà de 130 °C et inférieure à 500 °C [Villain and Platret 2006; Borges et al. 2010].

[Pliya 2010] a mesuré l'évolution de la porosité par rapport à la valeur mesurée à 60 °C pour différentes températures allant de 150 °C à 450 °C et pour des BO et des BHP. Une augmentation quasi-linéaire de la porosité d'environ 16 % est observée jusqu'à 300 °C. Au-delà, la hausse est plus importante notamment dans le BHP (liée à une quantité d'eau liée plus élevée). Les résultats sont illustrés dans la figure suivante.

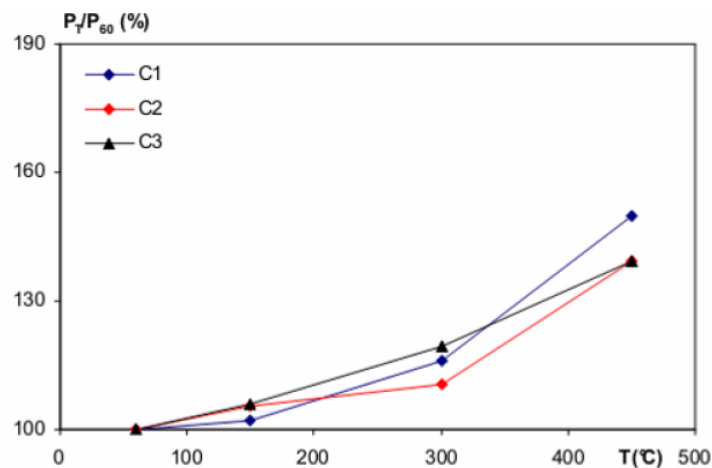


Figure 5.8 – Evolution de la porosité relative en fonction de la température pour des BO et des BHP [Pliya 2010]

5.2.2.2 Perméabilité intrinsèque

La perméabilité intrinsèque augmente avec la température à jeune âge. [Powers 1979] a investigué la perméabilité intrinsèque des pâtes de ciment dont le rapport E/C varie entre 0,5 et 0,8 pour des températures allant de 20 à 30 °C. Les résultats rapportés dans la Figure 5.9 montrent une augmentation linéaire en échelle logarithmique. Le résultat peut être lié à la thermoactivation du transport d'eau. Par ailleurs, [Drouet 2010] a constaté que l'évolution de la perméabilité intrinsèque est relativement non linéaire entre 20 et 80 °C (Figure 5.9). L'auteur explique ceci par l'apparition d'autres phénomènes en plus de la thermoactivation du transport pour des plages de températures plus élevées. Le changement du réseau poreux et la dégradation de l'ettringite peuvent en faire partie.

[Cheikh Sleiman et al. 2020], dans ses travaux de thèse a proposé une loi traduisant l'évolution de la perméabilité en fonction de la température en se basant sur les résultats de [Drouet 2010] (équation (5.23)). Le modèle proposé permet de restituer les valeurs identifiées par [Drouet 2010] entre 20 °C et 80 °C. Toutefois, il n'est valable que pour des humidités relatives supérieures ou égales à 85 %HR. Pour un séchage à humidité relative plus faible, cette relation risque de surestimer la perméabilité.

$$K_w^{int}(T) = K_0 \exp \left(\exp \left(\left(\frac{T - T_0}{T_c} \right) - 1 \right) \right) \quad (5.23)$$

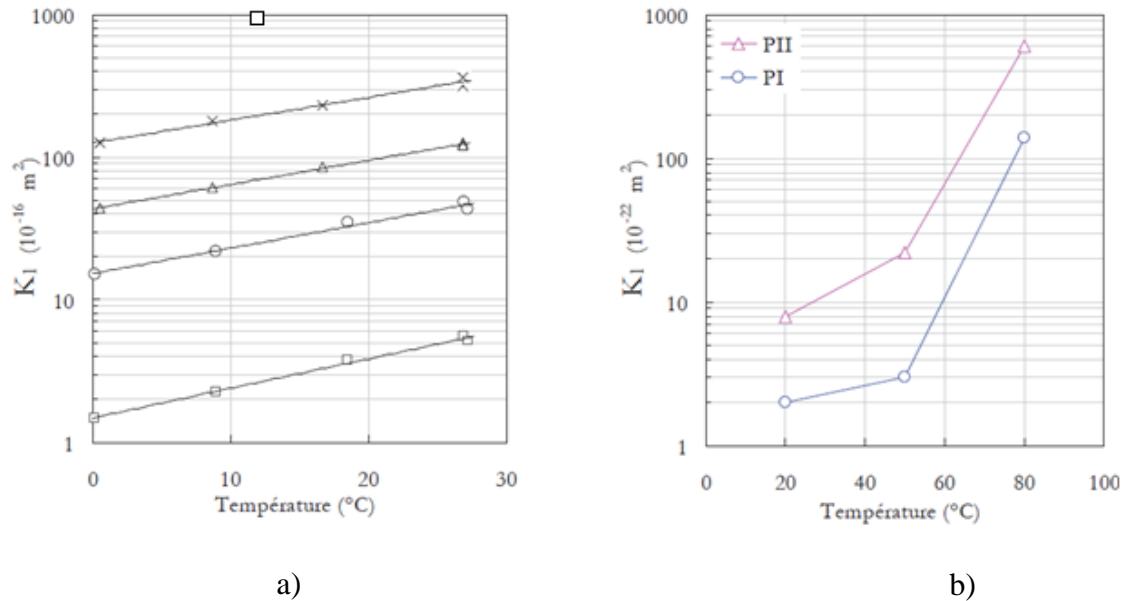


Figure 5.9 – Evolution de la perméabilité intrinsèque en fonction de la température dans des pâtes de ciment. a) perméabilité intrinsèque mesurée par [Powers 1979] dans des pâtes de ciment à rapport E/C = 0,5, 0,6, 0,7 et 0,8. b) perméabilité intrinsèque identifiée par analyse inverse par [Drouet 2010] dans des pâtes de ciment à E/C = 0,4

La Figure 5.10 montre l'évolution de la perméabilité intrinsèque pour des températures plus élevées dans des BO et des BHP. La perméabilité augmente significativement avec l'augmentation de la température. Une hausse très importante est observée entre 250 $^{\circ}\text{C}$ et 400 $^{\circ}\text{C}$ et est liée principalement aux modifications du réseau poreux et de la microstructure pour les raisons citées au préalable.

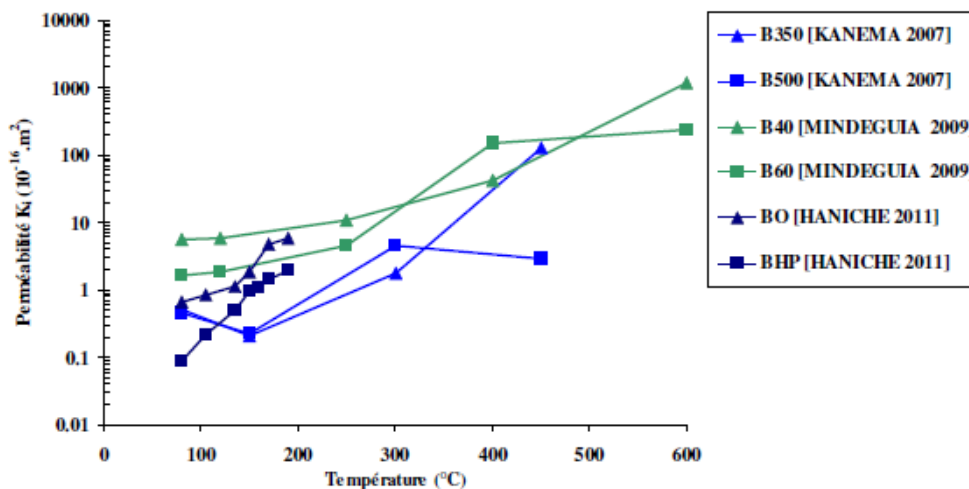


Figure 5.10 – Evolution de la perméabilité intrinsèque en fonction de la température pour des BO et des BHP d'après [Mindeguia 2009; Haniche 2011] cité dans [Nguyen 2013]

5.2.3 Intégration des effets de la température dans le modèle hydrique

L'effet de la température sur les paramètres matériaux tels que la porosité et la masse volumique n'est pas considéré. Seul l'effet sur les propriétés physiques des fluides et sur l'isotherme de désorption est intégré.

Comme expliqué ci-avant (§ 0), la densité de l'eau varie faiblement pour des températures inférieures à 100 °C. La densité est donc considérée constante et égale à 1000 kg. m⁻³. La viscosité dynamique intervient dans le calcul de la perméation de l'eau liquide (équation (5.20)). Le modèle retenu pour exprimer l'évolution de la viscosité en fonction de la température est celui proposé par [Engineersedge]. Le modèle est présenté dans l'équation suivante avec $A_\mu = 2,414 \cdot 10^{-5} Pa \cdot s$, $B_\mu = 247,8 K$ et $C_\mu = 140 K$.

$$\mu_l = A_\mu 10^{\frac{B_\mu}{T - C_\mu}} \quad (5.24)$$

L'approche proposée par [Chhun 2017] est retenue pour exprimer l'évolution de l'isotherme de désorption en fonction de la température. Le modèle est empirique et est basé sur le modèle de Van Genuchten tout en faisant varier le paramètre a_{mu} en fonction de la température (équations (5.25) et (5.26)). a_{mu} est exprimé en fonction de a_{mu0} qui est identifié à température ambiante, $T_{ref} = 20^\circ C$ et T_{mu} est à identifier en recalant le modèle à l'isotherme de désorption expérimentale.

$$S_l = \left[\left(\left(\frac{p_c}{a_{mu}(T)} \right)^{\frac{b_{mu}}{b_{mu}+1}} + 1 \right)^{-\frac{1}{b_{mu}}} \right] \quad (5.25)$$

$$a_{mu}(T) = a_{mu0} e^{-\frac{T - T_{ref}}{T_{mu} - T_{ref}}} \quad (5.26)$$

Le modèle de Van Genuchten s'écrit donc sous la forme suivante également :

$$p_c = a_{mu}(T) \left[(S_l^{-b_{mu}} - 1)^{1 - \frac{1}{b_{mu}}} \right] \quad (5.27)$$

Et la dérivée de la pression capillaire $\frac{dp_c}{dS_l}$ s'écrit :

$$\frac{dp_c}{dS_l} = a_{mu}(T) (1 - b_{mu}) S_l^{-b_{mu}-1} (S_l^{-b_{mu}} - 1)^{-\frac{1}{b_{mu}}} \quad (5.28)$$

Le modèle de Van Genuchten [Van Genuchten 1980] ne permet pas d'expliquer la physique du processus de séchage. Cependant, il permet une dérivation simple de l'isotherme et de la perméabilité relative avec le modèle de Mualem [Mualem 1976] et donc une résolution simple de l'équation de Richards.

[Chhun 2017] a évalué la fiabilité du modèle en l'utilisant pour restituer les courbes d'isotherme de désorption numériques et expérimentales de la littérature et ceci pour différentes températures (Figure 5.11). La mesure de l'isotherme de désorption présente une variabilité plus ou moins marquée selon le protocole de l'essai.

Pour donner un ordre de grandeur pour un béton à 4 % de teneur en eau, il faut prévoir une variabilité d'environ $\pm 0,3$ % en absolu dans la courbe d'isotherme de désorption [Wu et al. 2015]. Compte tenu de cette variabilité, le modèle semble reproduire assez bien les isothermes de désorption notamment dans l'intervalle d'HR qui nous intéresse [50 %HR, 75 %HR] et pour des températures modérées. Il est nécessaire d'avoir assez de données expérimentales pour affiner l'identification des paramètres du modèle.

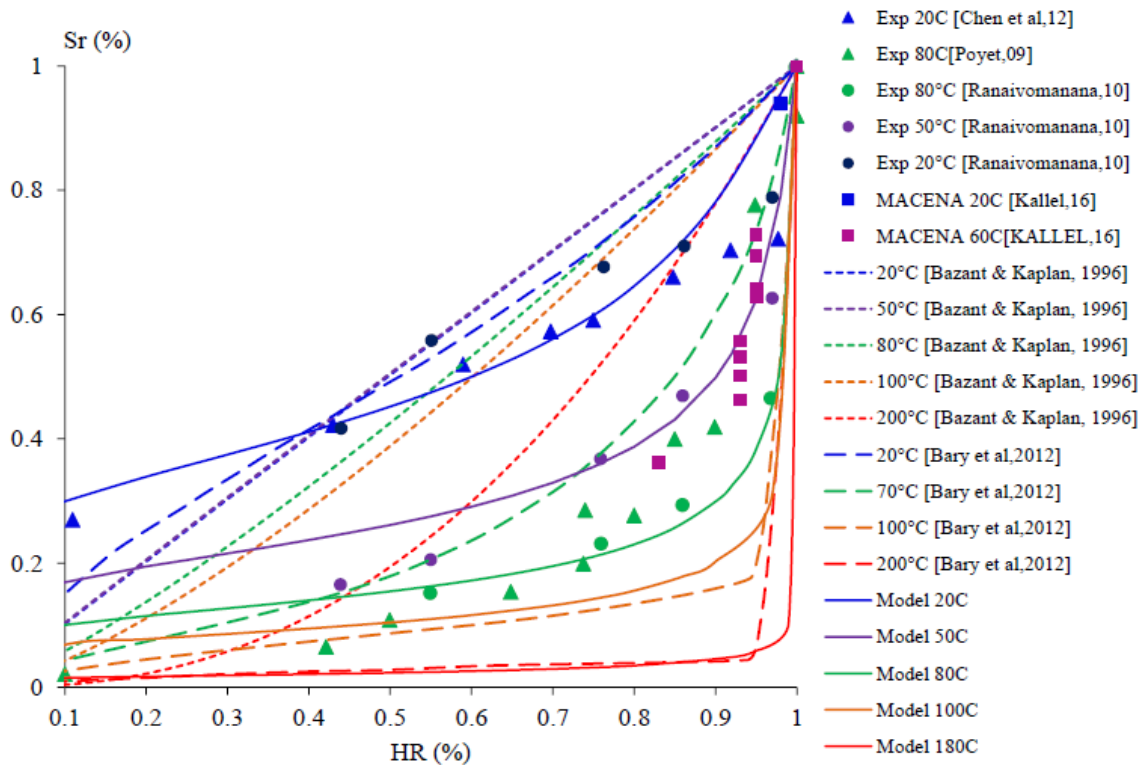


Figure 5.11 – Restitution des courbes d'isotherme de désorption (numériques et expérimentales) à différentes températures en utilisant le modèle proposé par [Chhun 2017] présentés par les traits continus. Les marques présentent les mesures expérimentales de [Poyet and Charles 2009; Chen et al. 2012; Ranaivomanana et al. 2011], les traits interrompus présentent les résultats de simulation proposée par [Bazant and Kaplan 1996] et [Bary et al. 2012]

5.3 Identification des paramètres

Les équations présentées dans la partie précédente sont valables pour des températures modérées. Pour simplifier le processus d'identification et pour réduire le nombre de paramètres, seules les équations intégrant l'effet de la température sont utilisées dans la modélisation du séchage à 23 °C et à 40 °C. La caractérisation expérimentale présentée dans le chapitre précédent est utilisée dans l'identification des paramètres de l'équation de Chhun-Van Genuchten et Mualem-Van Genuchten. La détermination de la perméabilité intrinsèque et le facteur de pore sont déterminés par simulation de la perte en masse et ajustement à la mesure expérimentale. De ce fait, la procédure d'identification est séquentielle et s'effectue dans l'ordre montré dans le Tableau 5.2.

Tableau 5.2 – Récapitulatif des paramètres à identifier

Etape	Mécanismes	Paramètres à identifier	Méthode d'identification
1	Isotherme de désorption Équations (5.25) et (5.26)	$a_{\mu 0}$, T_{μ} et b_{μ}	Recalage avec la courbe d'isotherme de désorption expérimentale
2	Perméabilité effective Équations (5.14) et (5.15)	k_0 et n_k	Recalage de la perte en masse prédite par l'équation de Richard (5.20) à la perte en masse expérimentale

5.3.1 Isotherme de désorption

Connaissant la porosité des matériaux et les masses volumiques, afin de résoudre l'équation de Richard, il faut définir les paramètres de l'isotherme de désorption dans les équations (5.25) et (5.26). Ces derniers sont identifiés par ajustement à la mesure expérimentale de l'isotherme de désorption par la méthode des moindres carrés. Pour réduire le nombre des paramètres à identifier, et vu la non-unicité de la solution, nous avons choisi un même jeu de paramètres pour les isothermes à 23 °C et à 40 °C.

La Figure 5.12 et la Figure 5.13 présentent la comparaison entre les isothermes de désorption expérimentales à 23 °C et 40 °C et celles obtenues par le modèle de Chhun-Van Genuchten.

Le recalage dans les BHP à fortes humidités relatives est moins représentatif. En effet, le modèle ne permet pas de prendre en compte convenablement les phénomènes physiques ayant lieu dans les bétons matures peu poreux notamment pour des humidités relatives élevées. La porosité capillaire est *a priori* d'autant plus faible que la durée de cure est élevée. [Drouet 2010] avait trouvé la même constatation par porosimétrie au mercure. Le recalage dans les bétons VeRCoRs et CETU est plutôt satisfaisant dans tout l'intervalle d'humidité relative.

Etant donné que l'intervalle d'intérêt pour notre étude se situe en dessous de 80 %HR, le recalage a consisté à se rapprocher au mieux des points expérimentaux dans l'intervalle [40 %HR, 80 %HR]. Le recalage présenté est retenu et semble être satisfaisant en considérant la variabilité constatée sur la mesure expérimentale. Le modèle reproduit assez bien l'effet de la température en particulier dans l'intervalle d'intérêt. Sous l'effet de la température, le degré de saturation diminue pour une même humidité relative.

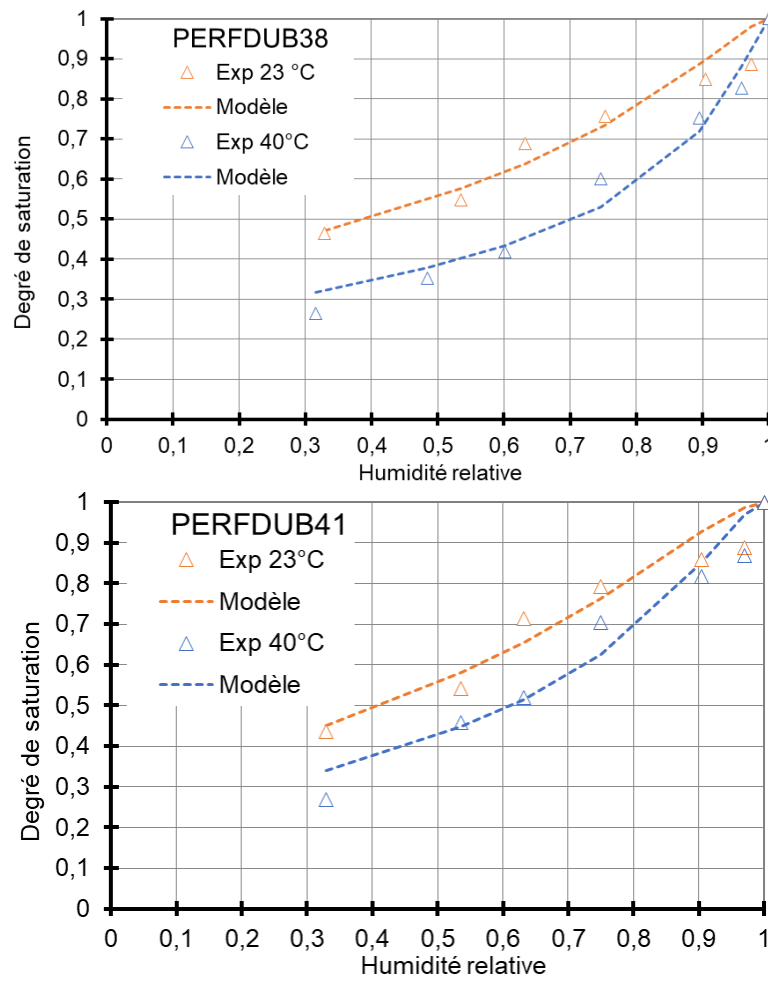


Figure 5.12 – Isotherme de désorption des bétons PERFDUB38 et PERFDUB41 à 23 °C et à 40 °C décrit par le modèle de Chhun-Van Genuchten

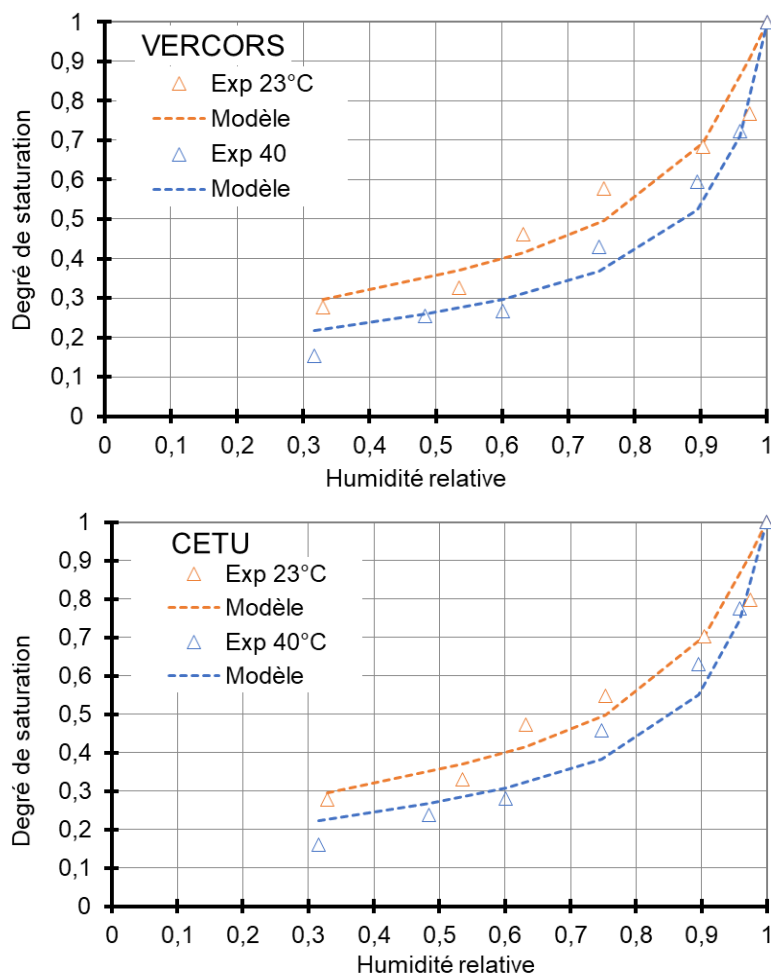


Figure 5.13 – Isotherme de désorption des bétons VERCORS et CETU à 23 °C et à 40 °C décrit par le modèle de Chhun-Van Genuchten

Le Tableau 5.3 contient un récapitulatif des paramètres identifiés dans les 4 bétons. Le paramètre $a_{\mu 0}$ est du même ordre de grandeur pour les BHP et pour les BO. Le paramètre T_{μ} est du même ordre de grandeur pour les 4 bétons. Une variation même très faible de b_{μ} implique une variation importante dans la courbe d'isotherme : ce paramètre est donc sensiblement différent pour les 4 bétons. La valeur minimale de ce paramètre est constatée pour le béton PERFDUB41. Le jeu de paramètres fixés permet de restituer la courbe d'isotherme de désorption même s'il est difficile d'accorder une signification physique à chaque paramètre.

Tableau 5.3 – Identifications des paramètres de l'isotherme pour les 4 bétons étudiés

Catégorie	T[°C]	Paramètre	PERFDUB38	PERFDUB41	VeRCoRs	CETU
Isotherme de désorption	23 et 40	$a_{\mu 0}$ [MPa]	-31,085	-37,926	-7,623	-8,152
		T_{μ}	308,765	325,277	316,482	321,230
		b_{μ}	3,418	2,939	3,584	3,489

5.3.2 Perméabilité effective

L'identification consiste à déterminer la perméabilité intrinsèque k_0 et la perméabilité relative en identifiant le facteur de pore n_k . L'approche adoptée est celle proposée par [Poyet et al. 2011]. Elle consiste à identifier les deux paramètres, par analyse inverse, tout en contraignant l'intervalle de variation de la perméabilité intrinsèque pour chaque béton. Dans notre étude, l'ordre de grandeur de la perméabilité à l'eau liquide mesurée expérimentalement (résultats présentés dans le Chapitre 3). L'analyse inverse consiste à résoudre l'équation de Richard (5.20) et à simuler la perte en masse expérimentale par un calcul aux éléments finis sous CAST3M. La perméabilité intrinsèque et le facteur de pore sont définis par minimisation de l'écart quadratique entre la perte en masse prédite et la perte en masse mesurée. Le recalage est inspiré de la méthode proposée par [Drouet 2010].

5.3.2.1 Perméabilité intrinsèque et facteur de pore

Le suivi pondéral (présenté dans le Chapitre 4) est réalisé à 23 °C, 50 %HR environ et à 40 °C, 65 %HR sur 3 cylindres Ø 11 cm x 10 cm (séchage tridimensionnel axisymétrique). Les mesures utilisées dans le recalage sont les valeurs moyennes avec une variabilité de $\pm 0,1$ % en absolu. Il est à noter qu'il y avait des fluctuations importantes de l'humidité relative pour le séchage à 23 °C à en raison d'un problème de régulation hydrique dans l'enceinte climatique. La prédiction de la perte en masse est réalisée pour les deux valeurs de porosité pour chaque béton ; la porosité P60 et P105, pour lesquelles la masse sèche est obtenue par séchage respectivement à 60 °C et à 105 °C jusqu'à stabilisation. Pour le recalage à 23 °C, l'historique réel du séchage (température et humidité relative enregistrées) est utilisé dans la plupart des cas. Sachant que le modèle ne prend pas en compte les phénomènes d'hystérésis et que les paramètres de l'isotherme ont été calibrés selon la courbe de désorption, il est difficile de restituer exactement la courbe réelle de perte en masse en cas de réhumidification.

Les résultats du recalage à 23 °C et à 40 °C sont présentés dans Figure 5.14 et la Figure 5.15 pour les 4 bétons. Le recalage à 23 °C a été plus difficile qu'à 40 °C à cause des fluctuations de l'humidité relative lors du séchage. Néanmoins, tant que l'écart est inférieur à la variabilité de la mesure, le recalage est retenu. Le facteur de pore est de 0,5 pour le béton PERFDUB38 pour les 2 températures de séchage. Il est égal à 0,2 à 23 °C et à 0,5 à 40 °C pour la formule 41. Ce facteur est beaucoup plus variable dans les bétons ordinaires. Il est généralement plus faible dans les BHP ce qui est cohérent avec leur faible paramètre de transfert et avec les valeurs identifiées de b_{mu} . Il est à noter que le modèle utilisé ne reproduit que la phase de séchage. Ainsi, la prédiction du gain de masse ne doit pas être donc analysée.

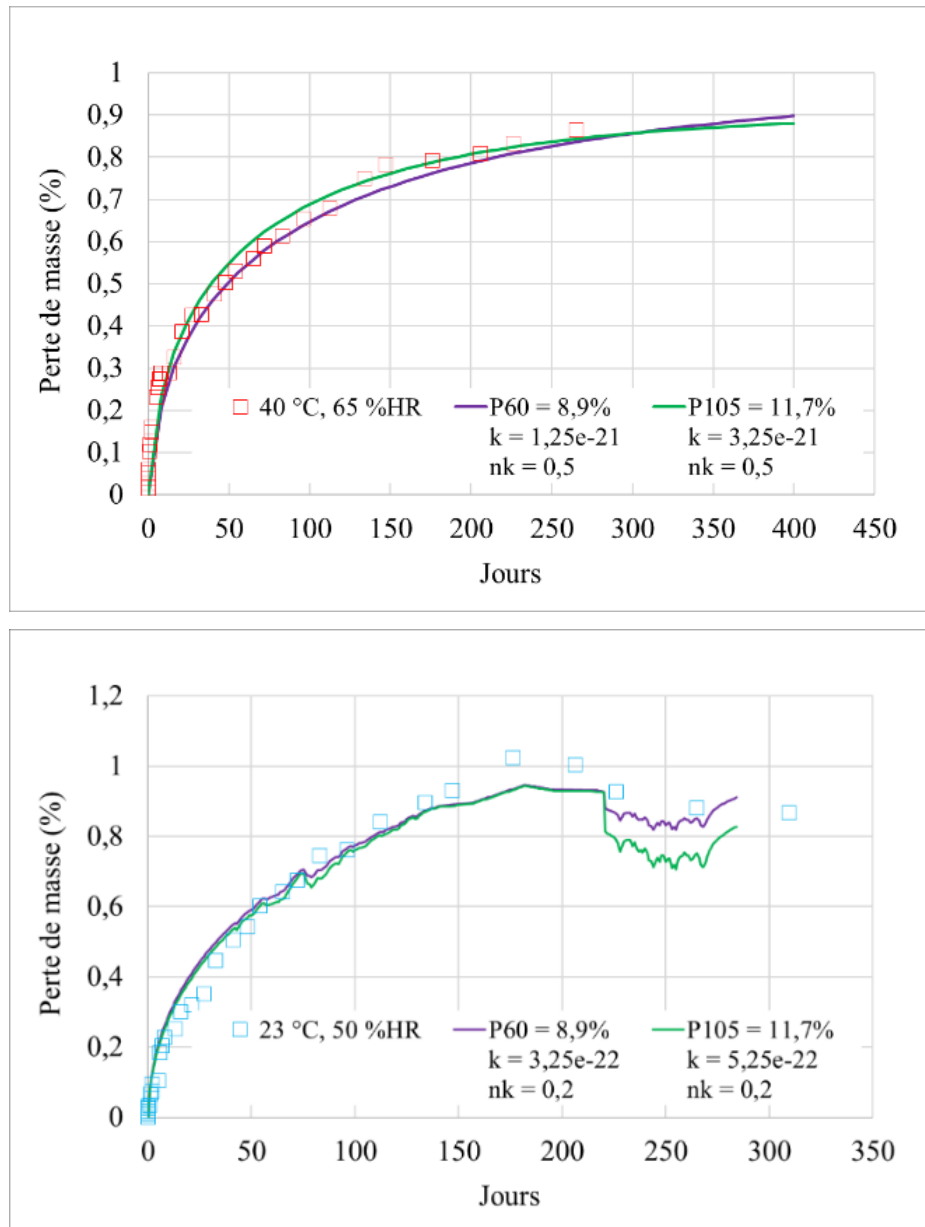


Figure 5.14 – Restitution de la perte en masse expérimentale et identification de la perméabilité intrinsèque et le facteur de pore à 23 °C, 50 %HR environ et à 40 °C, 65 %HR, illustration pour le béton PERFDUB41

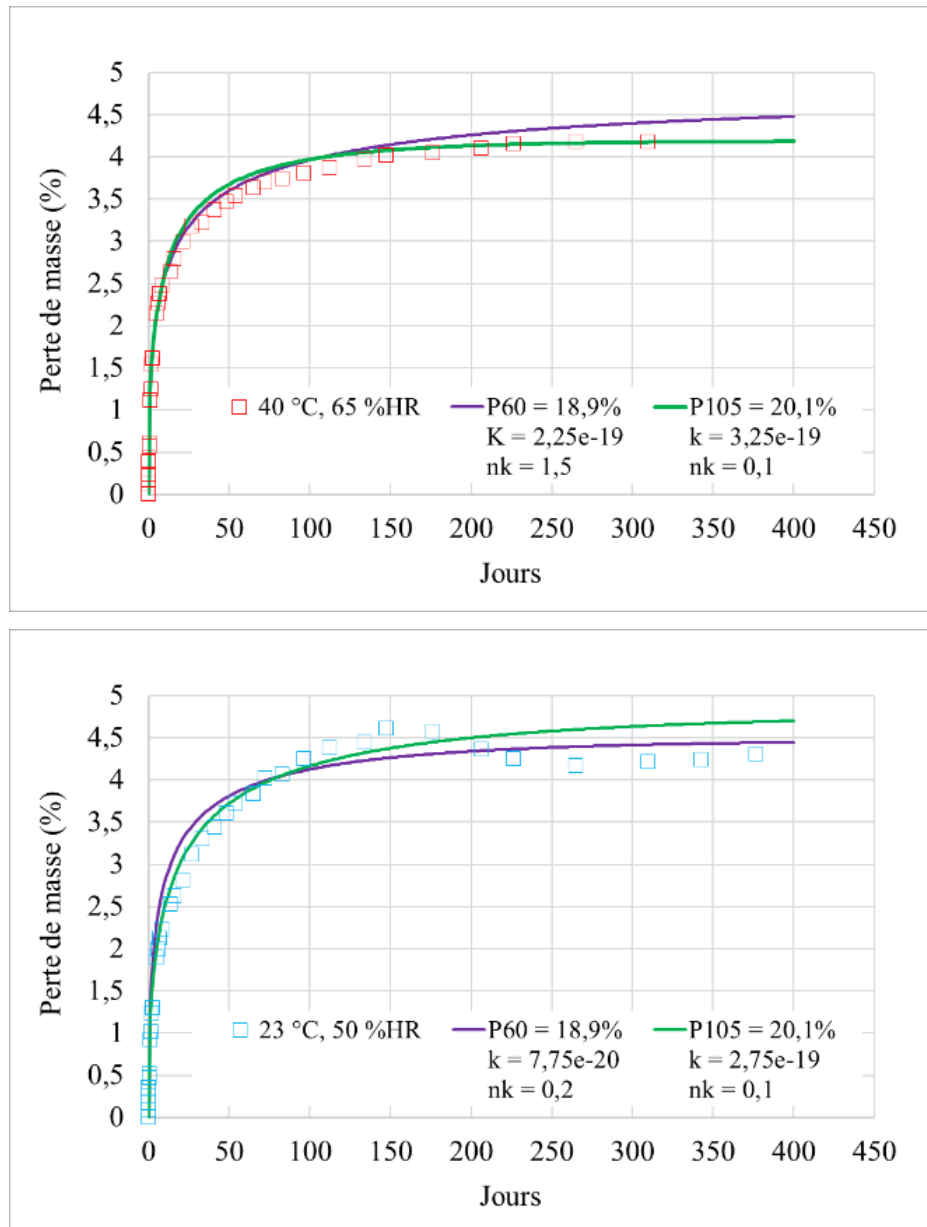


Figure 5.15 – Restitution de la perte en masse expérimentale et identification de la perméabilité intrinsèque et le facteur de pore à 23 °C, 50 %HR environ et à 40 °C, 65 %HR, illustration pour le béton CETU

5.3.2.2 Récapitulatif et impact de la porosité

Le Tableau 5.4 présente un récapitulatif des paramètres identifiés. Il est important de se rappeler que ces paramètres correspondent à des bétons matures ayant atteint leurs propriétés finales. La perméabilité intrinsèque identifiée est cohérente avec les résultats expérimentaux présentés en Chapitre 3.

Tableau 5.4 – Identifications de la perméabilité intrinsèque et le facteur de pore pour les 4 bétons étudiés. Les indices min et max correspondent au recalage en utilisant respectivement la porosité P60 et P105

T [°C]	Paramètre	PERFDUB38	PERFDUB41	VeRCoRs	CETU
23	$k_{0 \text{ min}}$ [m ²]	7,75 10 ⁻²²	3,25 10 ⁻²²	275 10 ⁻²²	775 10 ⁻²²
	$n_k \text{ min}$	0,5	0,2	0,7	0,2
	$k_{0 \text{ max}}$ [m ²]	17,5 10 ⁻²²	5,25 10 ⁻²²	225 10 ⁻²²	2750 10 ⁻²²
	$n_k \text{ max}$	0,5	0,2	0,2	0,1
40	$k_{0 \text{ min}}$ [m ²]	57,5 10 ⁻²²	12,5 10 ⁻²²	2750 10 ⁻²²	2250 10 ⁻²²
	$n_k \text{ min}$	0,5	0,5	0,2	1,5
	$k_{0 \text{ max}}$ [m ²]	175 10 ⁻²²	32,5 10 ⁻²²	525 10 ⁻²²	3250 10 ⁻²²
	$n_k \text{ max}$	0,5	0,5	1,75	0,1

L'effet de la porosité peut être évalué explicitement dans les bétons PERFDUB38 et 41 là où le facteur de pore est constant pour chaque température. En outre, entre P105 et P60, il y a 3,1 % et 2,8 % d'écart absolu respectivement dans la formule 38 et 41. Cet écart a induit un facteur de 2,26 et de 1,6 dans la perméabilité intrinsèque respectivement du béton PERFDUB38 et PERFDUB41 à 23 °C. A 40 °C, ceci a conduit également à un facteur de 3,0 et de 2,6. La perméabilité est dépendante de la porosité, une perspective intéressante est de prendre en compte cette corrélation dans le modèle de séchage notamment à jeune âge quand la microstructure évolue avec l'âge.

L'évolution de la perméabilité intrinsèque en fonction de la porosité est présentée dans la Figure 5.16. La courbe, tracée en échelle logarithmique, rassemble toutes les mesures de porosité des 4 bétons et pour les deux température 60 °C et 105 °C. Bien que le facteur de pore ne soit pas toujours le même notamment dans les bétons ordinaires (d'où les fluctuations), la perméabilité intrinsèque augmente sensiblement avec l'augmentation de la porosité. L'évolution est d'autant plus importante que la température est élevée. Ce résultat est cohérent selon [Nyame and Illston 1981] qui ont étudié l'évolution de la perméabilité à l'eau liquide en fonction de la porosité depuis le début de l'hydratation jusqu'à la stabilisation des propriétés. L'étude avait été réalisée sur des pâtes de ciment à différents rapports E/C et l'un des résultats est présenté dans la Figure 5.17. Selon les auteurs, la perméabilité évolue avec l'âge du béton sous l'effet de l'hydratation et l'évolution du réseau poreux. Elle dépend également du rapport E/C.

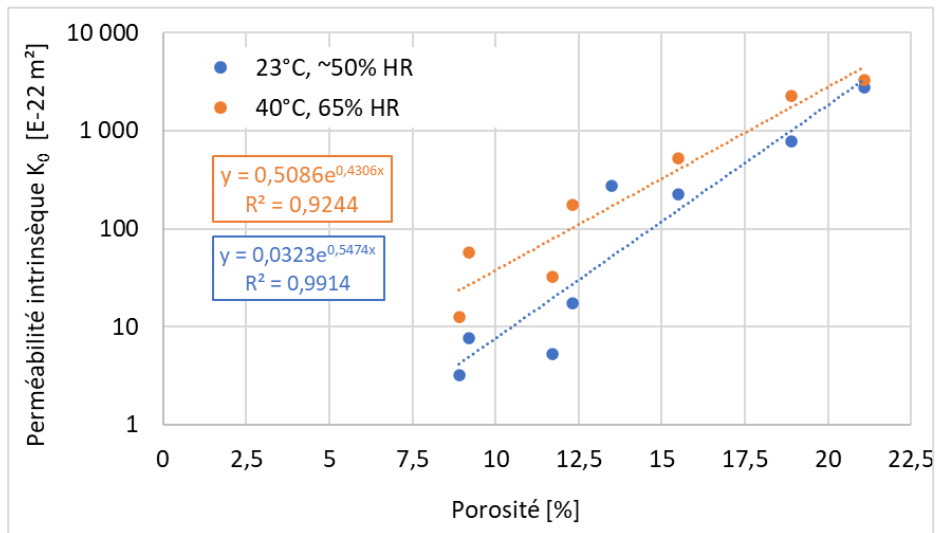


Figure 5.16 – Evolution de la perméabilité intrinsèque identifiée en fonction de la porosité pour les 4 bétons étudiés

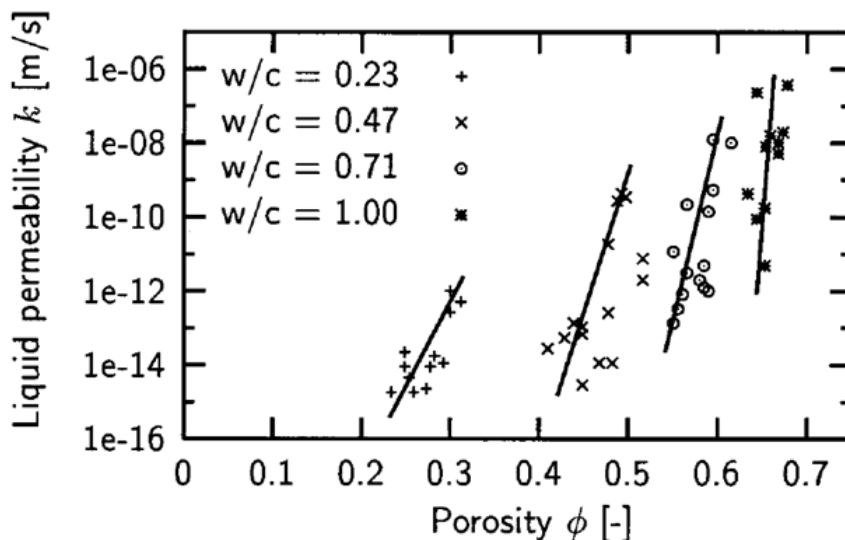


Figure 5.17 – Evolution de la conductivité hydraulique en fonction de la porosité dans des pâtes de ciment pour différents rapports E/C d'après [Nyame and Illston 1981]

5.3.2.3 Impact de la température

L'effet de la température sur la perméabilité intrinsèque est significatif dans les 4 bétons qu'elle que soit la porosité utilisée dans la prédiction (P60 ou P105). Le facteur d'augmentation de la perméabilité intrinsèque peut être calculé pour le béton PERFDUB38 étant donné que le facteur de pore est supposé constant. En passant de 23 °C à 40 °C, la perméabilité intrinsèque augmente d'un facteur 7,4 en considérant la porosité P60 et d'un facteur 10 en considérant la porosité P105. Le facteur d'accélération est de 1,1 et de 1,4 respectivement pour les deux porosités selon le modèle de Granger (Tableau 5.5). Ce modèle suppose une évolution en exponentielle (loi d'Arrhenius) du coefficient de transfert équivalent en fonction de la température [Granger 1995].

Tableau 5.5 – Comparaison du facteur d'augmentation de la perméabilité intrinsèque dans le béton PERFDUB38 en passant de 23 °C, 50 %HR environ à 40 °C, 65 %HR

Porosité	Température	K_0 identifiée [m ²]	K_0 par le modèle de Granger (loi d'Arrhenius)
P60	23 °C	$7,75 \cdot 10^{-22}$	$7,75 \cdot 10^{-22}$
	40 °C	$5,75 \cdot 10^{-21}$	$8,77 \cdot 10^{-22}$
	$k_{0_40\text{ °C}}/k_{0_23\text{ °C}}$	7,42	1,13
P105	23 °C	$1,75 \cdot 10^{-21}$	$1,75 \cdot 10^{-21}$
	40 °C	$1,75 \cdot 10^{-20}$	$2,43 \cdot 10^{-21}$
	$k_{0_40\text{ °C}}/k_{0_23\text{ °C}}$	10	1,39

La Figure 5.18 et la Figure 5.19 présentent l'évolution de la perméabilité effective en fonction du degré de saturation dans les 4 bétons à 23 °C et à 40 °C. Le degré de saturation et la perméabilité effective sont calculés pour les mêmes valeurs d'humidité relative d'où le décalage entre la courbe à 40 °C et la courbe à 23 °C. En effet, pour une même humidité relative, le degré de saturation diminue avec l'augmentation de la température.

Pour les bétons PERFDUB38 et PERFDUB41, les courbes d'évolution de la perméabilité sont parallèles avec un décalage dû à la thermoactivation du transport. La perméabilité est plus élevée à 40 °C qu'à 23 °C pour tous les niveaux de saturation. Pour les bétons VeRCoRs et CETU, le comportement est comparable. La perméabilité à 40 °C est plus élevée pour des forts degrés de saturation : à partir de 75 %HR pour le béton VeRCoRs et 80 %HR pour le béton CETU. Les courbes s'inversent en-dessous de 57 %HR pour le béton VeRCoRs et se superposent pour le béton CETU. Le mode de transfert dans les bétons peut expliquer probablement ce comportement. De même, le séchage est gouverné majoritairement par le transport d'eau liquide dans les BHP et par la diffusion de la vapeur d'eau dans les BO selon [Thiery et al. 2007]. De plus, il est possible que la perméabilité intrinsèque à 23 °C soit surestimée à cause des fluctuations de l'humidité relative lors de l'essai de la perte en masse.

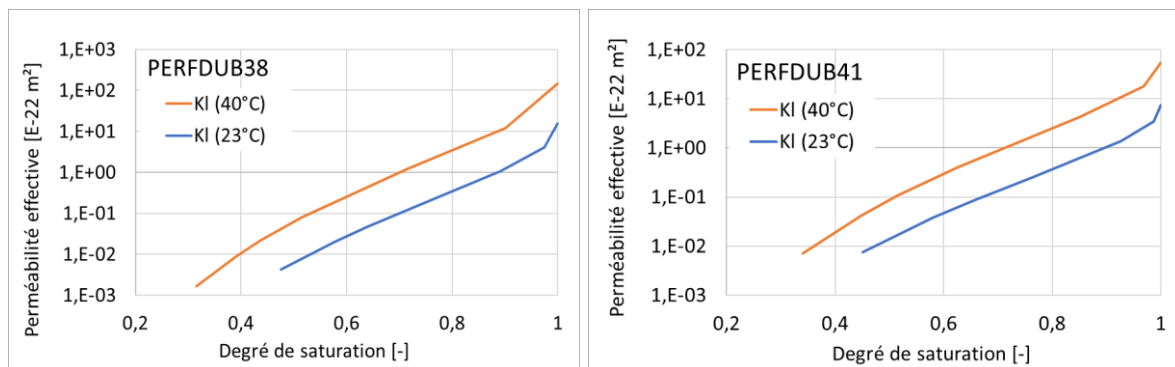


Figure 5.18 – Evolution de la perméabilité effective en fonction du degré de saturation dans les BHP (n_k max et k_0 max sont utilisés pour le calcul de k_l dans ce cas)

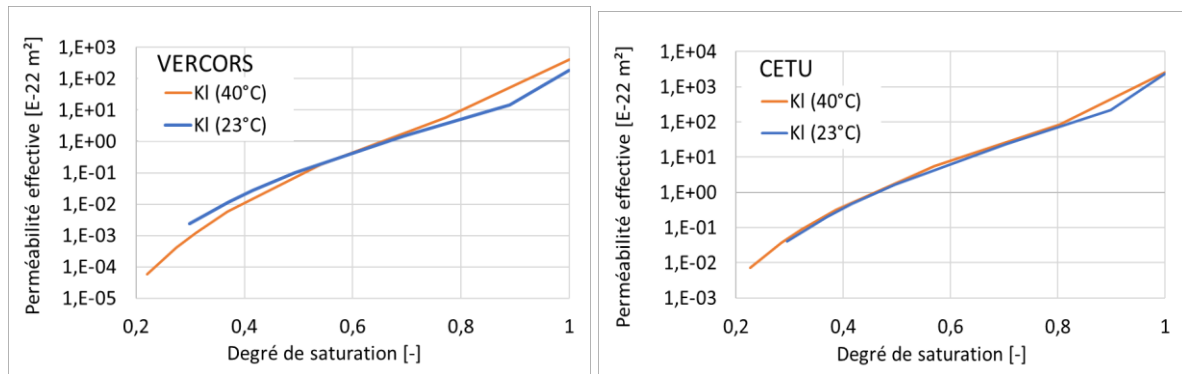


Figure 5.19 – Evolution de la perméabilité effective en fonction du degré de saturation dans les BO (n_k max et k_0 max sont utilisés pour le calcul de k_l dans ce cas)

Le rapport des perméabilités effectives à 40 °C et à 23 °C permet de suivre l'évolution du facteur d'accélération plus correctement en intégrant à la fois la perméabilité intrinsèque et le facteur de pore correspondant. La Figure 5.20 présente l'évolution de la perméabilité intrinsèque en fonction de l'humidité relative dans les 4 bétons étudiés. Chaque courbe peut être décrite en 2 phases :

- 1^{ère} phase où le facteur d'accélération induit par la température est important et est au moins supérieur à 1 : l'intervalle d'humidité varie pour chaque béton. Il est de :
 - [50 %HR, 100 %HR] pour le béton PERFDUB41
 - [90 %HR, 100 %HR] pour le béton PERFDUB38
 - [98 %HR, 100 %HR] pour le béton VeRCoRs
 - [99 %HR, 100 %HR] pour le béton CETU
- 2^{ème} phase où il n'y a plus d'accélération ou que les transferts à 40 °C sont très faibles. L'intervalle d'humidité relative correspond à l'intervalle restant pour chaque béton.
 - HR < 50 % pour le béton PERFDUB41
 - HR < 90 % pour le béton PERFDUB38
 - HR < 98 % pour le béton VeRCoRs
 - HR < 99 % pour le béton CETU.

Le facteur d'accélération dans la perméabilité intrinsèque croît dans l'ordre suivant PERFDUB41 > PERFDUB38 > VeRCoRs > CETU. Cet ordre correspond à l'ordre croissant de porosité.

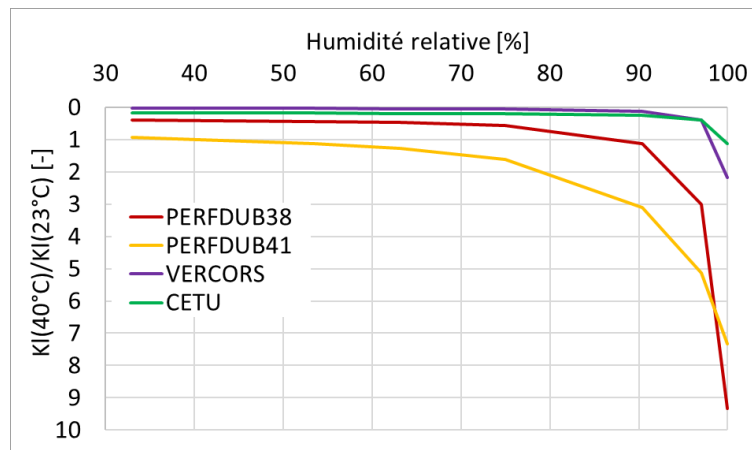


Figure 5.20 – Evolution du rapport des perméabilités effectives à 40 °C et à 23 °C présentées dans la Figure 5.17, $k_l(40\text{ °C}) / k_l(23\text{ °C})$, en fonction de l'humidité relative pour les 4 bétons

5.4 Prédiction du profil hydrique sous des sollicitations thermiques et hydriques dans un béton mature

Ayant défini les paramètres nécessaires pour modéliser le comportement hydrique des bétons étudiés, l'étape actuelle consiste à modéliser le séchage dans les corps d'épreuve des essais au feu. L'objectif de la thèse est d'évaluer le comportement de bétons différents à un même protocole de séchage accéléré. Deux cas sont étudiés :

- séchage en conditions normalisés pendant 3 mois (la durée la plus courante) et pendant 2 ans (la durée cible choisie compatible avec la durée de la thèse) ;
- séchage accéléré représentatif à 40 °C. L'objectif est de déterminer l'humidité relative optimale et la durée nécessaire pour atteindre l'état hydrique cible dans les 4 bétons à plus ou moins un écart admissible.

5.4.1 Données du problème

5.4.1.1 Géométrie de référence

Pour optimiser le temps de calcul dans la modélisation du séchage, le calcul sera réalisé à l'instar de la mesure expérimentale de teneur en eau (Chapitre 4 §4.4.1), sur des éprouvettes Ø 15 cm x 30 cm. Le séchage est supposé unidirectionnel pour être représentatif du séchage d'un élément au milieu de la dalle (Figure 5.21).

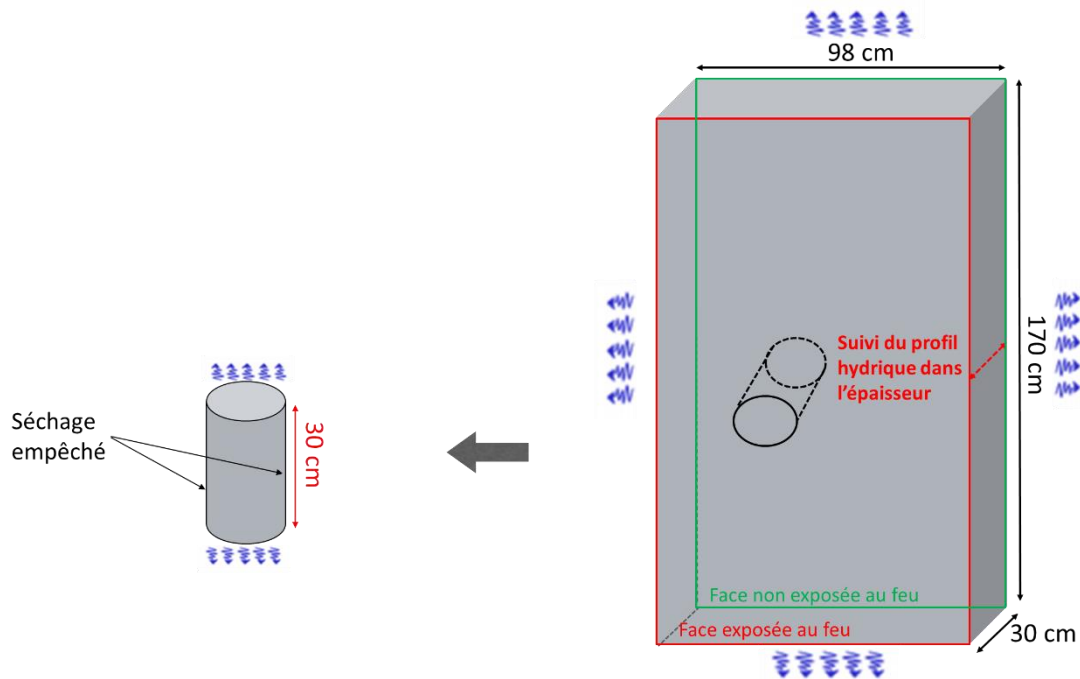


Figure 5.21 – Géométrie de référence pour la prédiction du séchage. La dalle subit un séchage tridimensionnel.

5.4.1.2 Conditions aux limites et initiales

Au lieu de considérer toute l'éprouvette, le calcul est réalisé sur la moitié du cylindre. Pour simplifier le problème et optimiser le temps de calcul, ce dernier est réalisé en axisymétrie. La Figure 5.22 présente une description de la géométrie initiale et de la géométrie retenue pour le calcul. L'humidité relative est imposée au niveau de la surface séchante. C'est une condition aux limites de type Dirichlet. Le maillage est plus fin au niveau de la zone autour de la surface séchante pour affiner le fort gradient d'humidité relative entre le matériau et l'environnement extérieur. Le calcul consiste à calculer le degré de saturation après la résolution de l'équation de Richards pour chaque pas de temps et d'espace. La teneur en eau est calculée en tout point en fonction du degré de saturation, de la porosité et la masse volumique sèche. Le profil hydrique sera souvent présenté de la surface séchante (abscisse 0) jusqu'au cœur (abscisse 15 cm) soit en tout point, soit en valeur moyenne par tranche de 2,5 cm.

Pour simplifier l'étude, le modèle ne prend pas en compte l'effet de l'hydratation. La température est supposée uniforme. Les paramètres du séchage sont ceux identifiés par la caractérisation expérimentale des bétons matures. Nous supposons pour la suite un état de saturation totale initialement pour la modélisation des deux modes du séchage (normalisé et accéléré).

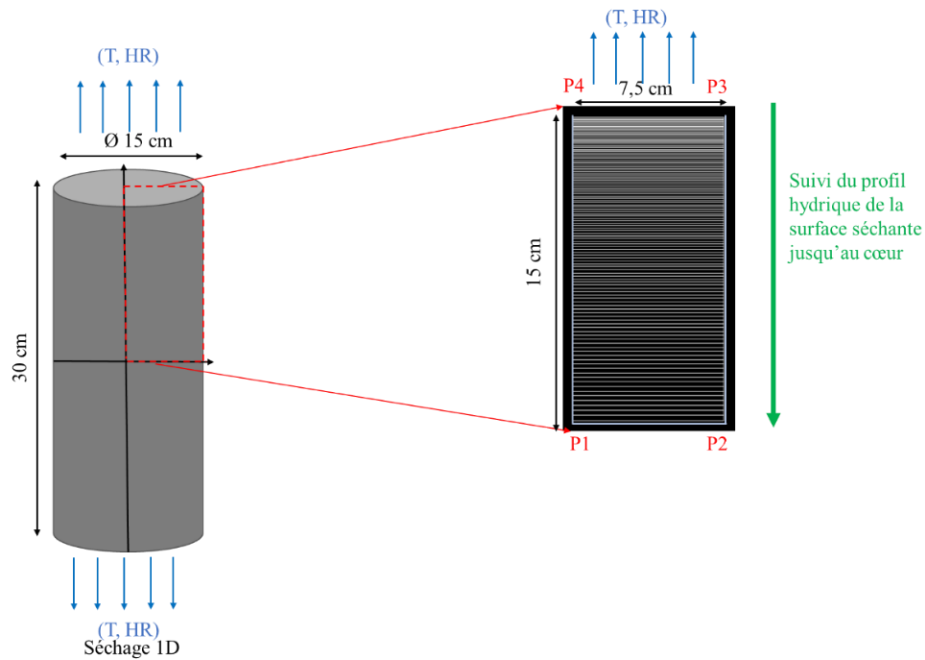


Figure 5.22 – Géométrie et conditions aux limites du problème de transfert hydrique à résoudre

5.4.2 1^{er} cas d'étude : séchage en conditions normalisées

La Figure 5.23 et la Figure 5.24 présentent les résultats de modélisation du séchage en conditions normalisées (SN) $T = 23\text{ °C}$, $HR = 50\%$ à 90 jours et à 700 jours. 90 jours est la durée couramment utilisée pour le conditionnement des corps d'éprouve des essais au feu. 700 jours est la durée maximale qui permet une évaluation expérimentale dans le cadre de la thèse.

Les profils hydriques présentés sont prédits en considérant la porosité P105. En effet, le séchage des éprouvettes pour la mesure expérimentale de teneur en eau est réalisé à 105 °C . La teneur en eau dépend linéairement de la porosité. La teneur en eau en surface est identique pour les deux durées de séchage, du fait des conditions aux limites imposées. L'écart en absolu de la teneur en eau entre 90 jours et 700 jours de séchage est plus élevé dans les BO que dans les BHP. Il augmente selon l'ordre suivant par type de béton : CETU, VeRCoRs, PERFDUB41 puis PERFDUB38. Dans les bétons PERFDUB, l'écart est maximal dans la zone autour de la surface. En cœur, l'écart est plus faible. Dans les bétons CETU et VeRCoRs, l'écart est maximal en cœur. Ce résultat est cohérent avec les propriétés de transfert mesurées. Le béton CETU est le plus perméable, VeRCoRs plutôt perméable et les bétons PERFDUB font partie des bétons peu perméables avec des porosités comparables.

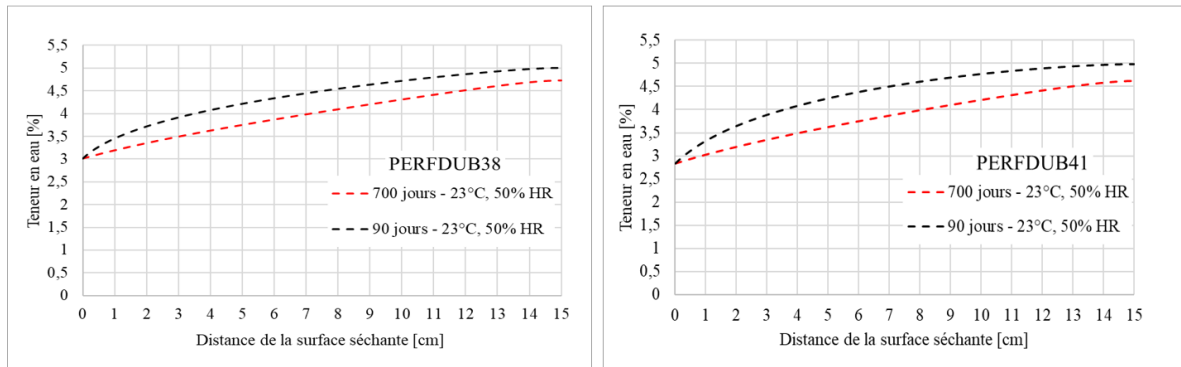


Figure 5.23 – Modélisation du profil hydrique dans les bétons PERFDUB38 et 41 dans le cas d'un séchage en conditions normalisées (23 °C, 50 %HR) à 2 échéances : 90 jours et 700 jours

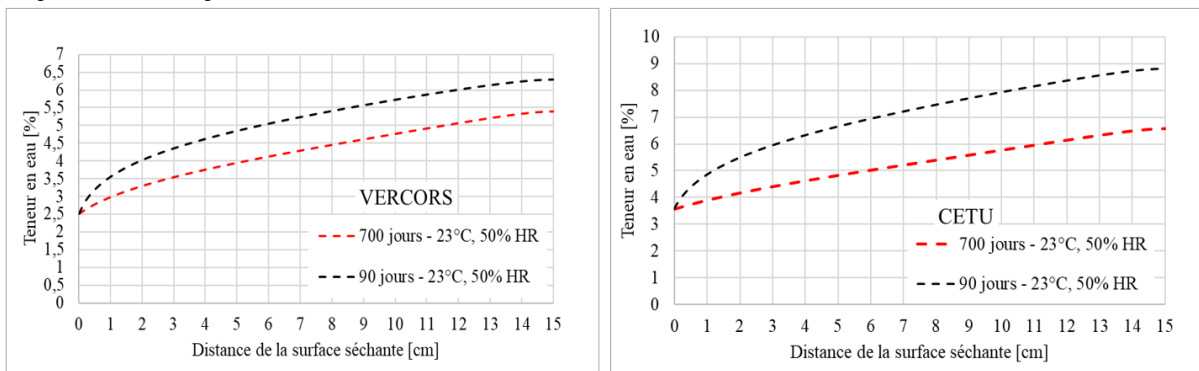


Figure 5.24 – Modélisation du profil hydrique dans les bétons VeRCoRs et CETU dans le cas d'un séchage en conditions normalisées (23 °C, 50 %HR) à 2 échéances : 90 jours et 700 jours

Le Tableau 5.6 rappelle les valeurs des porosité P60 et P105 et montre le ratio de la teneur en eau calculée avec P60 par rapport à la teneur en eau calculée avec P105.

Tableau 5.6 – Variation de la teneur en eau des bétons en fonction de la porosité

Béton	P60 [%]	P105 [%]	Teneur en eau P60/ Teneur en eau P105 (%)
PERFDUB38	9,2	12,3	75
PERFDUB41	8,9	11,7	76
VeRCoRs	13,5	15,5	87
CETU	18,9	21,1	90

Les écarts en absolu entre la teneur en eau à 700 jours et celle à 90 jours sont présentés dans la Figure 5.25 en valeur moyenne par tranche de 2,5 cm à partir de la surface séchante. L'écart maximal en valeur absolue dans les 4 bétons est de 0,45 %, 0,60 %, 1 % et 2,25 % respectivement dans PERFDUB38, PERDUB41, VeRCoRs et CETU. Ces valeurs présentent respectivement 8,5 %, 13 %, 14,9 % et 26 % de la teneur en eau initiale des bétons.

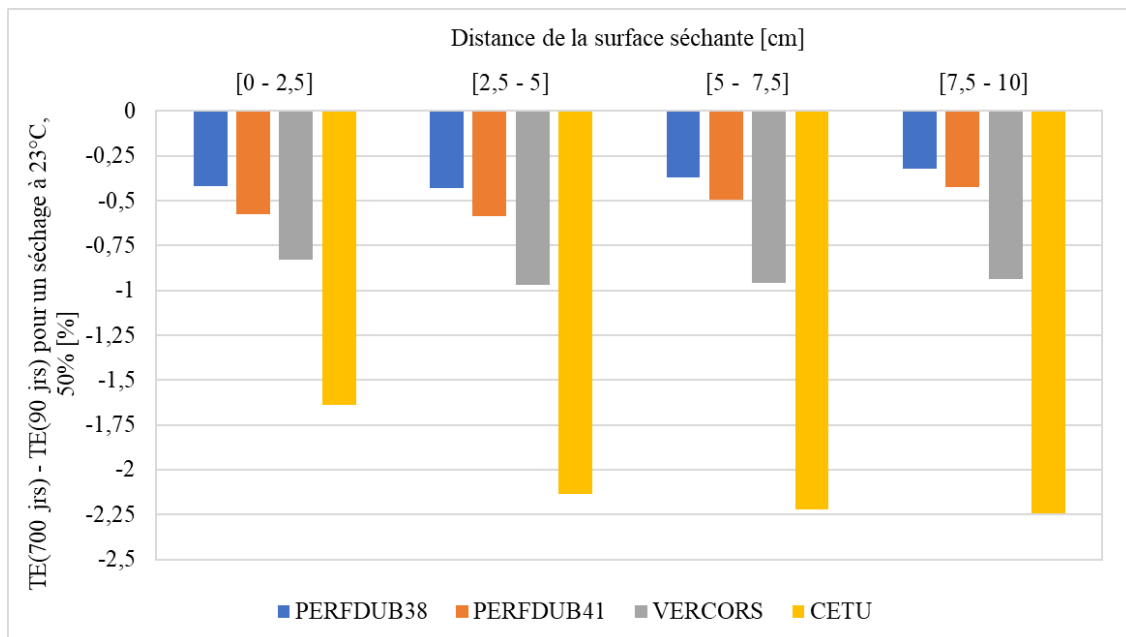


Figure 5.25 – Ecart absolu de teneur en eau dans la profondeur du cylindre Ø 15 x 30 cm ayant séché unidirectionnellement à 23 °C, 50 %HR. L'écart est la différence de teneur en eau entre 90 jours et 700 jours

5.4.3 2^{ème} cas d'étude : séchage accéléré à 40 °C

L'objectif de cette partie de l'étude est de définir les conditions optimales de séchage accéléré (SA) à 40 °C pour retrouver le profil hydrique d'un état théorique cible. La cible principale correspond au séchage en conditions normalisées pendant 2 ans qui est une durée assez longue. Pour pouvoir évaluer assez tôt le séchage accéléré expérimentalement, l'étude a visé deux états cibles : le premier correspond au profil hydrique à 90 jours de séchage en conditions normalisées et le deuxième correspond à 700 jours. La température du séchage et les états cibles étant connus, l'étape suivante consiste à définir l'humidité relative optimale pour les 4 bétons et la durée nécessaire du séchage.

5.4.3.1 Choix de l'humidité relative du séchage

La détermination de l'humidité relative repose sur le même principe expliqué dans le Chapitre 4. Comme présenté dans le Tableau 5.7, l'humidité relative permettant d'atteindre la teneur en eau cible en surface est définie alors pour chacun des bétons à partir des isothermes à 23 °C et à 40 °C. Une valeur moyenne d'humidité relative est calculée par la suite et est utilisée dans la modélisation. Le calcul permet d'affiner l'humidité relative pour réduire les écarts entre le profil hydrique obtenu et le profil hydrique cible au maximum et pour définir la durée nécessaire de séchage.

Tableau 5.7 – Humidité relative initiale du séchage accéléré à 40 °C

Béton	TE cible lue sur l'isotherme de désorption à 23°C, 50 %HR [%]	HR à appliquer à 40 °C pour atteindre la cible selon l'isotherme de désorption à 23 °C et à 40 °C
PERFDUB38	2,4	70 %
PERFDUB41	2,3	78 %
VeRCoRs	2	70 %
CETU	2,7	68 %
HR initiale	75 %	

5.4.3.2 Zone d'intérêt et écart admissible retenu

Etant donné la difficulté de retrouver exactement le profil hydrique cible en tout point avec des modes de séchage différents, il fallait définir une zone d'intérêt dans le profil : i.e. la zone où il est le plus critique d'approcher au mieux la cible définie. La zone d'intérêt dans ces travaux est intrinsèquement liée au phénomène d'écaillage. Dans la littérature, il n'y a pas d'information précise sur l'épaisseur d'influence de l'écaillage. De plus, le lieu de formation du bouchon hydrique, qui est un des facteurs essentiels derrière le phénomène d'écaillage, n'est pas localisé avec précision dans l'élément de structure concerné Chapitre 1.

Le temps d'apparition de l'écaillage dans les bétons étudiés est de l'ordre de 7 à 10 minutes en cas d'une exposition de type ISO 834 et de 1 à 2 minutes dans le cas d'un feu HCM (Chapitre 6). Pour cette étude, la zone d'intérêt a été définie selon les profils de température dans le béton dans le cas d'une sollicitation ISO 834 (Figure 5.26). Elle correspond à l'épaisseur dans laquelle la température atteint 100 °C au bout de 30 minutes. La zone d'intérêt choisie est de 5 cm à partir de la surface exposée. Elle semble être largement suffisante pour étudier les écarts de teneur en eau comme l'écaillage apparaît bien avant les 30 minutes d'exposition.

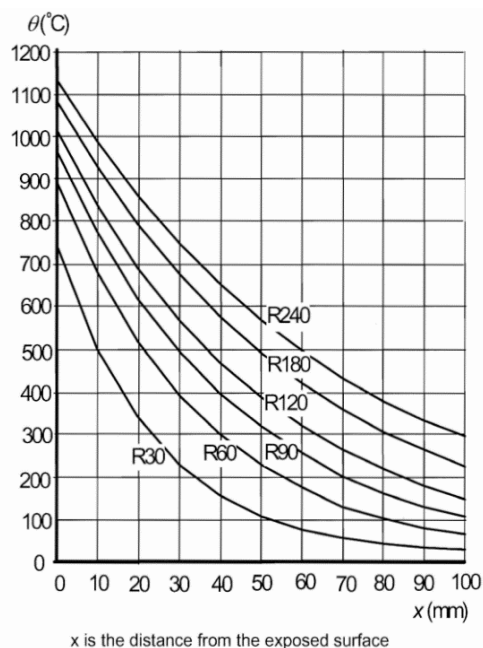


Figure 5.26 – Profil de température dans des dalles en bétons à granulats siliceux dans le cas d’une exposition au feu type ISO 834 pendant 240 minutes selon l’Eurocode 2 (Partie 1-2 Annexe A) [CEN 2004]

La comparaison de l’écart entre le profil hydrique cible et le profil hydrique obtenu par le séchage accéléré à un écart admissible limite permet de retenir ou non le protocole mis en place. La référence de validation est la mesure expérimentale de la teneur en eau. La précision de la prédiction théorique des profils hydriques ne peut pas être inférieure à la variabilité observée sur la mesure de teneur en eau et qui est de 10 % de la valeur initiale. Le Tableau 5.8 présente les valeurs d’écart admissible pour les 4 bétons étudiés. Il est bien évidemment proportionnel à la teneur en eau initiale. Tous les résultats présentés dans la partie suivante correspondent à un calcul en utilisant la porosité P105 pour permettre une comparaison avec les mesures expérimentales dans les chapitres suivants.

Tableau 5.8 – Incertitude sur la teneur en eau théorique en considérant 10 % de la teneur en eau initiale

Bétons	Teneur en eau initiale approximative pour la porosité P105 [%]	Ecart admissible en absolu [± %]
PERFDUB38	5,00	0,50
PERFDUB41	4,98	0,50
VeRCoRs	6,50	0,65
CETU	9,00	0,90

5.4.3.3 Séchage accéléré représentatif du séchage en conditions normalisées de 3 mois

L'objectif de cette partie est de définir le protocole et la durée de séchage accéléré (SA) permettant d'atteindre le profil hydrique de 90 jours de séchage en conditions normalisées. Ayant l'humidité relative initiale, la première étape consiste à définir la durée nécessaire du séchage pour se rapprocher au plus de la cible. La durée doit être plus courte que 90 jours et elle doit être la même pour les 4 bétons pour simplifier la reproductibilité du protocole et pour optimiser le nombre des essais au feu. Différentes valeurs d'humidité relative sont évaluées pour choisir la valeur optimale permettant de réduire l'écart dans la zone d'intérêt. De même, l'humidité relative contrôle le niveau de séchage dans la zone de surface.

La Figure 5.27 et la Figure 5.28 montrent les profils hydriques obtenus par SA en les comparant au profil cible. Dans le béton PERFDUB38, le profil cible est retrouvé parfaitement dans le cœur du matériau. En effet, pour les deux modes de séchage, le cœur est encore saturé. La cinétique de séchage est faible en raison de ses faibles propriétés de transfert. Le béton PERFDUB41 a un comportement différent. Le séchage est plus avancé et le cœur a commencé à sécher à 40 °C. Ceci est cohérent avec les résultats du facteur d'accélération discutés dans la partie précédente.

Dans le béton VeRCoRs, le profil du SA n'a pas la même allure que le profil cible : le séchage est plus avancé dans le cœur dans le cas du SA. Pour le béton CETU, le profil hydrique du SA est plus bas que le profil du SN.

L'écart admissible est globalement respecté dans tous les points du profil hydrique sauf dans la zone de surface où l'humidité relative a le plus d'impact. Trois valeurs d'humidité relative sont évaluées : 75 %HR (valeur initiale selon l'isotherme), 65 %HR et 50 %HR. Le séchage à 40 °C, 75 %HR semble donner la meilleure approximation du profil cible. Pour le séchage à 40 °C, 65 %HR et à 40 °C, 50 %HR, le séchage est plus fort dans la zone de surface et le critère admissible n'est plus respecté notamment dans les BHP. Le protocole retenu est alors un séchage pendant 15 jours à 40 °C, 75 %HR.

Les écarts entre la teneur en eau à 90 jours de SN et la teneur en eau à 15 jours de SA à 40 °C, 75 %HR sont présentés dans la Figure 5.29. En valeur moyenne par tranche de 2,5 cm, les écarts sont encore plus réduits. Ces écarts faibles viennent confirmer le choix du protocole de SA.

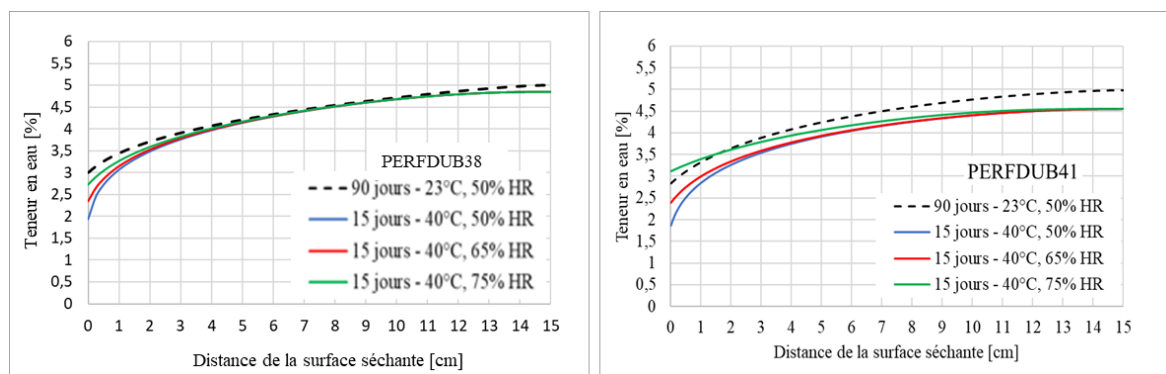


Figure 5.27 – Humidité relative optimale à appliquer dans le séchage accéléré représentatif du séchage en conditions normalisées pendant 90 jours dans les bétons PERFDUB 38 et 41

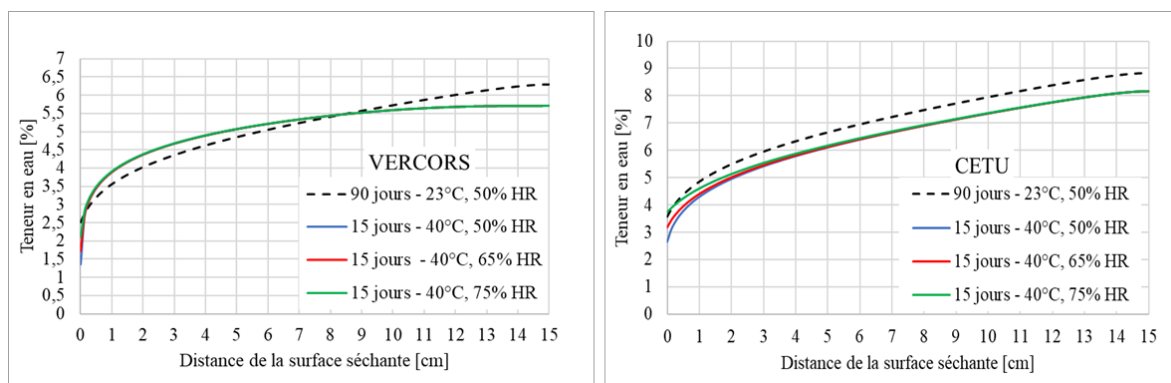


Figure 5.28 – Humidité relative optimale à appliquer dans le séchage accéléré représentatif du séchage en conditions normalisées pendant 90 jours dans les bétons VeRCoRs et CETU

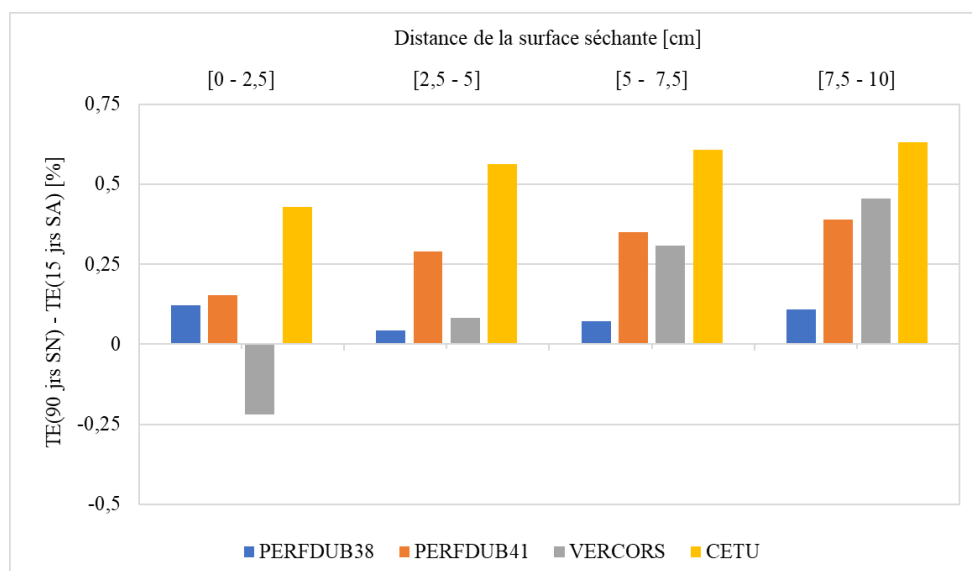


Figure 5.29 – Écart absolu de teneur en eau dans la profondeur du cylindre Ø 15 x 30 cm séchant unidirectionnellement. L'écart est la différence entre teneur en eau à 90 jours de séchage en conditions normalisées (SN) et la teneur en eau à 15 jours de séchage accéléré représentatif (SA)

5.4.3.4 Séchage accéléré représentatif du séchage en conditions normalisées de 2 ans

Le séchage accéléré est évalué théoriquement pour une durée plus longue. L'objectif est d'atteindre l'état cible en un temps réduit. La durée nécessaire pour atteindre le profil hydrique cible en séchant à 40 °C est de 90 jours. Les résultats sont présentés dans la Figure 5.30 et la Figure 5.31. Toutes les options de séchage accéléré permettent d'atteindre le profil hydrique cible en zone de cœur en particulier dans les bétons PERFDUB38, VeRCoRs et CETU. Pour le béton PERFDUB41, le séchage est légèrement plus élevé par rapport à la cible. L'humidité relative permettant une meilleure approximation de la cible est 80 %HR et 75 %HR pour le béton PERFDUB38, 65 %HR et 75 %HR pour le béton PERFDUB41, 65 %HR et 75 %HR pour le béton VeRCoRs et 75 %HR et 80 %HR pour le béton CETU. Le protocole de séchage accéléré retenu dans ce cas est un séchage pendant 90 jours à 40 °C, 75 %HR.

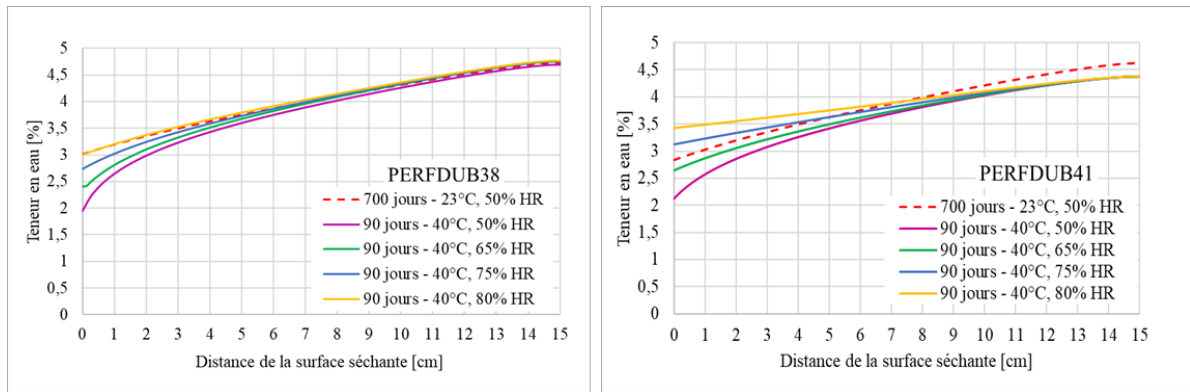


Figure 5.30 – Humidité relative optimale à appliquer dans le séchage accéléré représentatif du séchage en conditions normalisées pendant 700 jours dans les bétons PERFDUB38 et 41

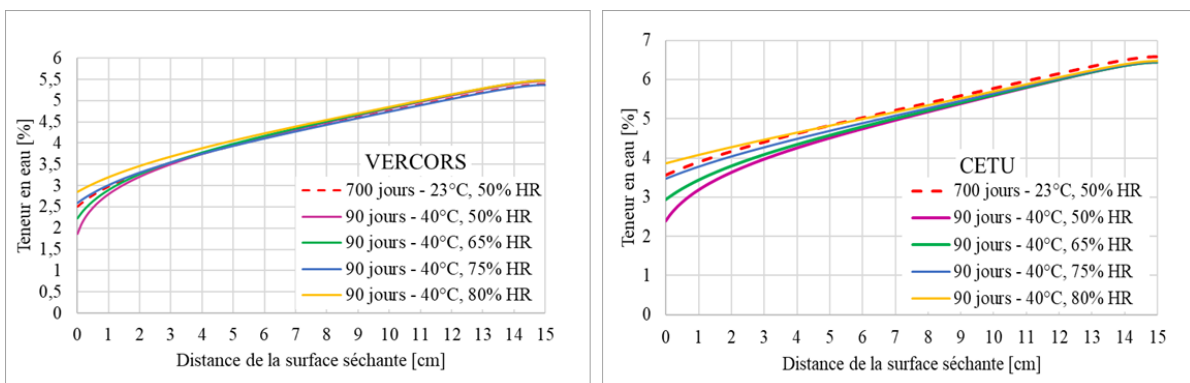


Figure 5.31 – Humidité relative optimale à appliquer dans le séchage accéléré représentatif du séchage en conditions normalisées pendant 700 jours dans les bétons VerCoRS et CETU

La Figure 5.32 présente l'écart calculé par tranche de 2,5 cm entre la teneur eau à 700 jours de séchage en conditions normalisées et la teneur en eau à 90 jours de séchage accéléré. Les écarts sont très réduits et respectent bien l'écart admissible pour chaque béton.

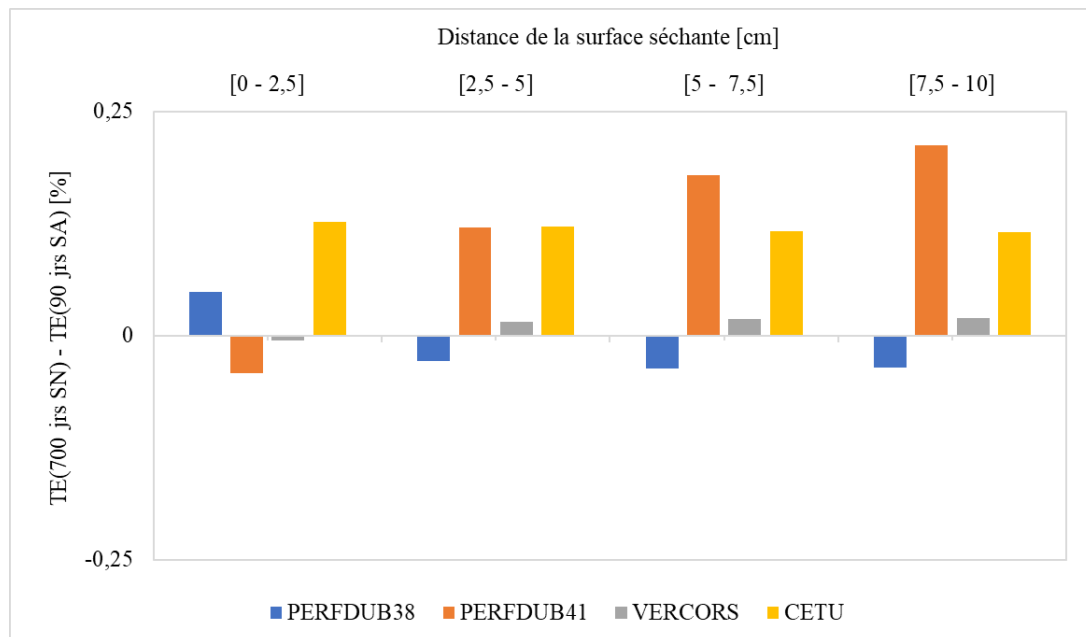


Figure 5.32 – Ecart de teneur en eau dans la profondeur du cylindre \varnothing 15 x 30 cm séchant unidirectionnellement. L'écart est la différence entre teneur en eau à 700 jours de séchage en conditions normalisées (SN) et la teneur en eau à 90 jours de séchage accéléré à 40 °C, 75 %HR représentatif (SA)

5.5 Synthèse

Outre la caractérisation expérimentale (la porosité, la perte en masse, etc.), l'évolution des propriétés du matériau et du fluide peut être suivie par modélisation. Pour notre étude, le modèle retenu est basé sur l'équation de conservation de masse de l'eau dans le béton. Des hypothèses simplificatrices ont été prises en compte pour résoudre le problème dans les bétons étudiés (effets d'hydratation et effets de paroi négligés, un coefficient de transfert équivalent est considéré). Pour des niveaux modérés de température, l'impact sur les propriétés physiques du béton (densité, porosité) est insignifiant et peut être négligé dans la prédiction théorique. Il est pris en compte pour l'isotherme de désorption et pour le mécanisme de perméation. La perméabilité intrinsèque est identifiée en se basant sur la caractérisation expérimentale réalisée pour la nouvelle température de séchage.

Les paramètres du modèle d'isotherme de désorption sont définis par recalage avec les courbes expérimentales. Le nombre important de paramètres à identifier rend l'identification plus ou moins compliquée. Le modèle de Chhun-Van Genuchten est moins performant pour les humidités relatives très élevées (supérieure à 80 %HR) dans les bétons peu poreux. Il fonctionne assez bien sur tout l'intervalle d'humidité pour les bétons ordinaires. La perméabilité intrinsèque et le facteur de pores sont identifiés, à l'aide d'une analyse inverse, sur les courbes de perte en masse expérimentale à l'aide de la résolution de l'équation de Richards. Le recalage à 40 °C, 65 %HR est plus efficace parce que les conditions de séchage ont été bien respectées. Les paramètres obtenus sont cohérents avec les propriétés des bétons relativement l'un par rapport à l'autre. La perméabilité effective est calculée à 23 °C et à 40 °C. Le facteur d'accélération est maximal quand l'humidité relative du matériau est très élevée puis il diminue avec l'avancement du séchage.

La modélisation du séchage dans un matériau mature sous des sollicitations thermiques et hydriques a permis d'évaluer le profil hydrique en séchage en conditions normalisées à court-terme et à long-terme. Les écarts entre 3 mois et 23 mois de séchage varient selon la teneur en eau initiale. Ils sont de 13,5 % dans le béton le moins poreux et de 26 % dans le béton plus poreux.

La teneur en eau dépend sensiblement de la porosité du béton. La variation de la porosité donne une plage de variation de la teneur en eau. Ceci est intéressant pour quantifier la teneur en eau dans une structure réelle. La mesure expérimentale de la teneur en est réalisée en séchant à 105 °C donc l'utilisation de la porosité P105 est plus représentative.

La modélisation à 40 °C a permis de définir les conditions optimales du séchage accéléré :

- un séchage à 40 °C, 75 %HR pendant 15 jours est représentatif d'un séchage à 23 °C, 50 %HR pendant 90 jours en termes de profil hydrique. A cette échéance, dans les BHP seule la première tranche est susceptible de sécher. Le protocole représentatif permet un gain en temps d'un facteur 6 et les écarts par rapport à la cible sont bien inférieurs à l'écart admissible défini ;
- un séchage à 40 °C, 75 %HR pendant 90 jours est représentatif d'un séchage à 23 °C, 50 %HR pendant 700 jours. A cette échéance, selon le modèle, les 4 bétons subissent un séchage dans toute la profondeur. Le protocole proposé permet un gain en temps d'un facteur 8 environ.

Les conditions du séchage du protocole accéléré définies théoriquement sur un matériau mature sont ensuite évaluées expérimentalement vis-à-vis notamment de la représentativité du comportement au feu par rapport à l'état cible. Les résultats sont présentés dans le chapitre suivant.

PARTIE 3
COMPORTEMENT AU FEU

CHAPITRE 6

SENSIBILITE A L'ÉCAILLAGE ET MODES DE CONDITIONNEMENT

Sommaire

6	Sensibilité à l'écaillage et mode de conditionnement	165
6.1	Programme expérimental et protocole des essais au feu.....	165
6.1.1	Programme expérimental.....	165
6.1.2	Protocole expérimental des essais au feu.....	167
6.2	Impact de la durée du séchage en conditions normalisées sur l'écaillage.	171
6.2.1	Mode de conditionnement.....	171
6.2.2	Résultats d'écaillage	171
6.2.3	Evolution de l'état hydrique.....	176
6.2.4	Evolution de la résistance en compression	178
6.2.5	Analyse paramétrique de la sensibilité à l'écaillage et influence de l'échéance du séchage en conditions normalisées	179
6.3	Sensibilité à l'écaillage dans le cas d'un SA représentatif de 90 jours SN183	
6.3.1	Mode de conditionnement.....	183
6.3.2	Résultats d'écaillage	185
6.3.3	Evolution de l'état hydrique.....	186
6.3.4	Evolution de la résistance en compression	187
6.4	Sensibilité à l'écaillage dans le cas d'un SA représentatif de 700 jours en SN	188
6.4.1	Mode de conditionnement.....	188
6.4.2	Résultats d'écaillage	190
6.4.3	Evolution de l'état hydrique.....	195
6.4.4	Evolution de la résistance en compression	198
6.5	Synthèse	199

6 Sensibilité à l'écaillage et mode de conditionnement

Le protocole de séchage accéléré défini à l'aide de l'étude expérimentale et numérique de la cinétique de séchage est évalué expérimentalement sur les 4 bétons étudiés. Une campagne d'essais au feu a été réalisée pour investiguer la sensibilité à l'écaillage vis-à-vis des échéances et des conditions de séchage suivantes :

- 90 jours de séchage en conditions normalisées (23 °C et humidité relative mesurée) ;
- 15 jours de séchage accéléré (40 °C, 65 %HR) ;
- 700 jours de séchage en conditions normalisées (état hydrique cible) ;
- 110 jours de séchage accéléré représentatif de l'état cible (40 °C, 75 %HR).

La chronologie des essais de séchage et des durées de conditionnement prévues pour cette étude ont conduit à une planification au préalable de l'ensemble des essais au feu tout en menant les campagnes expérimentale et numérique parallèlement. En revanche, les conditions de séchage ont été actualisées au fur et à mesure de l'avancement de l'étude. L'objectif principal est d'investiguer le profil hydrique de bétons différents à une durée cible (2 ans environ dans ce cas) et mettre en place un protocole de séchage accéléré représentatif. La mise en place d'un protocole de séchage représentatif de 90 jours de séchage en conditions normalisées est introduite en plus pour avoir une évaluation et une validation à court-terme et pour laisser ainsi la possibilité d'optimiser le protocole obtenu.

6.1 Programme expérimental et protocole des essais au feu

6.1.1 Programme expérimental

Le Tableau 6.1 présente une vue d'ensemble sur les essais réalisés pour la caractérisation du comportement au feu des bétons pour chaque mode de conditionnement. Des mesures de teneur en eau et de résistance en compression sont systématiquement réalisées le jour de l'essai au feu. Afin de suivre l'évolution du profil hydrique durant le conditionnement, des mesures de teneur en eau et de perte en masse sont réalisées à plusieurs échéances intermédiaires.

Le séchage accéléré court (15 jours) a été étudié uniquement pour les deux bétons PERFDUB. Pour le reste des modes et durées de séchage, les caractérisations ont été réalisées pour les quatre bétons.

Tableau 6.1 – Récapitulatif de l'ensemble des essais d'évaluation du comportement au feu par béton et par mode de conditionnement

Conditionnement	Echéance	Géométrie	Nombre	Essais
Séchage en conditions normalisées	90 jours (fabrication 2020)	170 x 98 x 30 cm ³	2	Essai au feu
		Ø 15 x 30 cm	3	Teneur en eau
			1	Perte en masse
		Ø 11 x 22 cm	3	Résistance en compression
	700 jours (fabrication 2020)	170 x 98 x 30 cm ³	2	Essai au feu
		Ø 15 cm x 30 cm	9	Teneur en eau
			1	Perte en masse
		Ø 11 cm x 22 cm	3	Résistance en compression
Séchage accéléré	15 jours (fabrication 2020)	170 x 98 x 30 cm	1	Essai au feu
		Ø 15 x 30 cm	12	Teneur en eau
			1	Perte en masse
		Ø 11 x 22 cm	3	Résistance en compression
	110 jours (fabrication 2022)	170 x 98 x 30 cm	2	Essai au feu
		Ø 15 x 30 cm	15	Teneur en eau
			1	Perte en masse
		Ø 11 x 22 cm	3	Résistance en compression

6.1.2 Protocole expérimental des essais au feu

6.1.2.1 Géométrie et ferrailage

Les corps d'épreuves des essais au feu sont des dalles ferrillées de dimensions 170 x 98 x 30 cm³. La géométrie du corps d'épreuves ainsi que son ferrailage correspondent au dispositif d'essai d'écaillage à échelle intermédiaire du Centre d'Essais au Feu du CERIB [Mohaine et al. 2021]. Le ferrailage des dalles est composé de 2 treillis soudés ST25C en faces exposée et non exposée au feu et de 4 HA14 et 14 cadres HA6 permettant de maintenir l'écartement des treillis. L'enrobage des treillis soudés est de 25 mm. Lorsqu'un chargement mécanique doit être appliqué, le coffrage est préparé et est adapté pour pouvoir contraindre les dalles par post-tension avant l'essai (Figure 6.1). Ainsi, les coffrages sont équipés de tubes en PVC afin de créer des réservations dans le sens longitudinal permettant le passage de barres de contrainte (Tableau 6.2). Les plans de ferrailage sont présentés en annexe 8.

Tableau 6.2 – Positionnement des tubes en PVC dans les dalles

Dimension intérieure de coffrage	Chargement	Nombre de tubes	Positionnement du centre des tubes		Diamètre des tubes
			Distance à la face exposée au feu	Positionnement sur la largeur	
170 x 98 x 30 cm ³	4 MPa	3	150 mm	1/6, 1/2 et 5/6	75 mm



Figure 6.1 – Coffrage des dalles. A droite, coffrage adapté au chargement par post-tension et à gauche sans chargement

Les corps d'épreuves sont fabriqués sur le site du CERIB selon le protocole décrit dans le chapitre 3. Des éprouvettes cylindriques $\varnothing 15 \times 30$ cm et $\varnothing 11 \times 22$ cm ont été fabriquées en même temps que les dalles pour réaliser respectivement des mesures de teneur en eau (protocole décrit en Chapitre 4), de perte en masse et de résistance en compression (Figure 6.2). Différents modes de conditionnement sont suivis dans cette étude (Tableau 6.1). Les conditions de stockage sont décrites de manière détaillée dans les sections suivantes de ce chapitre.



Figure 6.2 – Coulage des dalles et des éprouvettes représentatives

6.1.2.2 Chargement mécanique

Pour chaque béton et pour chaque échéance d'essai, deux dalles sont fabriquées : une dalle destinée à être testée sans chargement, et une dalle chargée à hauteur de 4 MPa. Les dalles destinées à être chargées mécaniquement sont précontraintes par post-tension grâce à un système composé de 3 barres en acier de diamètre $\varnothing 50$ mm, écrous et ancrages ; d'un système de mise en tension équipé d'un vérin de capacité 95 tonnes et d'une pompe hydraulique et de trois capteurs de force (voir annexe 9).

Des barres de précontrainte de type « Freyssibars » sont positionnées dans les réservations des dalles. La fiche technique des barres est présentée en annexe 10. Un vérin creux est positionné autour de chaque barre et relié à une pompe hydraulique permettant la mise sous pression du vérin. La barre est équipée d'un capteur de force étalonné permettant de connaître la valeur de la force appliquée sur la barre en temps réel. Le serrage de l'écrou à l'intérieur du vérin jusqu'à refus permet de maintenir la force appliquée sur la barre avant le retrait du dispositif. Les charges appliquées sur les corps d'épreuve correspondent à une force de 392 kN à appliquer par barre afin d'atteindre la contrainte visée (4 MPa).

6.1.2.3 Action thermique

Les courbes nominales température-temps utilisées pour l'évaluation du comportement au feu sont définies par l'Eurocode 1 Partie 1-2 (NF EN 1991-1-2) [AFNOR 2007]. Les deux courbes utilisées dans le cadre de cette étude sont :

- Courbe ISO 834 : courbe standard (CN), utilisée pour simuler l'incendie dans les bâtiments ou l'incendie en absence de fuel ou matière pétrolière. La température en fonction du temps est exprimée selon :

$$\Theta = 345 \log(8t + 1) + 20 \quad (6.1)$$

Où Θ est la température des gaz en degrés Celsius et t le temps en minutes.

- Courbe HydroCarbure Majorée (HCM) : est basée sur la courbe HydroCarbure définie par l'Eurocode 1 pour simuler l'incendie en présence de fuel. Elle est adoptée depuis la tragédie du tunnel Mont Blanc de 1999 [Borot et al. 2006]. Elle illustre la montée extrêmement rapide dans un milieu confiné tel que les tunnels. La température en fonction du temps est exprimée selon :

$$\Theta = 1280(1 - 0,325e^{-0,167t} - 0,675e^{-2,5t}) + 20 \quad (6.2)$$

Où Θ est la température des gaz en degrés Celsius et t le temps en minutes.

- A titre informatif, la courbe HydroCarbure (HC) peut être exprimée selon :

$$\Theta = 1280(1 - 0,325e^{-0,167t} - 0,675e^{-2,5t}) + 20 \quad (6.3)$$

Où Θ est la température des gaz en degrés Celsius et t le temps en minutes.

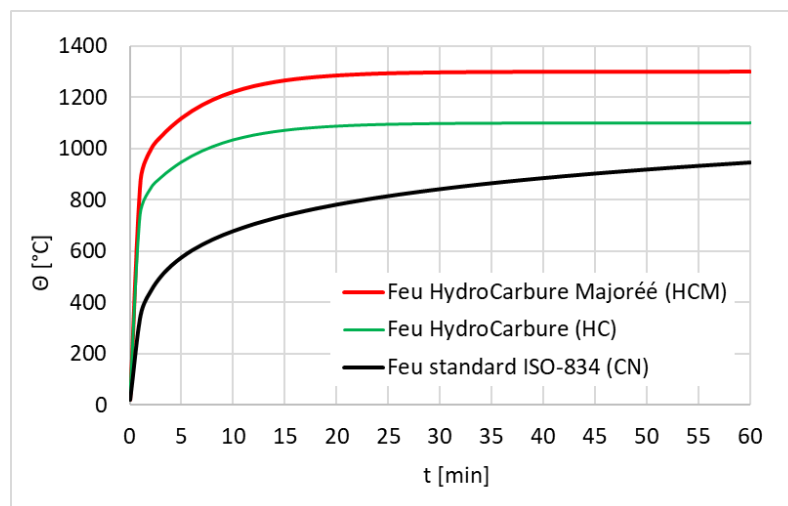


Figure 6.3 – Courbes nominales température/temps (CN, HC et HCM)

La température du four est pilotée à l'aide des pyromètres à plaque placés à 100 mm de la face exposée au feu des corps d'épreuve selon les préconisations de la norme NF EN 1363-1 [AFNOR 2020], à raison de deux pyromètres par dalle testée. L'évolution des températures est enregistrée pendant toute la durée de l'essai. La répartition des bétons étudiés vis-à-vis des sollicitations thermiques est présentée dans le Tableau 6.3.

Tableau 6.3 – Type d'exposition thermique pour les bétons étudiés

Sollicitations thermiques	ISO 834	HCM
Bétons testés	PERFDUB38	VeRCoRS
	PERFDUB41	CETU

6.1.2.4 Configuration et modalités de l'essai

Les essais sont réalisés dans le four Atlas du Centre d'Essais au Feu. En configuration horizontale, il est possible de tester jusqu'à 4 dalles simultanément soumises à la même sollicitation thermique. Un bandeau de laine minérale d'épaisseur 50 mm est positionné sur toute la périphérie du béton réfractaire du four en partie haute. Un joint en laine minérale d'épaisseur 25 mm est également placé sur un côté de chaque élément allant sur le four. Une première dalle est posée horizontalement en haut du four, en appui de 20 cm sur les parois du four de chaque côté. Les 2 dalles suivantes sont juxtaposées à la première et sont séparées par un joint de laine minérale (Figure 6.4). La dernière dalle est ensuite posée et permet de refermer le four. Chaque dalle est exposée au feu sur une surface de 130 cm x 98 cm. Pour toutes les dalles, les surfaces exposées au feu sont les faces correspondant au fond du coffrage lors de la fabrication. Un exemple de configuration d'essai est présenté en annexe 11. Le suivi des faces exposées au feu des dalles est réalisé en direct grâce à des endoscopes hautes températures. La durée des essais au feu est de 30 minutes (sauf cas contraire et indiqué dans le manuscrit).

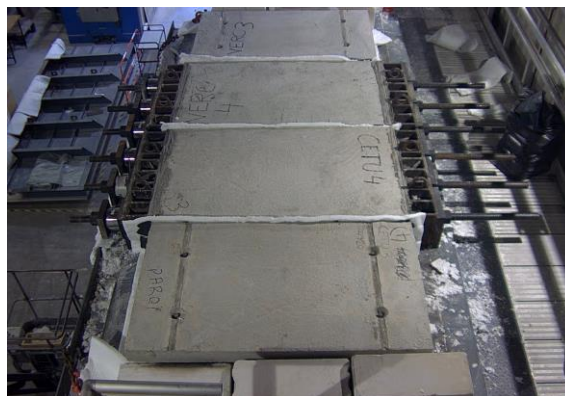


Figure 6.4 – Implantation des dalles sur le four. Etanchéité assurée par de laine minérale

6.2 Impact de la durée du séchage en conditions normalisées sur l'écaillage

L'objectif est d'évaluer la représentativité des résultats d'un essai au feu à 3 mois de séchage en conditions normalisées (SN) par rapport à une durée de séchage beaucoup plus longue (23 mois).

6.2.1 Mode de conditionnement

Les corps d'épreuves sont décoffrés puis entreposés au CERIB dans une salle climatisée jusqu'à l'échéance d'essai. Le conditionnement est réalisé conformément au premier paragraphe du chapitre 8.1 de la norme NF EN 1363-1 : *“l'élément et ses éprouvettes sont entreposés dans une salle climatisée dont la consigne en température est fixée à 23 °C ± 2 °C et dont les évolutions thermiques et hygrométriques sont mesurées et enregistrées”* [AFNOR 2020].

La valeur moyenne sur toute la période de conservation est de 22 °C dans la salle climatisée. Pour l'humidité relative, la valeur moyenne mesurée est de 45 %HR ± 13 %HR. De fait, les conditions réelles de séchage sont légèrement différentes des valeurs consignes utilisées dans la prédiction du séchage. Deux durées de conditionnement sont étudiées dans cette partie : 90 jours (échéance classique d'essais au feu) et 700 jours (séchage long terme).

6.2.2 Résultats d'écaillage

6.2.2.1 Cas des BHP

Les faciès d'écaillage et les principales caractéristiques sont présentés dans le Tableau 6.4 et le Tableau 6.5. L'écaillage débute pour les deux bétons vers 7 à 12 minutes d'exposition. Ces temps d'apparition correspondent à une température de 650 à 700 °C au niveau de la surface exposée.

Quelle que soit l'échéance de l'essai, la sensibilité à l'écaillage est plus élevée en présence de chargement. Le chargement uniaxial réduit d'avantage la perméabilité du matériau dans le sens perpendiculaire et peut favoriser l'écaillage [Miah 2017]. A 90 jours, l'épaisseur maximale d'écaillage est plus élevée en cas de chargement d'un facteur 5 pour le béton PERFDUB38 et d'un facteur 2,5 pour le béton PERFDUB41.





Le séchage a également un impact sur la sensibilité à l'écaillage, et le poids de ce paramètre diffère en fonction du taux de chargement appliqué:

- à 700 jours de séchage, sans chargement, la sensibilité à l'écaillage (faciès et profondeur) baisse par rapport à 90 jours de 100 % pour le béton PERFDUB38 et de 30 % pour le béton PERFDUB41. La surface écaillée est plus faible également.
- sous chargement, l'épaisseur maximale et l'épaisseur moyenne baissent dans le béton PERFDUB38 respectivement de 6,7 % et 10,8 % en augmentant la durée de séchage. Dans le béton PERFDUB41, ces épaisseurs augmentent respectivement de 22 % et de 43 % avec l'augmentation de la durée de

séchage. Ce résultat sera interprété dans ce qui suit sur la base de l'évolution du profil hydrique et de la résistance en compression au cours du temps.





Il est constaté que le béton PERFDUB41 montre une sensibilité plus importante à l'écaillage en modifiant le taux de chargement ou/et en augmentant la durée de séchage. Ce résultat est lié vraisemblablement aux faibles propriétés de transfert (porosité et perméabilité).

Tableau 6.4 – Influence du séchage sur la sensibilité à l'écaillage du béton PERFDUB38 en conditionnement normalisé

Chargement [MPa]	90 jours SN	700 jours SN
0		
	Début d'écaillage : NV*	Début d'écaillage : /
	E_{\max} : 21 mm	E_{\max} : 0
	E_{moy} : 12 mm	E_{moy} : 0
	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 45 %	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 0 %
4		
	Début d'écaillage : 8 min	Début d'écaillage : 9 min
	E_{\max} : 107 mm	E_{\max} : 100 mm
	E_{moy} : 65 mm	E_{moy} : 58 mm
	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 100 %	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 92 %

*NV : non visualisé

Tableau 6.5 – Influence du séchage sur la sensibilité à l'écaillage du béton PERFDUB41 en conditionnement normalisé

Chargement [MPa]	90 jours SN	700 jours SN
0		
	Début d'écaillage : 9 min	Début d'écaillage : 8 min
	E_{\max} : 35 mm	E_{\max} : 27 mm
	E_{moy} : 17 mm	E_{moy} : 11 mm
	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 94 %	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 55 %
4		
	Début d'écaillage : 7 min	Début d'écaillage : 12 min
	E_{\max} : 86 mm	E_{\max} : 105 mm
	E_{moy} : 58 mm	E_{moy} : 83 mm
	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 100 %	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 100 %





*NV : non visualisé

6.2.2.2 Cas des BO

Pour les BO, la durée des essais a été réduite par rapport à la consigne initiale du fait du fort écaillage observé (mise à nu des tubes contenant les barres de chargement pendant l'essai). Pour rappel, ces bétons sont soumis à une sollicitation thermique plus forte (feu HCM). L'essai à 90 jours a été arrêté à 20 minutes à la suite du fort écaillage du béton CETU. L'essai à 700 jours a été arrêté à 14 minutes en raison, cette fois-ci, du fort écaillage observé du béton VeRCoRs. Les résultats d'écaillage sont rapportés dans le Tableau 6.6 et le Tableau 6.7. Comme pour les bétons





PERFDUB, le chargement a pour effet d'augmenter la sensibilité à l'écaillage quelle que soit l'échéance de l'essai. A titre d'exemple, l'épaisseur maximale et l'épaisseur moyenne ont augmenté d'un facteur 3 environ dans le béton VeRCoRs et d'un facteur 5 et 7 respectivement pour le béton CETU à 90 jours. A 700 jours de séchage, l'apparition de l'écaillage est décalée de quelques minutes. La sensibilité à l'écaillage est réduite pour la durée de conservation de 700 jours par rapport à 90 jours. Néanmoins, il est difficile de quantifier cette baisse car les durées d'essais ne sont pas identiques.

Tableau 6.6 – Influence de l'échéance d'essai au feu sur la sensibilité à l'écaillage du béton VeRCoRs en conditionnement normalisé

Chargement [MPa]	90 jours SN (20 min feu HCM)	700 jours SN (14 min feu HCM)
0		
	Début d'écaillage : 2 min	Début d'écaillage : 4 min
	E_{\max} : 41 mm	E_{\max} : 31 mm
	E_{moy} : 25 mm	E_{moy} : 11 mm
	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 90 %	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 80 %
4		
	Début d'écaillage : 2 min	Début d'écaillage : 6 min
	E_{\max} : 137 mm	E_{\max} : 127 mm
	E_{moy} : 85 mm	E_{moy} : 51 mm
	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 100 %	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 78 %

*NV : non visualisé

Tableau 6.7 – Influence de l'échéance d'essai au feu sur la sensibilité à l'écaillage du béton CETU en conditionnement normalisé

Chargement [MPa]	90 jours SN (20 min feu HCM)	700 jours SN (14 min feu HCM)
0		
	Début d'écaillage : 2 min	Début d'écaillage : /
	E_{\max} : 27 mm	E_{\max} : 0 mm
	E_{moy} : 13 mm	E_{moy} : 0 mm
	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 94 %	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 0 %
4		
	Début d'écaillage : 2 min	Début d'écaillage : NV*
	E_{\max} : 133 mm	E_{\max} : 16 mm
	E_{moy} : 93 mm	E_{moy} : 10 mm
	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 92 %	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 5 %

*NV : non visualisé

6.2.3 Evolution de l'état hydrique

6.2.3.1 Cinétique de séchage et gradients hydriques des BHP

La Figure 6.5 présente l'évolution du profil hydrique au cours du temps dans les bétons PERFDUB38 et PERFDUB41 en séchage en conditions normalisées. Il est constaté que dans les 6 premiers mois, seule la première tranche de 2,5 cm d'épaisseur a subi un séchage. Les autres tranches jusqu'au cœur présentent une faible baisse de teneur en eau à partir de 12 mois.

A 3 mois, le gradient hydrique est localisé entre la première tranche [0 – 2,5 cm] et les autres tranches toujours saturées dans les deux bétons. A 23 mois (700 jours), le gradient hydrique est présent entre les 4 tranches dans le béton PERFDUB38 et est de plus en plus réduit de la surface au cœur. Dans le béton PERFDUB41, les 3 dernières tranches : [2,5 cm – 5 cm], [5 cm – 7,5 cm], [7,5 cm – 10 cm], sèchent de façon homogène ce qui conduit à un gradient hydrique fort avec la première tranche.

L'écart de teneur en eau entre la première et la deuxième tranche est égal à 1.4 % à 3 mois et à 1.8 % à 23 mois pour le béton PERFDUB38 et il est égal à 1,2 % et 1,6 % pour le béton PERFDUB41. La variation de la teneur en eau est de plus en plus lente avec l'avancement de la durée du séchage.

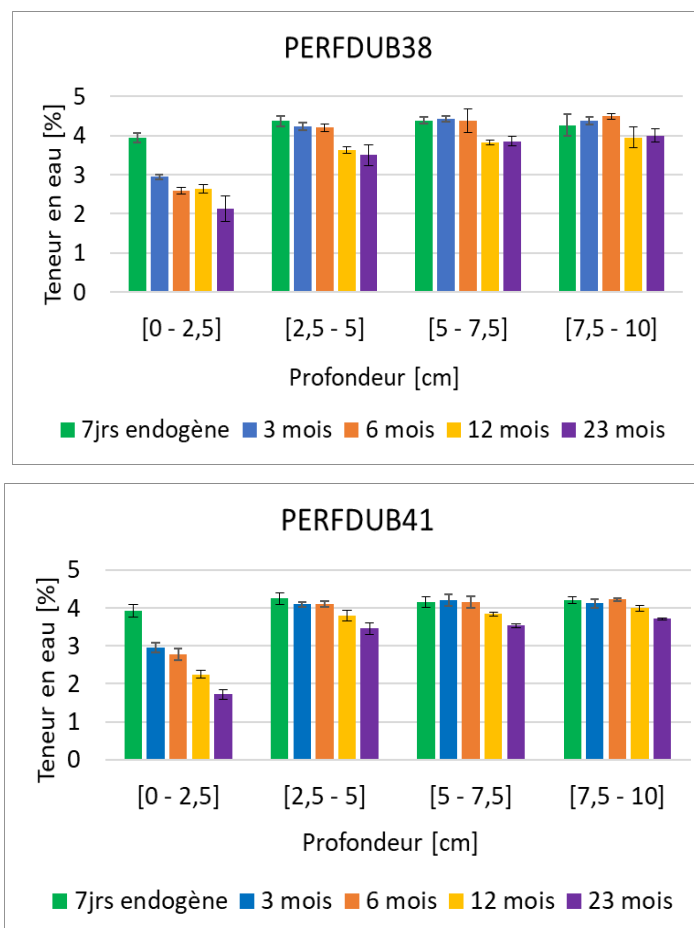


Figure 6.5 – Evolution du profil hydrique des bétons PERFDUB38 et 41 au cours du temps en séchage en conditions normalisées

6.2.3.2 Cinétique de séchage et gradients hydriques des BO

Les résultats d'évolution du profil hydrique des bétons VeRCoRs et CETU sont présentés dans la Figure 6.6. Contrairement aux bétons PERFDUB, ces bétons ont subi un séchage qui atteint le cœur du cylindre à partir de 6 mois pour le béton VeRCoRs et à partir de 3 mois pour le béton CETU. Ce dernier initialement avec une teneur en eau faible atteint à 2 ans presque le même profil hydrique que le béton VeRCoRs. La variation de teneur en eau entre 6 mois et 1 an est presque égale à la variation entre 1 an et 2 ans. L'évolution à partir de 2 ans sera vraisemblablement encore plus lente.

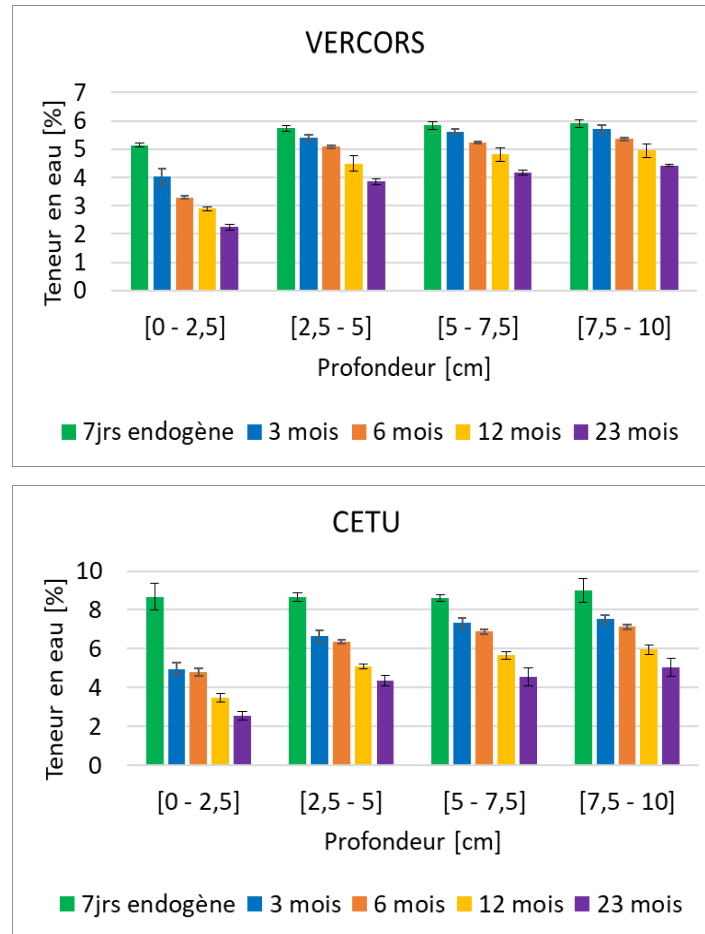


Figure 6.6 – Evolution du profil hydrique des bétons VeRCoRs et CETU au cours du temps en séchage en conditions normalisées

6.2.3.3 Gradient hydrique entre 90 jours et 700 jours en SN

La Figure 6.7 montre l'écart entre la teneur en eau mesurée à 90 jours et à 700 jours (mesuré et prédit numériquement) pour un séchage en conditions normalisées. L'écart mesuré expérimentalement est plus important que celui prédit numériquement. Ceci est lié *a priori* aux fluctuations de l'humidité relative, aux effets de l'hydratation, aux effets de paroi ainsi qu'à la variabilité du matériau, paramètres qui ne sont pas pris en compte dans le modèle numérique.

La diminution de la teneur en eau entre 3 mois et 23 mois de séchage est comparable dans les bétons PERFDUB. Cependant, comme indiqué, ci-avant, à 23 mois la sensibilité à l'écaillage du béton PERFDUB38 a diminué contrairement au béton PERFDUB41. Il est constaté alors que le comportement au feu des BHP est vraisemblablement très sensible à toute variation du profil hydrique et que celui-ci ne peut pas présenter, seul, un indicateur sur la sensibilité à l'écaillage. Dans les BO, la diminution de la teneur en eau entre 3 mois et 23 mois de séchage est plus importante dans le béton CETU, pourtant les deux bétons ont montré une sensibilité réduite au feu à 23 mois. De la même manière, ce résultat montre la dépendance du comportement au feu du profil hydrique mais aussi d'autres paramètres tels que le type de béton, son rapport E/C, sa porosité, sa perméabilité, sa composition, etc. Dans la même optique, ces constatations corroborent celles de [Maier et al. 2020b] et montrent que le choix d'une valeur seuil au-delà duquel l'écaillage se déclenche dans les bétons ne peut en aucun cas être un indicateur consistant comme le montre aussi [Jansson McNamee 2013b; Yermak et al. 2017b].

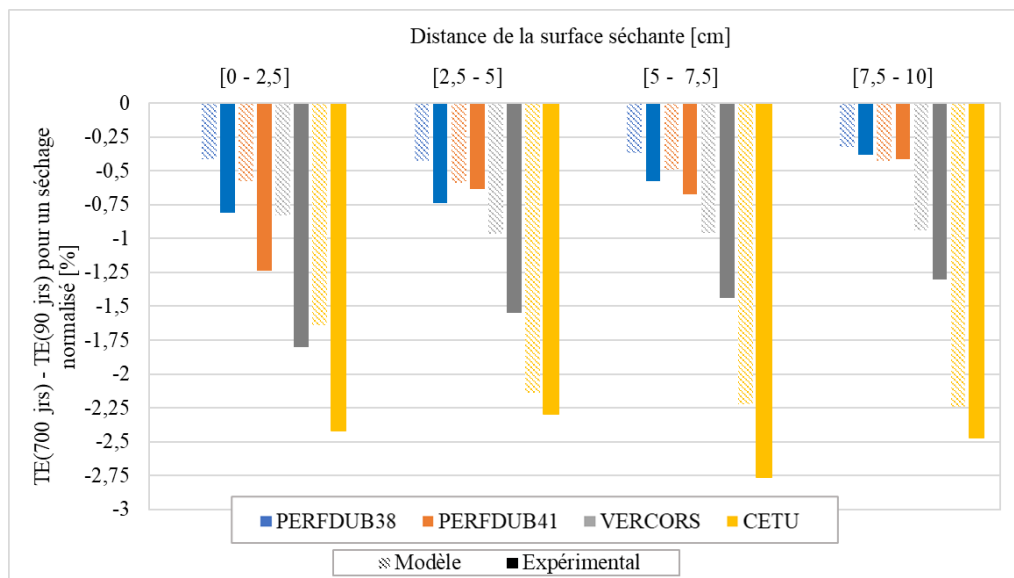


Figure 6.7 – Gradient hydrique entre 90 jours et 700 jours en SN. Comparaison des résultats expérimentaux et numériques

6.2.4 Evolution de la résistance en compression

La résistance en compression mesurée à 90 jours et à 700 jours en SN est comparée avec la résistance mesurée à la même échéance en cas d'une cure humide. Les résultats rapportés dans la Figure 6.8 montrent des tendances opposées de l'évolution de la résistance au cours de temps en fonction du mode de conditionnement utilisé. En effet, en cure humide, la résistance continue à augmenter du fait de l'hydratation. En séchage en conditions normalisées, la résistance en compression diminue de 7 %, 16 %, 4 % et 20 % respectivement dans les bétons PERFDUB38, PERFDUB41, VeRCors et CETU à 90 jours par rapport aux compressions réalisées après cure humide.

Cette diminution est de 21,5 %, 27,3 %, 26,4 % et 36,2 % à 700 jours. [Pihlajavaara 1974; Wittmann 1982; Torrenti 1987] constatent également une diminution de la résistance en compression dans le cas d'un séchage. La baisse de résistance est probablement liée, pour une humidité relative inférieure à 50 %HR, aux fissurations induites par le retrait de dessiccation qui surpassent l'effet positif apporté par la capillarité. Selon [Maruyama 2022], cette diminution peut être expliquée par la modification de la résistance spécifique de la pâte de ciment durcie causée par sa nature colloïdale. Elle peut être expliquée également par le retrait des granulats sous l'effet du séchage.

En comparant les résultats à 90 jours aux résultats à 700 jours SN, la résistance en compression diminue avec le vieillissement de 7,6 %, 3,6 %, 15,2 % et 9,8 % respectivement dans le béton PERFDUB38, PERFDUB41, VeRCoRs et CETU.

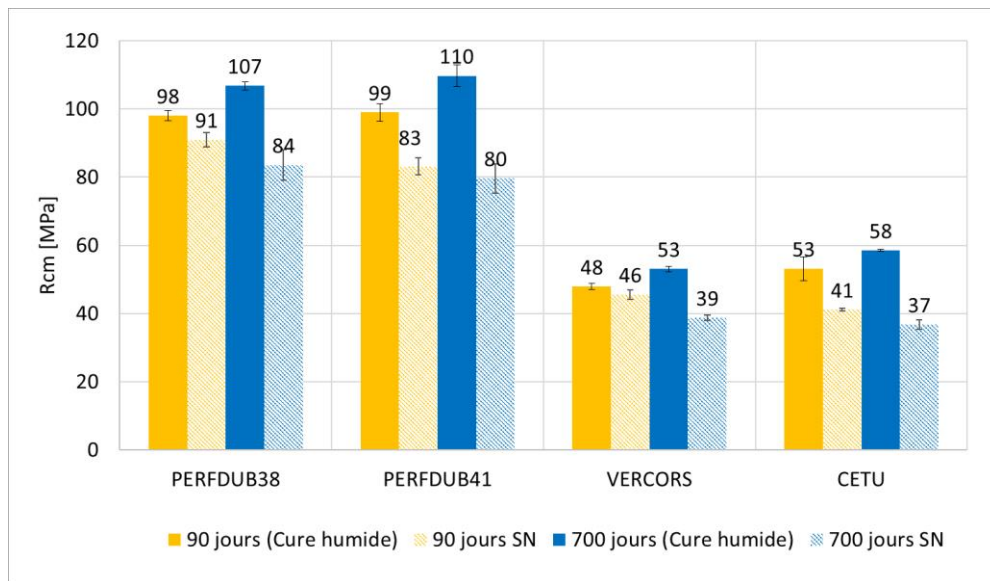


Figure 6.8 – Résistance en compression après conditionnement normalisé et cure humide

6.2.5 Analyse paramétrique de la sensibilité à l'écaillage et influence de l'échéance du séchage en conditions normalisées

6.2.5.1 Impact de la teneur en eau sur l'écaillage

Les Figure 6.9 et la Figure 6.10 mettent en lien les profondeurs moyenne et maximale d'écaillage avec la teneur en eau moyenne mesurée pour chaque échéance d'essai. L'écaillage moyen et maximal ont également été tracés en fonction de la teneur en eau moyenne de surface sur 2.5 cm, 5 cm (la zone d'intérêt) et 15 cm. Les allures des courbes étant similaires, seul le traçage en fonction de la teneur en eau dans la zone d'influence est montré. Les autres courbes sont présentées en annexe 12.

Il est difficile d'interpréter les points dans leur ensemble, notamment du fait de la variation simultanée de plusieurs paramètres tels que la compacité des bétons, la sollicitation thermique ou encore la durée des essais (réduite dans le cas des feux HCM). Néanmoins, certains constats peuvent être formulés :

- en l'absence de chargement, l'impact de la durée de séchage (et donc de la teneur en eau) est clair pour tous les bétons : l'écaillage moyen et maximal sont tous les deux réduits avec la réduction de la teneur en eau ,
- sous chargement, l'influence de la teneur en eau est plus difficile à interpréter sur la base du nuage de points disponibles. L'écaillage augmente malgré une baisse de la teneur en eau (liée à la prolongation du séchage) du béton le plus compact (PERFDUB41) et diminue de manière significative pour le béton le plus poreux (CETU). Une teneur en moyenne seule ne permet pas de capter les gradients hydriques au sein du matériau.

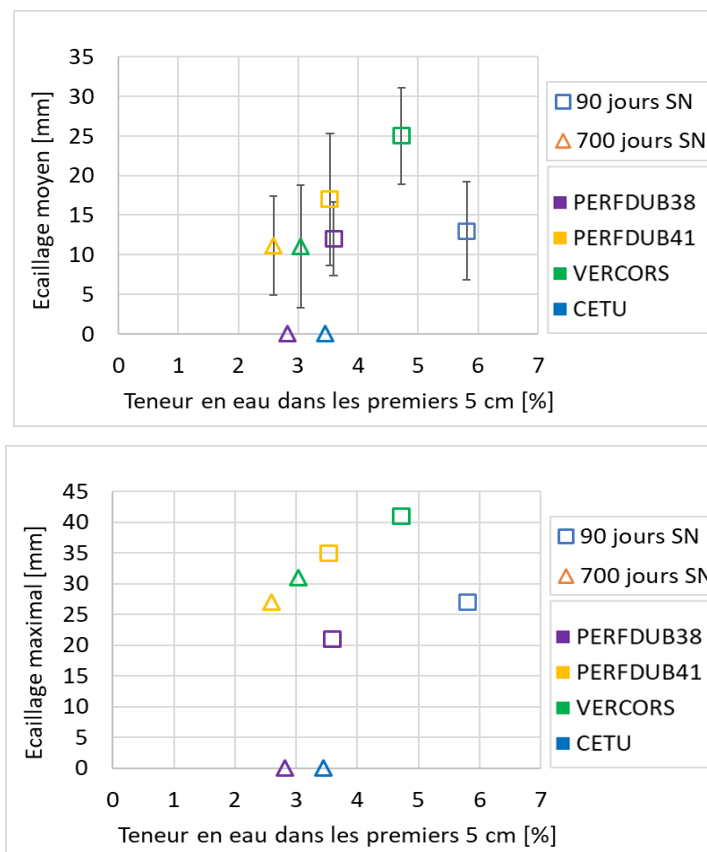


Figure 6.9 – Evolution de la profondeur d'écaillage en fonction de la teneur en eau moyenne 90 jours et à 700 jours en SN. Essai au feu sans chargement

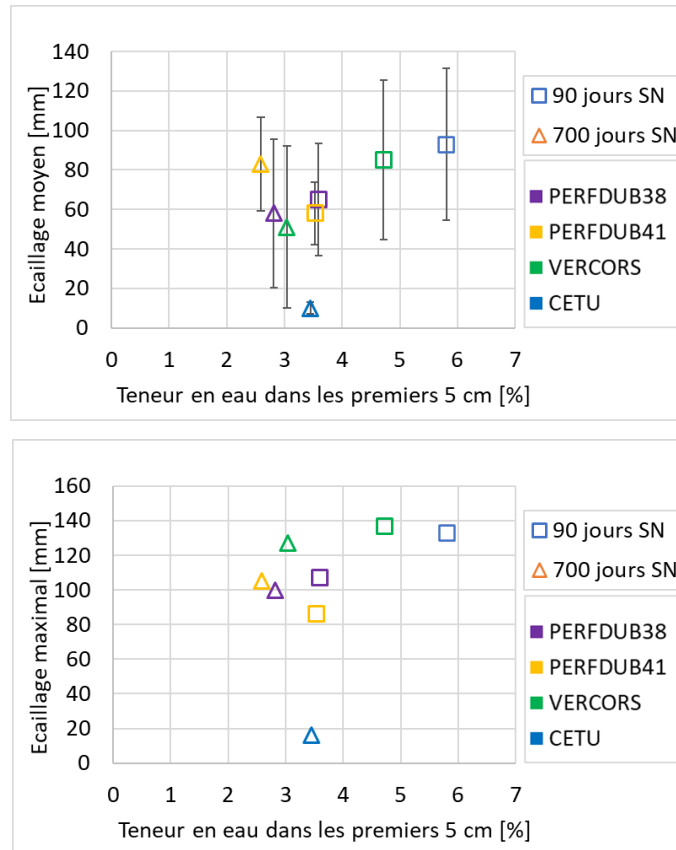


Figure 6.10 – Evolution de la profondeur d'écaillage en fonction de la teneur en eau moyenne 90 jours et à 700 jours en SN. Essai au feu sous chargement 4 MPa

6.2.5.2 Impact du chargement

La Figure 6.11 et la Figure 6.12 permettent de tracer l'écaillage moyen et maximal avec le taux de chargement pour les deux échéances étudiées. La sensibilité à l'écaillage est globalement plus importante en présence de chargement. A 700 jours, la même tendance subsiste mais les écarts entre la configuration chargée et non chargée sont réduits, en particulier pour les BO. L'influence des mécanismes de séchage et du chargement mécanique, lorsqu'intervenant simultanément, diffère d'une famille de béton à l'autre.

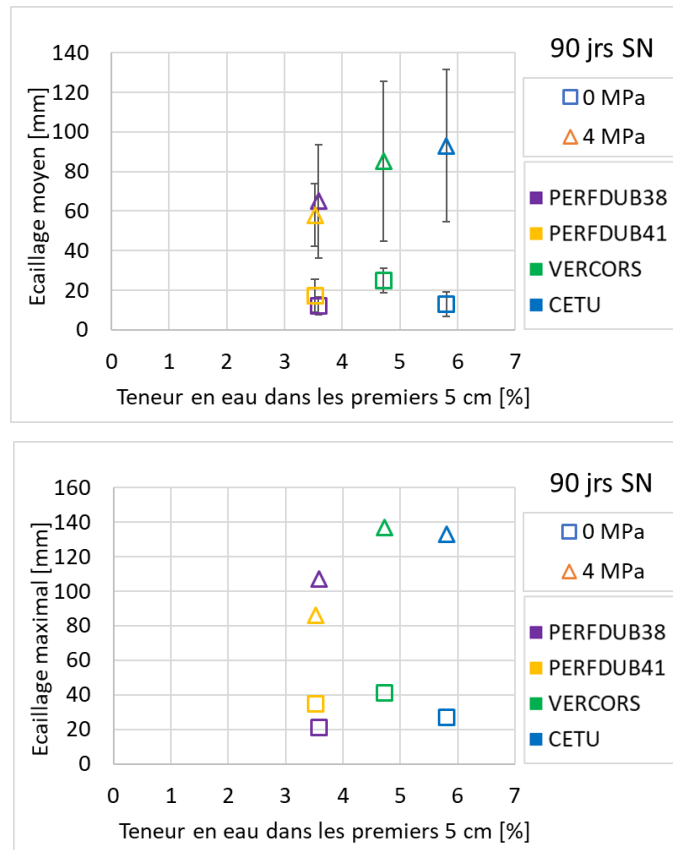


Figure 6.11 – Influence du chargement sur l'évolution de la profondeur d'écaillage en fonction de la teneur en eau moyenne dans la zone d'intérêt à 90 jours SN

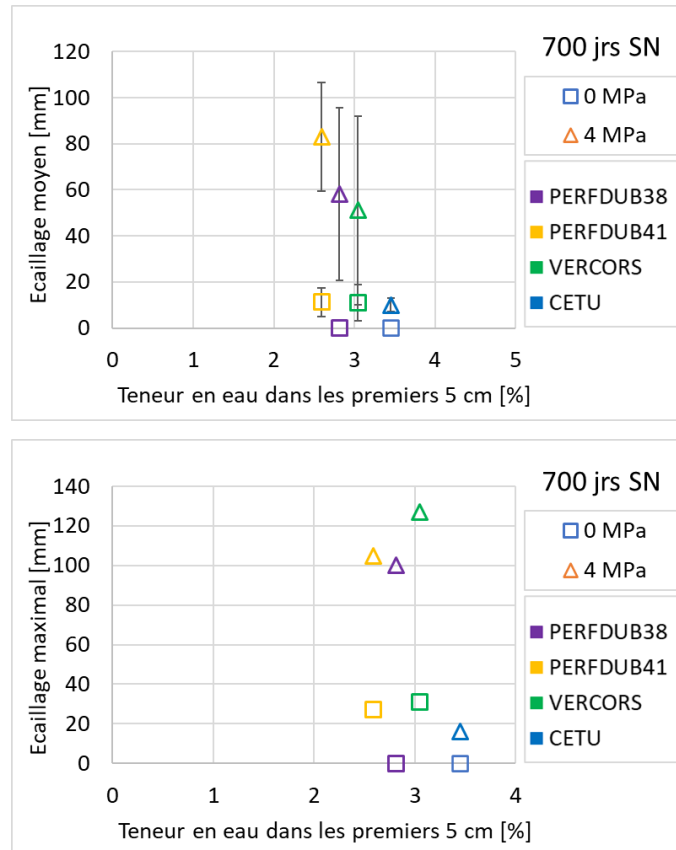


Figure 6.12 – Influence du chargement sur l'évolution de la profondeur d'écaillage en fonction de la teneur en eau moyenne dans la zone d'intérêt à 700 jours SN

6.3 Sensibilité à l'écaillage dans le cas d'un SA représentatif de 90 jours SN

L'objectif de cet essai préliminaire est d'évaluer le protocole de séchage accéléré (SA) défini sur un matériau dont les propriétés de transfert sont identifiées à jeune âge. L'évaluation est réalisée pour ce premier protocole de séchage accéléré court uniquement sur les bétons PERFDUB38 et PERFDUB41 en configuration non chargée.

6.3.1 Mode de conditionnement

En premier lieu, le séchage accéléré est défini sur la base des données expérimentales disponibles pour le béton VeRCoRs (matériau à jeune âge).

Après coulage, les corps d'épreuve sont conservés en condition endogène à température ambiante pendant 7 jours pour éviter le pic de température dû à l'exothermie de la réaction d'hydratation au sein du béton. En effet, l'amplitude de ce pic est directement corrélée à la température du milieu environnant. Selon [Buffo-Lacarrière 2007], si la température extérieure est de 40 °C, le pic au cœur du matériau

(à 75 cm de la surface) dépasse largement les 65 °C, qui est le seuil de déclenchement de la Réaction Sulfatique Interne (RSI). La conservation en condition endogène permet alors de réduire toute altération du matériau.

Le conditionnement des corps d'épreuve à 40 °C, 65 %HR a été réalisé dans une enceinte climatique d'un volume de 10 m³ chez Ater Métrologie à Monchy-le-Preux (Figure 6.13). Pendant le transfert du béton, les surfaces des corps d'épreuves sont étanchéifiées par 2 couches de film en Polyane et de 3 couches d'aluminium adhésif pour limiter tout séchage parasite. La température et l'humidité relative de l'enceinte climatique sont présentées dans la Figure 6.14 montrant que la consigne de séchage est bien respectée. La durée du conditionnement utilisée pour ce protocole est de 15 jours.



Figure 6.13 – Séchage à 40 °C ± 2 °C, 65 %HR ± 5 %HR dans une enceinte climatique 10 m³ à Ater Métrologie

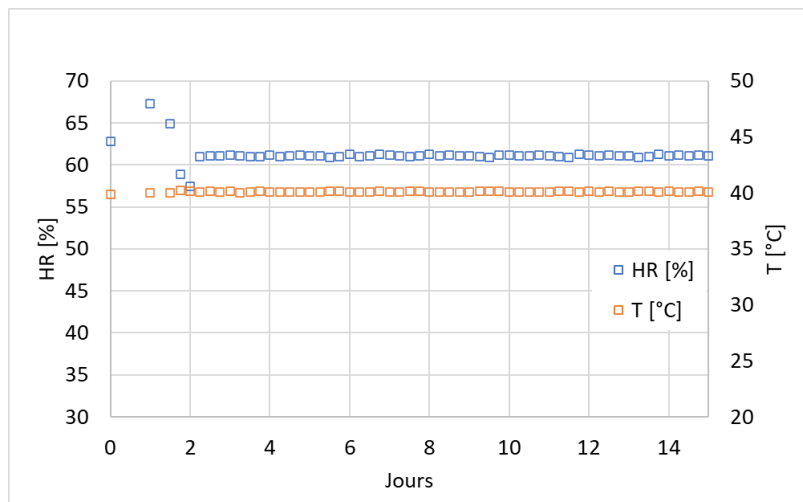






Figure 6.14 – Evolution enregistrée de la température et de l'humidité relative du séchage accéléré 15 jours à 40 °C, 65 %HR

6.3.2 Résultats d'écaillage

Le Tableau 6.8 montre une comparaison des résultats d'écaillage dans le cas de 90 jours de SN et dans le cas de 15 jours de SA représentatif. Le début d'écaillage et les faciès obtenus sont comparables entre les deux cas. L'épaisseur maximale et moyenne le sont aussi en considérant une variabilité de ± 11 mm selon [Jansson McNamee 2008].

Tableau 6.8 – Comparaison de la sensibilité à l'écaillage des bétons PERFDUB38 et 41 en 90 jours de SN et 15 jours de SA représentatif

Béton	90 jours SN (30 min feu ISO 834)	15 jours SA (30 min feu ISO 834)
PERFDUB38		
	Début d'écaillage : NV*	Début d'écaillage : 11 min
	E_{\max} : 21 mm	E_{\max} : 25 mm
	E_{moy} : 12 mm	E_{moy} : 12 mm
	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 45 %	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 55 %
PERFDUB41		
	Début d'écaillage : 9 min	Début d'écaillage : 11 min
	E_{\max} : 35 mm	E_{\max} : 30 mm
	E_{moy} : 17 mm	E_{moy} : 14 mm
	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 94 %	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 96 %

*NV: non visualisé

6.3.3 Evolution de l'état hydrique

6.3.3.1 Profil hydrique

La Figure 6.15 montre une comparaison du profil hydrique dans les deux cas de séchage. Pour les deux bétons, le séchage est significatif dans la première tranche au voisinage de la surface. A partir de 2,5 cm, la teneur en eau est quasi-homogène. Une légère diminution est constatée dans le béton PERFDUB41 dans le cas du séchage en conditions normalisées. Cette constatation peut expliquer l'effet que joue l'hydratation dans le cas d'un séchage sans cure et dans le cas d'un séchage à 7 jours de conservation en condition endogène. Ce béton contient du métakaolin, la réaction pouzzolanique est vraisemblablement plus avancée dans le deuxième cas de cure formant ainsi une microstructure plus dense. Bien qu'existants, les écarts induits par l'effet d'hydratation restent faibles à ces échéances. Le temps de séchage est 6 fois plus court, l'accélération est donc mise en évidence en assurant la représentativité du profil.

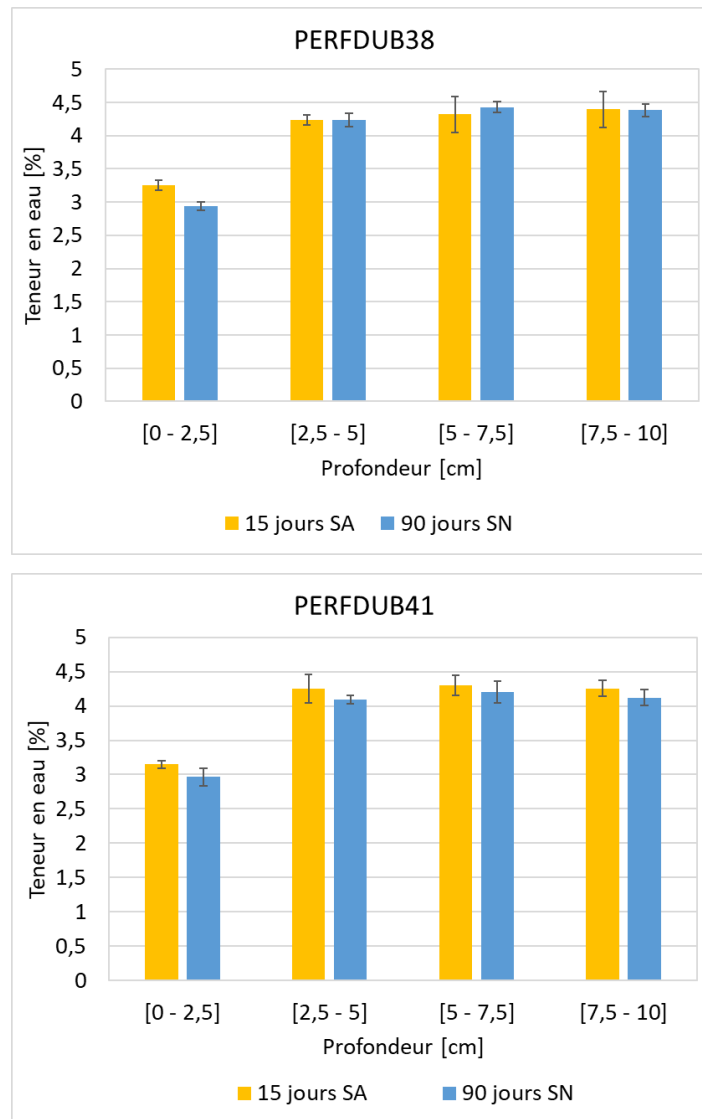


Figure 6.15 – Comparaison du profil hydrique obtenu à 90 jours en SN au profil hydrique obtenu à 15 jours en SA représentatif

6.3.3.2 Gradient hydrique entre 90 jours SN et 15 jours SA

Les gradients hydriques obtenus expérimentalement entre les deux modes de séchage sont faibles par rapport à la variabilité expérimentale de la mesure. Les gradients obtenus selon la prédiction numérique sont globalement plus importants. La prédiction dans ces bétons, en effet, est basée sur des propriétés de transfert identifiées dans un matériau mature. L'évolution du séchage est logiquement moins rapide. Les résultats sont rapportés dans la Figure 6.16.

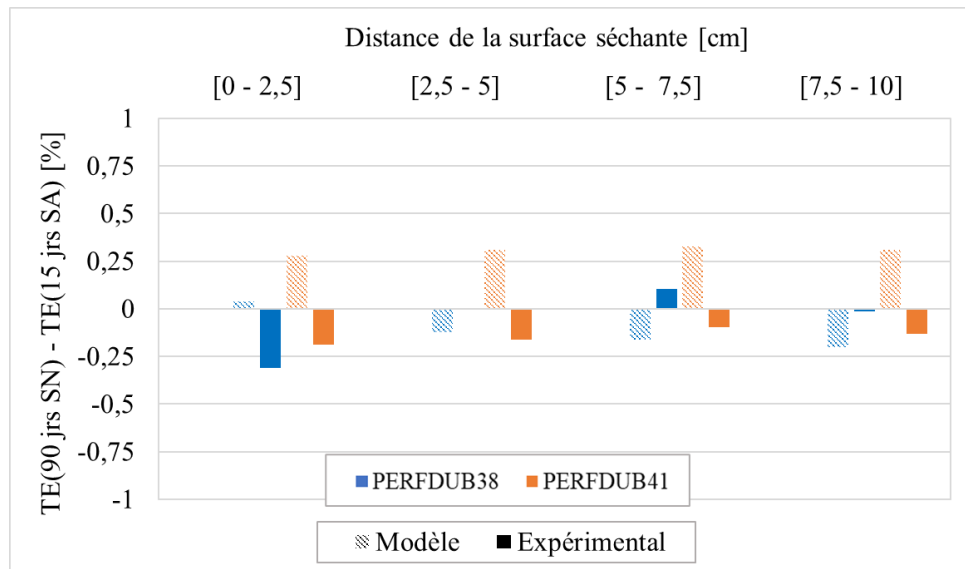


Figure 6.16 – Comparaison du gradient hydrique entre 90 jours en SN et 15 jours en SA représentatif. Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques

6.3.4 Evolution de la résistance en compression

La comparaison des résultats de la résistance est présentée dans Figure 6.17. L'âge du béton au moment de l'essai après séchage accéléré est de 22 jours au total : 7 jours en condition endogène puis 15 jours de séchage. Pour le béton PERFDUB38, les résultats sont comparables entre les deux modes de séchage. Pour le béton PERFDUB41, la résistance est plus élevée dans le cas du séchage accéléré. Les résultats sont cohérents et montrent premièrement l'avancement de la réaction d'hydratation pendant les premiers 7 jours et la thermoactivation de celle-ci durant le séchage à 40 °C (comme la durée de séchage est courte).

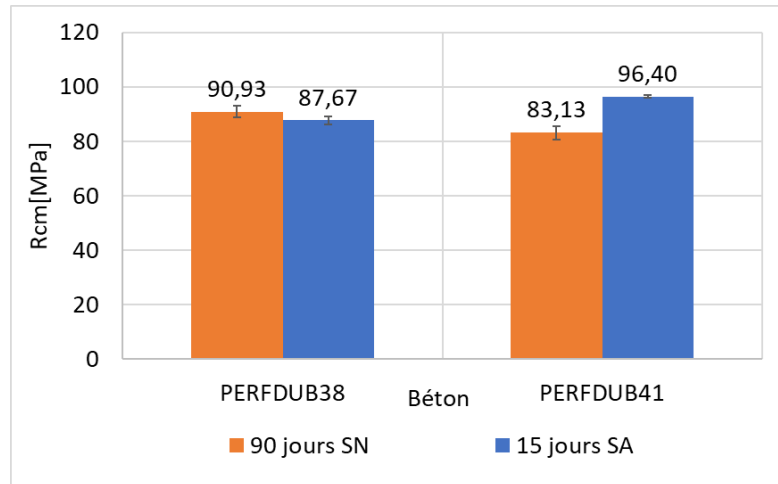


Figure 6.17 – Comparaison de la résistance en compression obtenue à 90 jours en SN au profil hydrique obtenu à 15 jours en SA représentatif

6.4 Sensibilité à l'écaillage dans le cas d'un SA représentatif de 700 jours en SN

6.4.1 Mode de conditionnement

Afin d'atteindre un profil hydrique représentatif de l'état cible, i. e., profil hydrique à deux ans de séchage en conditions normalisées, il faut sécher, selon le modèle, à 40 °C, 75 %HR pendant 90 jours. Cette prédiction est valable pour un matériau mature.

Le conditionnement est réalisé dans une enceinte climatique de 15,8 m³ au CERIB et qui permet le contrôle de la température et de l'humidité relative dans les plages suivantes [10 – 70 °C] à ± 2 °C et [5 – 98 %HR] à ± 5 %HR. À la suite des retards de livraison de l'enceinte climatique fabriquée sur mesure, les corps d'épreuve ont subi une période de conservation en conditions endogènes plus longue que prévue, soit 22 jours en moyenne au lieu de 7 jours prévus initialement. La teneur en eau initiale est mesurée au démarrage de l'essai.

L'enceinte climatique a été étalonnée et des mesures préliminaires de la température, de l'humidité relative et du taux d'évaporation à des endroits différents de l'enceinte ont été réalisés pour assurer l'homogénéité du séchage.

Les corps d'épreuve sont introduits dans l'enceinte climatique et sont implantés comme le montre la Figure 6.18 . Les dalles sont posées verticalement sur des cales en bois. Les distances entre les dalles et les distances aux parois sont d'au moins 20 cm pour assurer une circulation d'air optimale. L'enceinte est équipée d'un capteur de température et d'humidité relative placé au centre en haut de la paroi gauche avec un affichage externe. Pour assurer l'homogénéité du séchage, 4 capteurs sont placés à différents endroits de l'enceinte climatique.

La Figure 6.19 montre l'évolution moyenne des conditions de séchage de l'enceinte climatique et le déroulement de l'essai. A 90 jours, l'humidité relative a été baissée à 60 %HR pour essayer de rattraper l'écart constaté entre la teneur en eau mesurée et celle de la cible notamment dans la zone d'intérêt (les 5 premiers centimètres). La durée de séchage est finalement de 110 jours. La démarche et les résultats sont présentés dans les sections suivantes (section § 6.4.3).

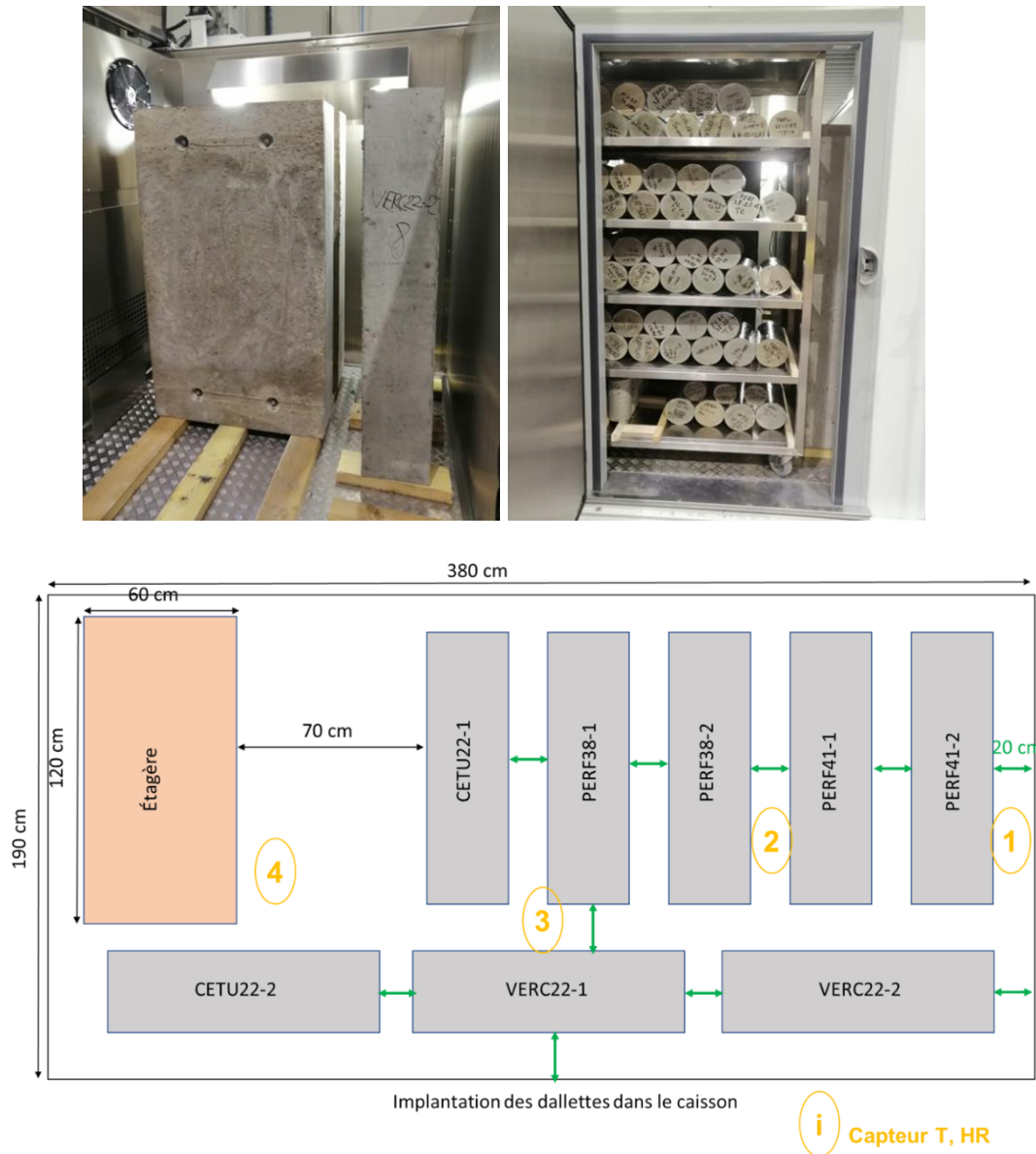


Figure 6.18 – Implantation des corps d'épreuve dans l'enceinte climatique

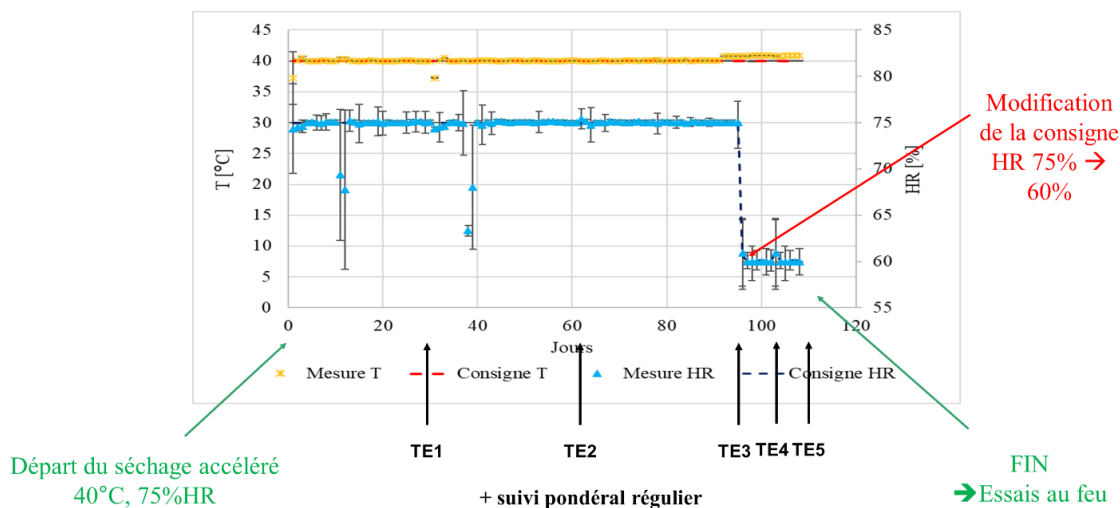


Figure 6.19 – Evolution enregistrée de la température et de l'humidité relative du séchage accéléré 110 jours. TE_i présentent les mesures intermédiaires de la teneur en eau des bétons





6.4.2 Résultats d'écaillage

6.4.2.1 Cas des BHP

Le Tableau 6.9 et le Tableau 6.10 présentent les résultats d'écaillage des bétons PERFDUB38 et 41. Sans chargement, les faciès d'écaillage, l'épaisseur maximale et moyenne à la suite du séchage accéléré sont plus élevés dans les deux bétons à 110 jours de SA. Cette augmentation est relativement faible par rapport à la variabilité de l'écaillage et en sachant que les corps d'épreuve sont issus de fabrications réalisées à deux échéances différentes (2 ans d'écart).





En cas de chargement, le début d'écaillage est avancé. L'écaillage est également plus élevé à 110 jours SA. L'épaisseur maximale augmente de 24 % et de 18,5 % respectivement dans les bétons PERFDUB38 et PERFDUB41. L'épaisseur moyenne augmente de 19 % pour le béton PERFDUB38 et baisse de 12% pour le béton PERFDUB41. Globalement, sans chargement, la sensibilité à l'écaillage obtenue à la suite du protocole de séchage accéléré appliqué se situe entre celles obtenues pour les deux échéances en SN (90 jours et 700 jours). En présence de chargement, la sensibilité à l'écaillage dans le cas du séchage accéléré est plus importante. Des analyses complémentaires sont présentées dans ce qui suit afin d'interpréter ces résultats.

Tableau 6.9 – Comparaison de la sensibilité à l'écaillage du béton PERFDUB38 en 700 jours de SN et 110 jours de SA

Chargement [MPa]	700 jours SN (30 min feu ISO 834)	110 jours SA (30 min feu ISO 834)
0		
	Début d'écaillage : /	Début d'écaillage : NV
	E_{\max} : 0 mm	E_{\max} : 24 mm
	E_{moy} : 0 mm	E_{moy} : 11 mm
	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 0 %	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 65 %
4		
	Début d'écaillage : 9 min	Début d'écaillage : 6 min
	E_{\max} : 100 mm	E_{\max} : 124 mm
	E_{moy} : 58 mm	E_{moy} : 69 mm
	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 92 %	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 98 %

*NV: non visualisé

Tableau 6.10 – Comparaison de la sensibilité à l'écaillage du béton PERFDUB41 en 700 jours de SN et 110 jours de SA





Chargement [MPa]	700 jours SN (30 min feu ISO 834)	110 jours SA (30 min feu ISO 834)
0		
	Début d'écaillage : 8 min	Début d'écaillage : 9 min
	E_{\max} : 27 mm	E_{\max} : 32 mm
	E_{moy} : 11 mm	E_{moy} : 15 mm
	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 55 %	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 95 %
4		
	Début d'écaillage : 12 min	Début d'écaillage : 6 min
	E_{\max} : 105 mm	E_{\max} : 122 mm
	E_{moy} : 83 mm	E_{moy} : 74 mm
	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 100 %	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 100 %

*NV: non visualisé

6.4.2.2 Cas des BO




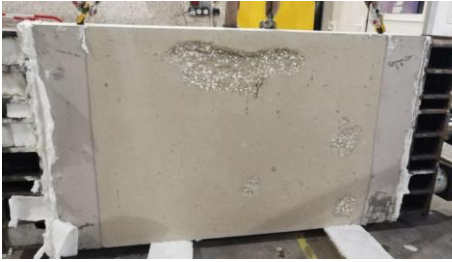
L'essai pour les bétons BO est arrêté après 14 minutes pour pouvoir comparer les résultats avec l'essai à 700 jours en SN. Les résultats d'écaillage des bétons VeRCoRs et CETU sont présentés dans le Tableau 6.11 et le Tableau 6.12. Une très bonne représentativité est obtenue pour les deux bétons et les deux taux de chargement appliqués. En présence de chargement, on peut constater que le début d'écaillage est légèrement avancé.

Tableau 6.11 – Comparaison de la sensibilité à l'écaillage du béton VeRCoRs en 700 jours de SN et 110 jours de SA représentatif

Chargement [MPa]	700 jours SN (14 min feu HCM)	110 jours SA (14 min feu HCM)
0		
	Début d'écaillage : 4 min	Début d'écaillage : 2 min
	E_{\max} : 31 mm	E_{\max} : 35 mm
	E_{moy} : 11 mm	E_{moy} : 15 mm
	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 80 %	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 85 %
4		
	Début d'écaillage : 6 min	Début d'écaillage : 1 min
	E_{\max} : 127 mm	E_{\max} : 127 mm
	E_{moy} : 51 mm	E_{moy} : 71 mm
	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 78 %	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 90 %

*NV : non visualisé

Tableau 6.12 – Comparaison de la sensibilité à l'écaillage du béton CETU en 700 jours de SN et 110 jours de SA représentatif

Chargement [MPa]	700 jours SN (14 min feu HCM)	110 jours SA (14 min feu HCM)
0		
	Début d'écaillage : /	Début d'écaillage : 4 min
	E_{\max} : 0 mm	E_{\max} : 11 mm
	E_{moy} : 0 mm	E_{moy} : 7 mm
	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 0 %	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 2 %
4		
	Début d'écaillage : 8 min	Début d'écaillage : 3 min
	E_{\max} : 16 mm	E_{\max} : 19 mm
	E_{moy} : 10 mm	E_{moy} : 8 mm
	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 5 %	$S_{\text{écaillage}}/S_{\text{totale}}$: 7 %

*NV : non visualisé

6.4.3 Evolution de l'état hydrique

6.4.3.1 Impact de la durée de cure en condition endogène

La teneur en eau après la conservation en condition endogène est mesurée. Les résultats sont présentés dans la Figure 6.20. Quelle que soit la durée de la cure, le séchage parasite semble impacter la première tranche. A 7 jours, l'effet est plus faible et est visible dans le béton PERFDUB38 et le béton VerCoRs. Pour une durée plus longue, l'impact du séchage parasite est significatif dans les bétons PERFDUB 38 et 41 et peu marqué dans les BO. En comparant les profils hydriques dans les deux durées de cure, hormis le béton CETU, ils sont similaires (en tenant compte de la variabilité expérimentale pour cette mesure). Les écarts peuvent être liés à la variabilité du matériau (deux fabrications séparées de 2 ans). Dans le béton CETU, l'écart est plus marqué à cause de la modification de la formulation comme évoqué dans le chapitre 3. A priori, la nouvelle formulation contient légèrement moins d'eau. Il est à noter que la sensibilité à l'écaillage de celle-ci a été évaluée à 3 mois de séchage en conditions normalisées.

Les résultats montrent un comportement comparable avec les résultats de l'essai sur la formulation 2020.

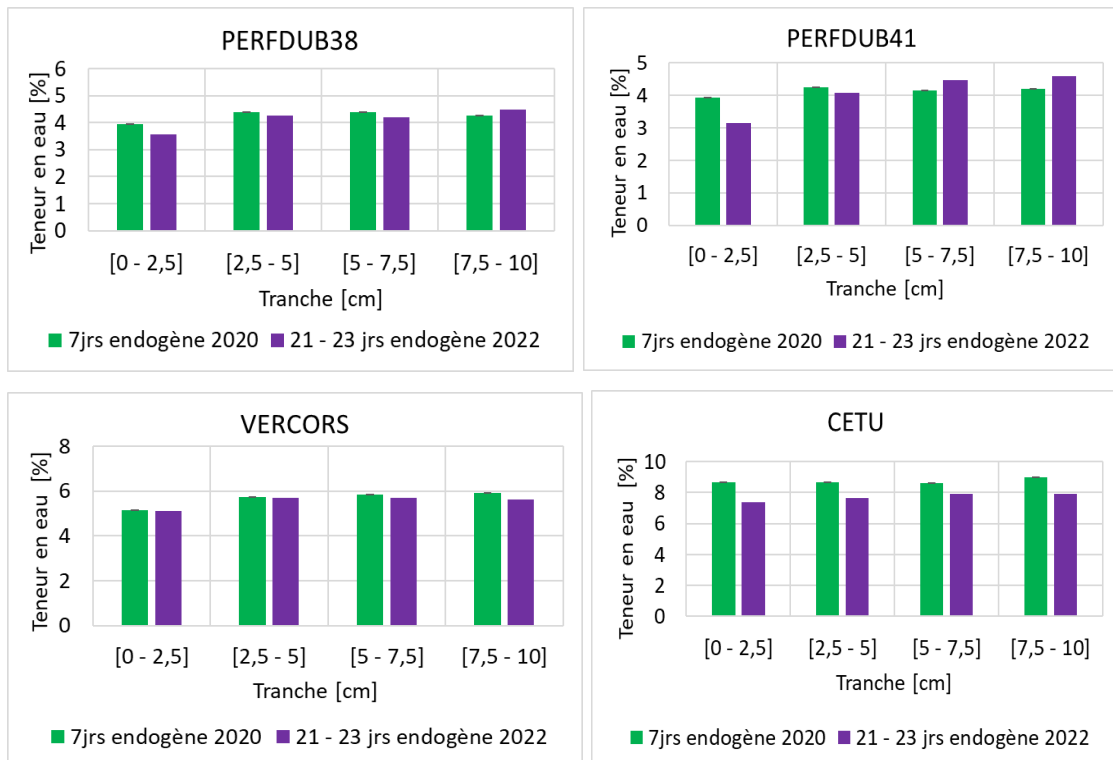


Figure 6.20 – Comparaison de l'état hydrique initial entre 7 jours de conservation en condition endogène et 21 à 23 jours.

6.4.3.2 Evolution du profil hydrique des BHP

L'évolution du profil hydrique dans les bétons PERFDUB38 et 41 lors du séchage accéléré est comparée au profil hydrique cible (700 jours en SN) et au profil à 90 jours en SN dans la Figure 6.21. Il est constaté qu'à 90 jours en SA (i.e. avant modification de la consigne de séchage initialement à 40 °C, 75 %HR), le profil hydrique est différent du profil hydrique cible dans les deux bétons. Dans la première tranche, la teneur en eau mesurée est supérieure ou égale à la teneur en eau à 90 jours en SN. A partir de 2,5 cm, le profil hydrique est plus faible mais toujours loin de la cible. Comme indiqué ci-avant, ceci est lié à l'état hydrique initial différent pour les deux modes de séchage. L'humidité relative appliquée est donc très élevée. La baisse de celle-ci jusqu'à 110 jours en SA a permis de réduire l'écart avec la cible.

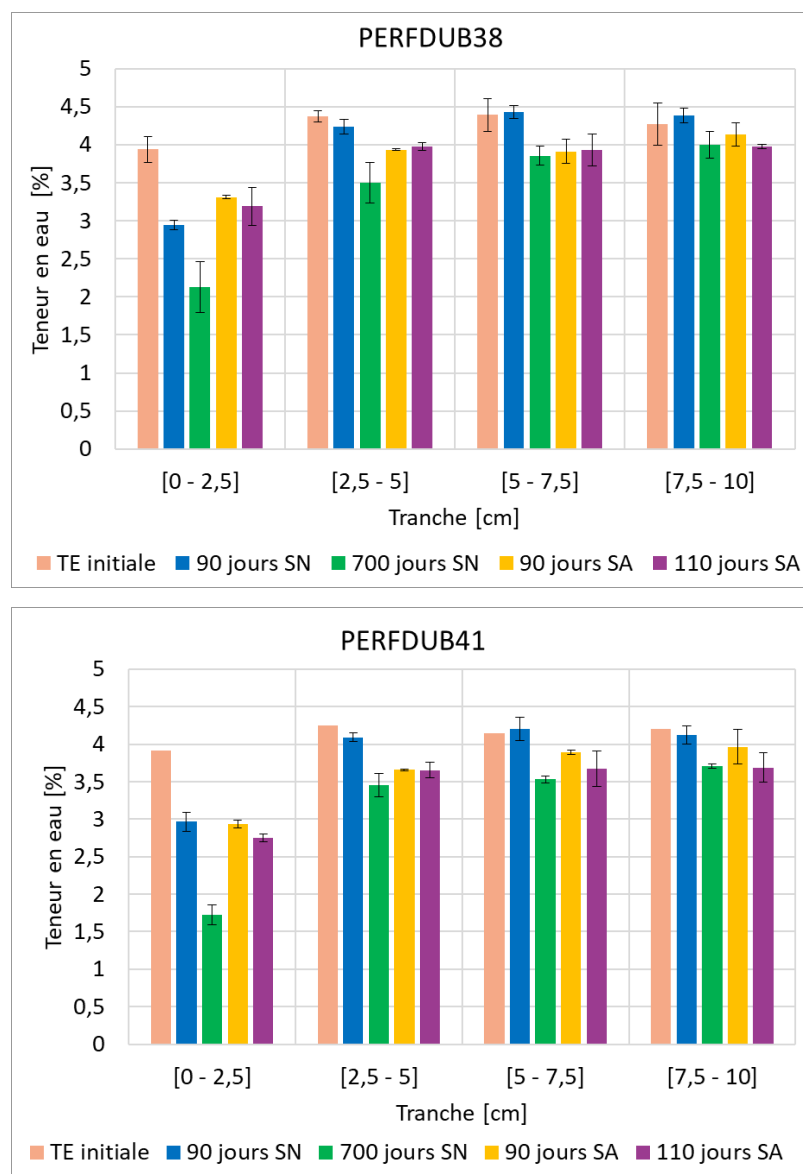


Figure 6.21 – Comparaison du profil hydrique cible à 700 jours en SN au profil hydrique obtenu à 90 jours SN, 90 jours SA et 110 jours en SA dans les BHP

Toutefois, le séchage à cette échéance devient de plus en plus lent et il faudra une durée beaucoup plus longue même à faible humidité relative pour sécher le béton. Le jour l'essai au feu, la teneur en eau à 110 jours SA est plus proche dans la zone de surface de la teneur en eau obtenu à 90 jours de SN d'où une sensibilité au feu pareillement plus proche. Le comportement au feu des BHP dépend sensiblement de la teneur en eau dans la zone au voisinage de la surface (2,5 cm pour notre cas) et bien évidemment du gradient hydrique avec le cœur du matériau. Le gradient hydrique entre la première et la deuxième tranche à 700 jours SN est de 1,4 % pour le béton PERFDUB38 et de 1,8 % pour le béton PERFDUB41. A 110 jours SA, ce gradient est d'environ 1 % pour les deux bétons.

Un gradient hydrique même plus faible, s'il est associé à une teneur en eau plus élevée, pourrait conduire à un écaillage plus important, comme observé dans le Tableau 6.11.

6.4.3.3 Evolution du profil hydrique des BO

La Figure 6.22 présente les profils hydriques des bétons VeRCoRs et CETU. L'accélération de séchage par rapport à 90 jours en SN est mise évidence. La baisse d'humidité relative à la fin du séchage n'a pas eu d'influence significative sur les BO. En comparant le profil hydrique à 110 jours en SA au profil hydrique cible, pour le béton VeRCoRs, les profils hydriques sont proches, sauf pour la première tranche où un écart de 1 % est noté. Pour le béton CETU, le séchage accéléré n'a pas permis d'obtenir les valeurs cibles. L'écart varie de 1,8 % en surface à 0,8 % en cœur. Il est à noter que la teneur en eau initiale du béton CETU est plus faible.

En termes de gradient hydrique entre la première et la deuxième tranche, à 700 jours le gradient est de 1,6 % pour le béton VeRCoRs (TE moyenne = 3,7 %) et 1,8 % pour le béton CETU (TE moyenne = 4,1 %). A 110 jours en SA, le gradient est de 1 % pour le béton VeRCoRs (TE moyenne = 4,2 %) et de 1 % pour le béton CETU (TE moyenne = 5,4 %). Contrairement aux BHP, un gradient hydrique plus faible compense la teneur en eau plus élevée vis-à-vis de la sensibilité à l'écaillage.

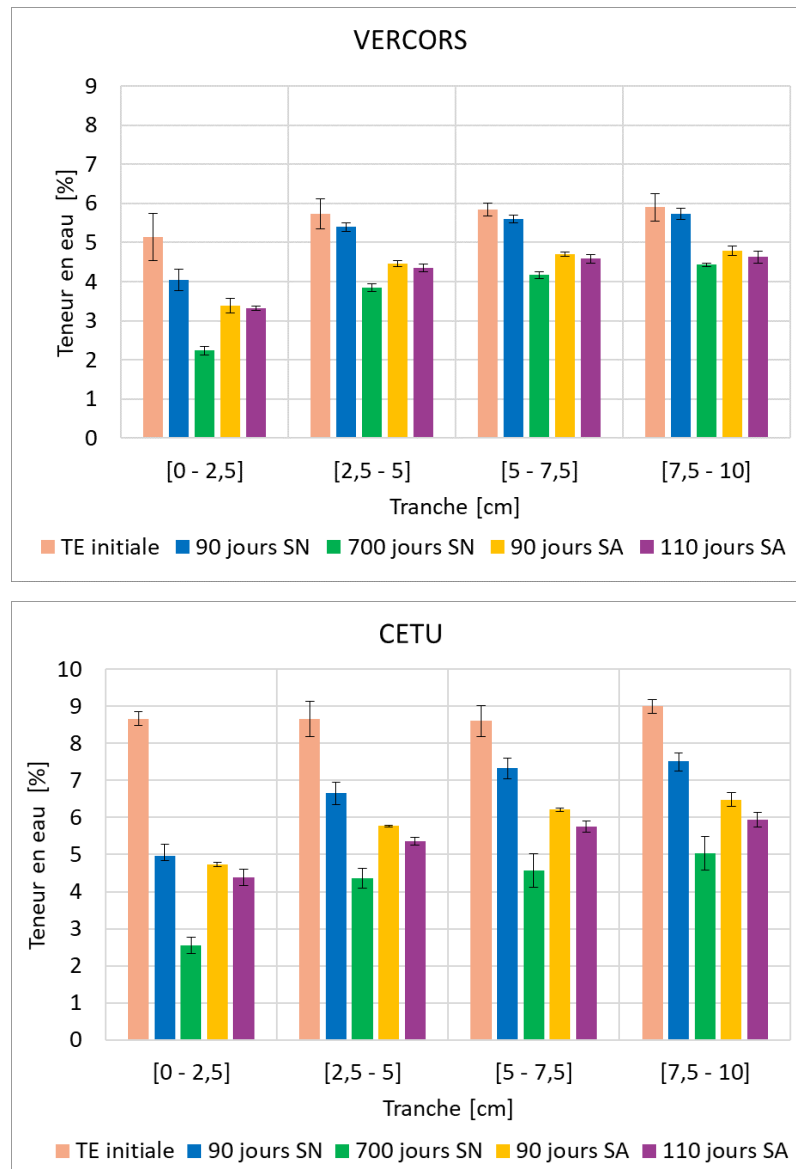


Figure 6.22 – Comparaison du profil hydrique cible à 700 jours en SN au profil hydrique obtenu à 90 jours SN, 90 jours SA et 110 jours en SA dans les bétons VeRCORs et CETU

6.4.4 Evolution de la résistance en compression

La résistance en compression à 110 jours de SA est comparable aux valeurs mesurées à 700 jours hormis pour le béton PERFDUB41. Le séchage accéléré reproduit *a priori* l'état de vieillissement de 700 jours de séchage en conditions normalisées. Dans le béton PERFDUB41, l'augmentation de la résistance est de 37,5 % environ. De fait, la durée de conservation en condition endogène peut être à l'origine de cette augmentation grâce à l'avancement de la réaction d'hydratation avant le début de séchage. De plus, le métakaolin améliore vraisemblablement le comportement du béton au retrait et au fluage et limite la fissuration pour un taux de substitution supérieur ou égal à 15 % selon [Siddique and Iqbal Khan 2011].

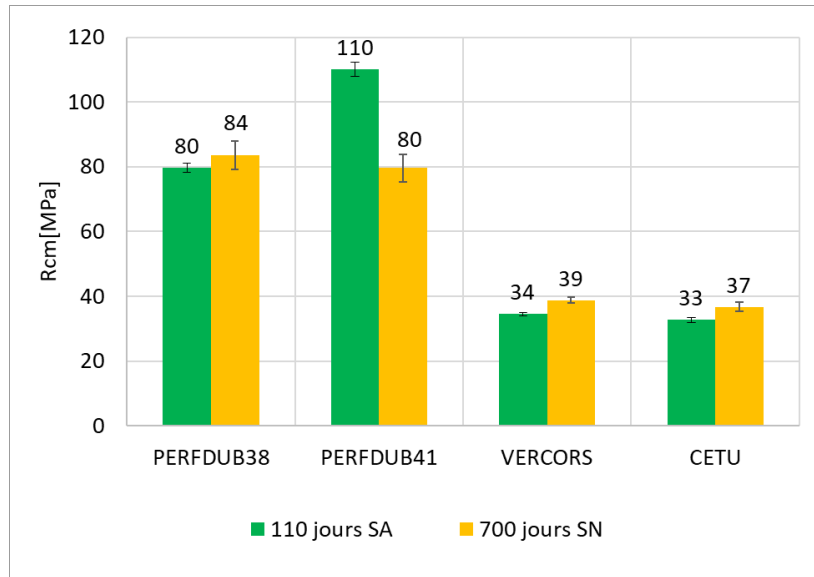


Figure 6.23 – Comparaison de la résistance en compression moyenne à 700 jours en SN et à 110 jours en SA représentatif

6.5 Synthèse

L'évaluation du comportement au feu des bétons étudiés a permis d'investiguer la sensibilité à l'écaillage en séchage en conditions normalisées à l'échéance habituelle de 90 jours et à 700 jours, et en séchage accéléré représentatif de chacune des deux échéances.

Dans le cas du séchage en conditions normalisées, l'augmentation de la durée de séchage a conduit à un comportement différent en fonction de la présence ou non d'un chargement mécanique. Sans chargement, la sensibilité à l'écaillage est réduite avec le séchage pour tous les bétons. En présence de chargement, la sensibilité à l'écaillage dépend du béton testé : elle baisse pour les bétons PERFDUB38, le béton VeRCoRs et le béton CETU, mais augmente dans le béton PERFDUB41 à 700 jours du fait de composition probablement (métakaolin) et de sa perméabilité plus faible.

L'évolution du profil hydrique diffère en fonction du type de béton. Dans les BHP, bétons peu perméables, la cinétique de séchage est très lente et conduit au séchage de la zone au voisinage de la surface seulement au bout de 90 jours. L'augmentation de la durée de séchage conduit à l'accentuation du séchage dans cette zone et à un séchage très faible à partir de 5 cm de la surface, d'où un gradient parfois plus important. Pour les BO, le séchage atteint plus rapidement le cœur du matériau et continue à évoluer jusqu'à atteindre un état d'équilibre. Les résultats obtenus viennent confirmer que la teneur en eau (ici associée à la durée de séchage) est un facteur essentiel qui gouverne le mécanisme d'écaillage, mais qu'une valeur seuil forfaitaire ne peut pas être définie vis-à-vis de la propension des bétons à l'écaillage. L'évaluation du profil hydrique et des gradients est essentielle pour une meilleure compréhension en particulier dans les BHP. Le taux de chargement a également un impact significatif sur la sensibilité à l'écaillage. Un résultat intéressant

ici est la contribution respective du séchage et du chargement mécanique sur la sensibilité à l'écaillage : celle-ci diffère en fonction de la nature du béton testé. Il a par ailleurs été observé que pour des durées de séchage longues, l'influence du chargement peut être inhibé dans le cas du béton CETU, béton dit poreux.

Un séchage accéléré court, représentatif de 90 jours de SN, a été évalué sur les bétons PERFDUB sans chargement mécanique. Les résultats d'écaillage montrent une bonne représentativité du protocole par rapport à la cible recherchée. Le profil hydrique obtenu à la suite du séchage accéléré est représentatif de l'état cible recherché avec un temps de séchage 6 fois plus court. Les résultats sont encourageants par rapport à la possibilité de mettre en place un seul protocole de séchage pour différentes familles de béton.

Un séchage accéléré long, représentatif de 700 jours de séchage en conditions normalisées, a été évalué sur les 4 bétons avec et sans chargement mécanique. La sensibilité à l'écaillage dans les bétons PERFDUB est globalement plus élevée en cas de séchage accéléré. Les résultats dans les bétons VeRCoRs et CETU en cas de séchage accéléré sont nettement comparables aux résultats à 700 jours en SN.

Le protocole appliqué n'a pas permis *a priori* d'atteindre la teneur en eau cible ni le gradient hydrique dans les BHP, vraisemblablement du fait de la période de pré-conditionnement plus longue appliquée (22 jours en moyenne). Il est intéressant dans cette optique d'évaluer le comportement au feu des bétons PERFDUB dans le cas d'un séchage accéléré à 40 °C, 65 %HR pendant 90 jours avec un pré-conditionnement de 7 jours.

Néanmoins, le séchage accéléré appliqué a permis d'obtenir un comportement au feu comparable à la cible recherchée sans forcément obtenir la même teneur en eau moyenne ou le gradient en surface. Pour les bétons ordinaires, le gradient hydrique et la teneur en eau moyenne se compensent dans les mécanismes d'écaillage. Il serait donc possible de raisonner en teneur en moyenne des BO contrairement au BHP. Cette hypothèse doit être confirmée en réalisation des campagnes expérimentales complémentaires.

Les deux protocoles de séchage accéléré (court et long) ont conduit à des résultats satisfaisants et encourageants vis-à-vis de l'évaluation de la sensibilité à l'écaillage des bétons étudiés, malgré la difficulté liée à la proposition d'un seul protocole pour des familles de bétons sensiblement différentes. Des études complémentaires (expérimentales et numériques) semblent nécessaires pour le cas des BHP, notamment dans le cas de séchages accélérés longs. L'effet de l'hydratation et du couplage séchage hydratation doit être également étudié pour évaluer son impact sur les protocoles de séchage et leurs représentativités.

Conclusions générales

L'écaillage des bétons est évalué à l'heure actuelle de manière expérimentale sur des corps d'épreuve conditionnés selon les prescriptions de la norme NF EN1363 - 1 « Essais de résistance au feu Partie 1 : Exigences générales ». Celles-ci stipulent qu'il convient, au moment de l'essai, que la structure ait un état hydrique et mécanique représentatifs de l'état normal de service de la structure. Cet état cible devrait être atteint, selon la norme, avec un conditionnement d'au moins 3 mois à 23 °C et à 50 %HR environ. La teneur en eau moyenne doit être mesurée et une valeur moyenne comprise entre 1 et 5 % est attendue le jour de l'essai pour les bétons quel que soit le type du matériau et la géométrie de la structure. Si ce critère n'est pas atteint, un niveau d'humidité relative inférieur ou égal à 75 %HR aux « emplacement appropriés », non précisés, est requis pour réaliser l'essai. Plusieurs verrous à lever ont été identifiés, dont :

- l'absence ou le peu d'étude sur l'influence du profil hydrique et des gradients sur le comportement à l'écaillage en fonction du type de béton ; et
- l'absence d'étude de la représentativité du mode de séchage actuel par rapport à l'état cible indiqué.

Ce travail de thèse permet d'investiguer ces aspects dans l'objectif d'optimiser le mode de conditionnement actuel selon trois volets :

- évaluer l'impact d'un séchage en conditions normalisées et des profils hydriques sur l'écaillage des bétons à 2 échéances différentes ; 90 jours et 2 ans ;
- proposer un protocole de conditionnement accéléré dit "court" et permettant de réduire la durée de séchage de 90 jours utilisée tout en gardant une bonne représentativité vis-à-vis du profil hydrique et de l'écaillage ;
- proposer un protocole de conditionnement accéléré dit "long" et permettant d'être représentatif de l'état hydrique d'un béton en situation d'utilisation, par exemple à 2 ans.

Ces travaux étant réalisés sur quatre bétons différents couvrant les deux familles principales de bétons : les bétons à hautes performance (BHP) et les bétons ordinaires (BO), permettent de mieux comprendre l'influence du profil hydrique par type de béton et d'investiguer la fiabilité des protocoles proposés.

La démarche adoptée consiste à mener une étude expérimentale et numérique de la cinétique de séchage à température normalisée et à température modérée et à mener une caractérisation expérimentale du comportement au feu à différents échéances et modes de conditionnement. La géométrie de référence considérée dans la caractérisation des profils hydriques correspond à la géométrie des corps d'épreuve utilisés au Centre des Essais au Feu (CEF) du CERIB pour les essais au feu à échelle intermédiaire.

L'étude bibliographique réalisée a permis de cerner les principaux mécanismes du phénomène d'écaillage et les différents facteurs qui l'influencent, en particulier la teneur en eau. Il ressort que la teneur en eau est un paramètre majeur dans le déclenchement ou l'absence de l'écaillage. Le mode de conditionnement joue, ainsi, un rôle crucial dans le résultat de la sensibilité à l'écaillage des bétons. Dans cette optique, le processus de séchage dans les bétons a été également investigué. Les données de la littérature montrent que le processus de séchage combine plusieurs mécanismes (perméation de l'eau liquide, diffusion de la vapeur d'eau, désorption/adsorption, évaporation/condensation), déclenchés de façon concomitante ou individuellement en fonction du type de béton, du réseau poreux, de la température et de l'humidité relative. Il ressort que la température est un facteur principal qui définit les propriétés physiques des fluides mis en mouvement, la dilatation du béton et le taux d'adsorption et de désorption et qui influence en conséquence la cinétique de séchage. A température ambiante, le processus de séchage initialement rapide dans un matériau saturé, devient de plus en plus lent avec l'avancement de la désaturation. L'augmentation de la température conduit à l'accélération de la cinétique de séchage. Des niveaux élevés de température peuvent conduire à l'altération du matériau et au déclenchement des pathologies dans certains cas comme la réaction sulfatique interne. Le choix pour le séchage accéléré a donc été limité à une température modérée égale à 40 °C qui selon les données de la littérature n'a pas d'impact négatif considérable sur le matériau.

La cinétique de séchage des quatre bétons étudiés a été investiguée expérimentalement. La caractérisation réalisée sur les bétons en état mature a permis, d'une part, d'identifier les paramètres du matériau. Les paramètres du modèle de séchage sont définis, d'autre part, à l'aide de la mesure de l'isotherme de désorption et de la perte en masse pour les deux températures. L'évaluation de la cinétique de perte en masse à des paliers d'humidités relatives différents montre que le séchage est particulièrement accéléré pour des $HR \leq 40 \%$ et $HR \geq 60 \%$ par rapport au séchage à 23 °C. Selon les mesures de perte en masse, la température induit une accélération importante constatée dans les BHP. L'accélération est moins marquée dans les BO mais reste importante au vu de leurs propriétés de transfert plus élevées. L'humidité relative possède une influence de plus en plus importante quand le matériau se désature. Une humidité relative élevée risque d'inhiber l'effet de la température sur l'accélération du séchage si celui-ci n'est pas complètement saturé. Une perspective intéressante à cette étude consiste à mener une caractérisation sur des matériaux à jeune âge et estimer le niveau d'accélération par rapport à un matériau mature.

En seconde partie, l'évolution des propriétés du matériau en état mature et du fluide a été suivie par modélisation. Le modèle retenu est basé sur l'équation de conservation de masse de l'eau dans le béton en négligeant les effets de l'hydratation et les effets de paroi et en considérant un coefficient de transfert équivalent. Pour des niveaux modérés de température, l'impact sur les propriétés physiques du béton (densité, porosité) est insignifiant et peut être négligé dans la prédiction théorique. Il est pris en compte pour l'isotherme de désorption et pour le mécanisme de perméation. La modélisation du séchage dans un matériau mature sous des sollicitations thermiques et hydriques a permis d'évaluer le profil hydrique en séchage en conditions normalisées à court-terme et à long-terme. La modélisation à 40 °C a permis de définir les conditions optimales du séchage accéléré :

- un séchage à 40 °C, 75 %HR pendant 15 jours est représentatif d'un séchage à 23 °C, 50 %HR pendant 90 jours en termes de profil hydrique. A cette échéance, dans les BHP seule la première tranche est susceptible de sécher. Le protocole représentatif permet un gain en temps d'un facteur 6 et les écarts entre les profils hydriques obtenus par rapport à la cible sont bien inférieurs à l'écart admissible défini ;
- un séchage à 40 °C, 75 %HR pendant 90 jours est représentatif d'un séchage à 23 °C, 50 %HR pendant 700 jours. A cette échéance, selon le modèle, les corps d'épreuves des 4 bétons subissent un séchage dans toute leur profondeur. Le protocole proposé permet un gain en temps d'un facteur 8 environ.

Les perspectives à l'issue de cette étude consistent, en premier temps, à intégrer l'effet de l'hydratation et les effets de paroi sur l'évolution du profil hydrique. En second temps, afin d'améliorer la représentativité de la prédiction, il est intéressant, d'investiguer séparément les deux principaux mécanismes de séchage : la perméation de l'eau liquide et la diffusion de la vapeur d'eau. L'influence vraisemblablement différente de la température, de l'humidité relative et du type de béton sur les deux mécanismes cités rajoute une difficulté dans la détermination du poids de chacun dans le processus de séchage et pour des niveaux de saturation différents.

Enfin, l'évaluation du comportement au feu des bétons étudiés a permis d'investiguer la sensibilité à l'écaillage dans le cas d'un séchage en conditions normalisées à 90 jours et à 700 jours, et dans le cas d'un séchage accéléré représentatif de chacune des deux échéances citées.

Dans le cas du séchage en conditions normalisées, l'augmentation de la durée de séchage a conduit à un comportement différent en fonction de la présence ou non d'un chargement mécanique. Sans chargement, la sensibilité à l'écaillage est réduite avec le séchage pour tous les bétons investigués. En présence de chargement, la sensibilité à l'écaillage dépend du béton testé : elle baisse pour les bétons PERFDUB38 (BHP), le béton VeRCORs (BO) et le béton CETU (BO), mais augmente dans le béton PERFDUB41 (BHP) à 700 jours, probablement du fait de sa composition et de sa perméabilité plus faible. Dans les BHP, bétons peu perméables, la cinétique de séchage est très lente et conduit au séchage de la zone au voisinage de la surface seulement au bout de 90 jours. L'augmentation de la durée de séchage conduit à l'accentuation du séchage dans cette zone et à un séchage très faible à partir

de 5 cm de la surface, d'où un gradient parfois plus important. Pour les BO, le séchage atteint plus rapidement le cœur du matériau et continue à évoluer jusqu'à atteindre un état d'équilibre. Les résultats obtenus viennent confirmer que la teneur en eau est un facteur essentiel qui gouverne le mécanisme d'écaillage, mais qu'une valeur seuil forfaitaire ne peut pas être définie vis-à-vis de la propension des bétons à l'écaillage. L'évaluation du profil hydrique et des gradients est essentielle pour une meilleure compréhension en particulier dans les BHP. Le taux de chargement a également un impact significatif sur la sensibilité à l'écaillage.

Le séchage accéléré court, représentatif de 90 jours de SN, a été évalué sur les BHP sans chargement mécanique. Les résultats d'écaillage montrent une bonne représentativité du protocole par rapport à la cible recherchée. Le profil hydrique obtenu à la suite du séchage accéléré est représentatif de l'état cible recherché avec un temps de séchage 6 fois plus court. La perspective immédiate consiste à évaluer l'influence du séchage accéléré court sur les profils hydriques et sur l'écaillage dans les BHP en présence de chargement et dans les BO en présence et sans chargement mécanique.

Le séchage accéléré long, représentatif de 700 jours de séchage en conditions normalisées, a été évalué avec et sans chargement mécanique. Les résultats dans les BO sont nettement comparables aux résultats à 700 jours en séchage en conditions normalisées, tandis que des profondeurs d'écaillage plus importantes ont été notées pour les dalles chargées en BHP soumises au séchage accéléré. Il est à noter que les corps d'épreuve ayant subi le séchage accéléré ont subi une période de conservation en condition endogène de 22 jours, contre 7 jours pour ceux stockés en conditions normalisées. Il est donc attendu que le profil hydrique obtenu soit alors différent du profil hydrique cible. Les écarts constatés semblent avoir un impact négligeable sur le comportement au feu des BO alors qu'ils ont induit un comportement différent dans les BHP mais qui reste plutôt dans le sens de la sécurité (écaillage non sous-estimé). Il est constaté alors que pour les BO, le gradient hydrique et la teneur en eau moyenne se compensent dans les mécanismes d'écaillage. Il est intéressant dans cette optique d'évaluer le comportement au feu des BHP dans le cas d'un séchage accéléré avec un état initial maîtrisé (une durée de pré-conditionnement inférieure ou égale à 7 jours de conservation en condition endogène).

Les deux protocoles de séchage accéléré (court et long) ont conduit à des résultats satisfaisants et encourageants vis-à-vis de l'évaluation de la sensibilité à l'écaillage des bétons étudiés, malgré la difficulté liée à la proposition d'un seul protocole pour des familles de bétons sensiblement différentes. D'un point de vue industriel, la démarche proposée a un intérêt certain et mérite d'être poursuivie et développée. Des études complémentaires (expérimentales et numériques) semblent nécessaires pour le cas des BHP, notamment dans le cas de séchages accélérés longs. La poursuite de l'étude de l'impact couplé du séchage et du chargement mécanique sur la sensibilité à l'écaillage est nécessaire et mérite d'être réalisée sur un portfolio plus large de bétons. Une analyse statique de l'impact du profil hydrique sur la sensibilité à l'écaillage peut s'avérer pertinente pour cette étude. Par conséquent, il serait intéressant d'augmenter le nombre d'éléments testés.

Les mesures de profil de teneur en eau sont à l'heure actuelle destructives ou nécessitent l'utilisation d'équipements dangereux (gammadensimétrie) et/ou lourds (RMN, tomographie aux neutrons). Le développement d'un dispositif en Contrôle Non Destructif (CND) fiable, par exemple basé sur la mesure de propriétés électromagnétiques serait judicieux.

1. Fiches techniques des matériaux des bétons PERFDUB



FICHE TECHNIQUE

Fabriqué à LUMBRES

Mise à jour du 19/12/2014

Ciment Portland

NF EN 197-1/A1	CEM I 52,5 N N° de certificat : 0333-CPR-2701	01/06/2001
CE+NF	CEM I 52,5 N CE CP2 NF N° de certificat : 15/33/239	05/02/1998
NF P15-318	Ciments à teneur en sulfures limitée pour béton précontraint	CP2
CE+BENOR	CEM I 52,5 N CE HES BENOR N° de certificat : 15/33/239	13/09/2000
NBN B12-110	Ciment Portland à haute résistance initiale	HES

Disponibilités : Sac 25 kg, Vrac

COMPOSITION DÉCLARÉE (en %)

Constituant		Régulateur de prise	
Clinker (K)	97	Gypse	5,0
Laitier de haut-fourneau (S)	-	Anhydrite	-
Schiste calciné (T)	-	Autre sulfate de calcium	-
Sulfate de calcium (Cs)	-		
Pozzolanes naturelles (P)	-		
Cendres volantes siliceuses (V)	-	Agent de mouture	0,06
Cendres volantes calcaïques (W)	-	Sulfate ferreux	0,25
Calcaires (L ou LL)	-		
Constituants secondaires	3		

RESISTANCES A LA COMPRESSION (en MPa)

1 jour 24 2 jours 37 7 jours 60 28 jours 60

CARACTÉRISATION PHYSIQUE

Sur poudre		Sur pâte pure		Sur mortier	
Masse volumique (en g/cm ³)	3,09	Besoin en eau (en %)	30,5	Chal. hydr. 41h (en J/g)	-
Surface massique (en cm ³ /g)	4600	Stabilité (en mm)	0,5		
Indice de clarté	66,5	Début de prise (en min)	160		

CARACTÉRISATION CHIMIQUE (en %)

PAF	INS	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	SO ₃	K ₂ O	Na ₂ O	S ⁻	Cl ⁻	CO ₂	CaO _{lib}	Na ₂ O éq actif
1,8	0,5	20,1	5,2	3,3	64,1	0,8	3,0	0,76	0,28	0,01	0,07	1,0	1,7	0,78

Composition potentielle du clinker : C3A 8,6 C3S 61 C4AF 11,1



La reproduction partielle ou intégrale de ce document est interdite sans accord préalable de notre part. Les résultats faisant l'objet du présent document sont basés sur des valeurs moyennes et sont donnés à titre purement indicatif. Etant susceptibles de varier dans les limites autorisées par les normes correspondantes, ils ne sauraient engager la responsabilité de Holcim France ou Holcim Belgique.



Lafarge Granulats France - Saint Bonnet

Carrière de Saint-Bonnet Lieu dit Les Brosses RD 147
69720 Saint-Bonnet-de-Mure
Tel:04 72 09 02 37 Fax:04 78 21 34 01

Fiche Technique de Produit

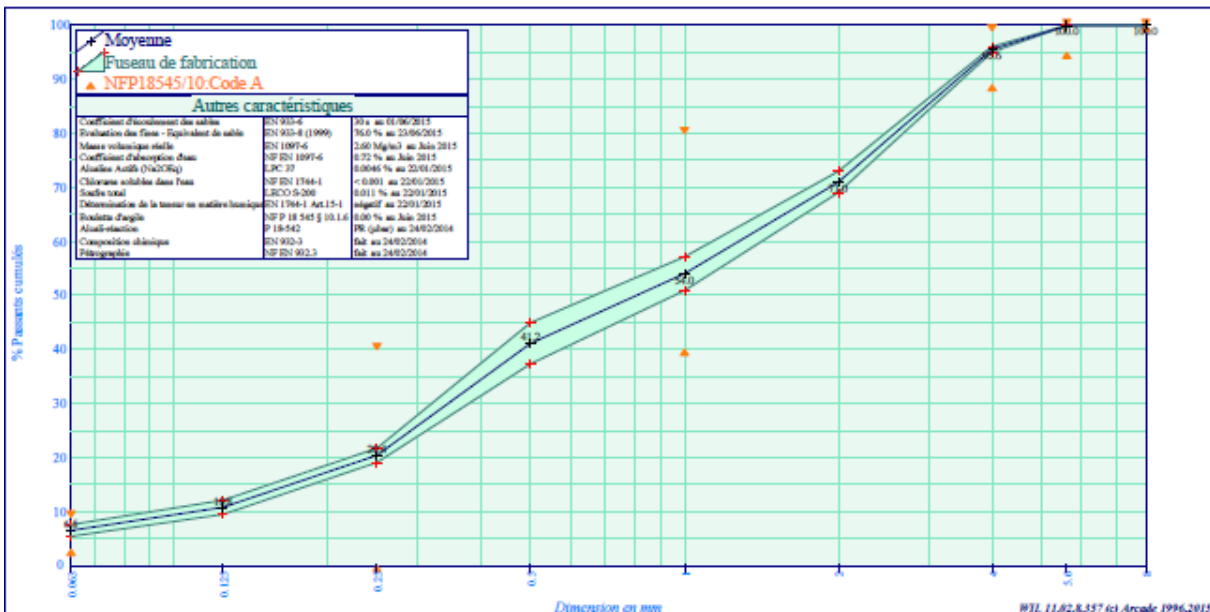
Engagement du 01/07/2015 au 31/12/2015

Page 1/1, Imprimé le mercredi 15 juillet 2015

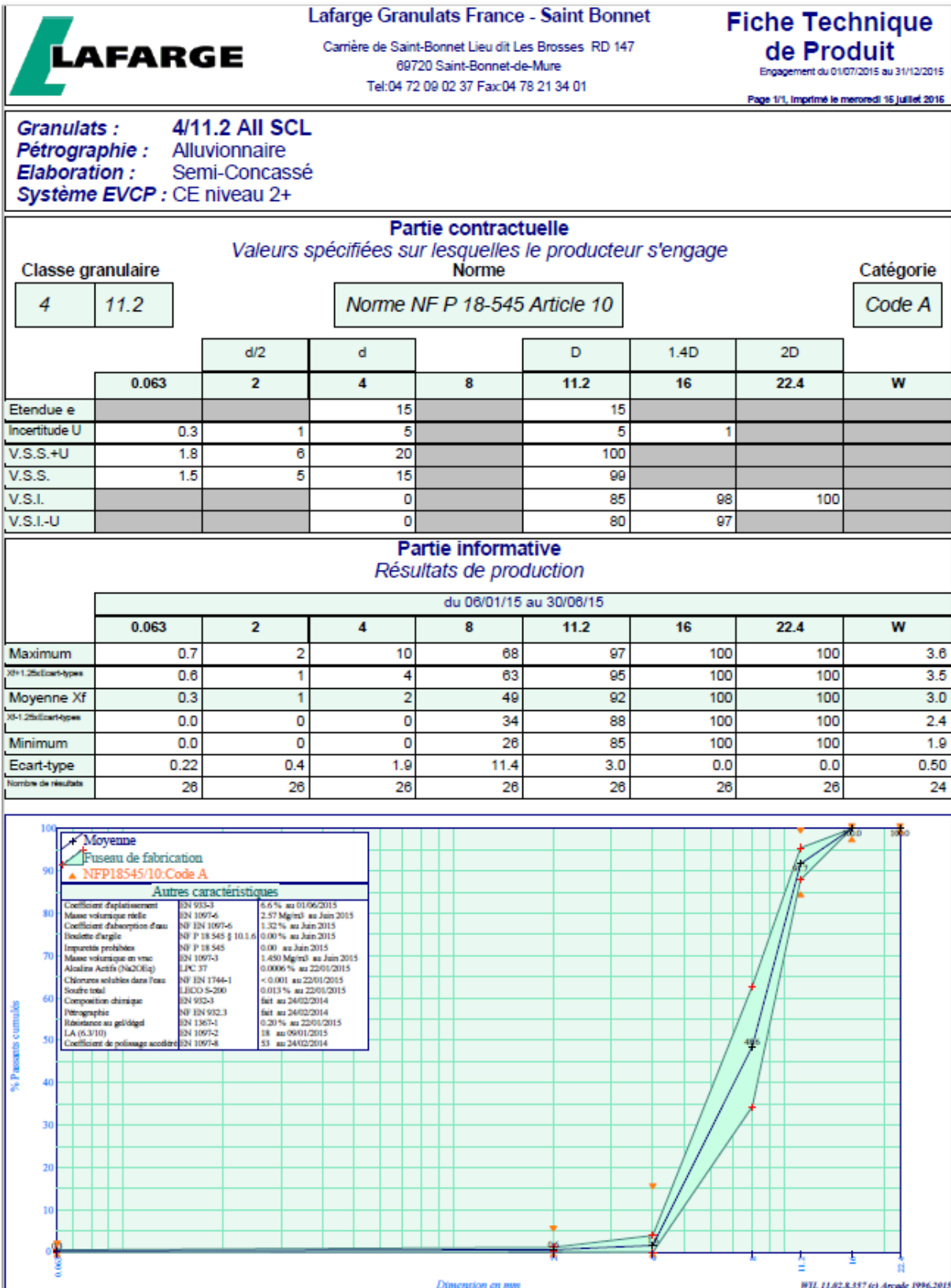
Granulats : 0/4 All SC
Péetrographie : Alluvionnaire
Elaboration : Semi-Concassé
Système EVCP : CE niveau 2+

Partie contractuelle													
Valeurs spécifiées sur lesquelles le producteur s'engage													
Classe granulaire		Norme										Catégorie	
0 4		Norme NF P 18-545 Article 10										Code A	
		0.063	0.125	0.25	0.5	1	2	4	5.6	8	FM	MB	
Etendue e				40		40		10			0.6		
Incertitude U			0	1	0	1	0	2	1		0.15	0.5	
V.S.S.+U				41		81		100			3.55	2.00	
V.S.S.		9.0		40		80		99			3.40	1.50	
V.S.I.		3.0		0		40		89	95	100	2.80		
V.S.I.-U				0		39		87	94		2.65		

Partie informative												
Résultats de production												
du 06/01/15 au 30/06/15												
		0.063	0.125	0.25	0.5	1	2	4	5.6	8	FM	MB
Maximum		8.1	13	23	50	60	74	96	100	100	3.19	0.70
Xf+1.25Ecart-types		7.6	12	22	45	57	73	96	100	100	3.16	0.74
Moyenne Xf		6.5	11	20	41	54	71	96	100	100	3.07	0.64
Xf-1.25Ecart-types		5.4	9	19	37	51	69	95	100	100	2.98	0.55
Minimum		4.6	8	19	36	49	68	95	100	100	2.88	0.44
Ecart-type		0.87	1.1	1.1	3.1	2.5	1.6	0.4	0.0	0.0	0.070	0.080
Nombre de résultats		28	28	28	28	28	28	28	28	28	28	27



Fiche technique du sable 0/4



Fiche technique des granulats 4/11

argicem[®]

 METAKAOLIN (NF P 18-513) A - F_M - W_M

CARACTERISTIQUES CHIMIQUES			
Exigences chimiques	Norme appliquée	Valeur garantie	Valeur moyenne
Silice (SiO ₂) + Alumine (Al ₂ O ₃)	NF EN 196-2	> 90,0 %	92,45 %
Chlorures	NF EN 196-2	< 0,1 %	0,002 %
Sulfates	NF EN 196-2	< 1,0 %	0,20 %
Oxyde de calcium (CaO) libre	NF EN 451-1	< 1,0 %	0,322 %
Teneur en alcalins totaux (Na ₂ O équivalent)	NF EN 196-2	-	0,251 %
Oxyde de magnésium (MgO)	NF EN 196-2	< 4,0 %	0,19 %
Perte au feu	NF EN 196-2	< 4,0 %	1,30 %
Valeur au bleu MB _f	NF EN 933-9	< 10 g/kg	7,48 g/kg
Fixation de l'hydroxyde de calcium (Ca(OH) ₂)	Essai Chapelle modifié	> 700 mg/g	773,9 mg/g

Les valeurs moyennes, données à titre indicatif, sont les valeurs des douze derniers mois

CARACTERISTIQUES PHYSIQUES			
Exigences physiques	Norme appliquée	Valeur garantie	Valeur moyenne
Masse volumique des particules	NF EN 196-6 NF EN 197-7	2500 kg/m ³ ± 200 kg/m ³	2551 kg/m ³
Finesse	NF EN 933-1	Passant à 0.063 mm ≥ 70 % (Catégorie F _M)	74,6 %
Indice d'activité à 28 jours	NF EN 196-1	> à 100 % (Type A)	i ₂₈ = 101,93 %
Demande en eau	NF EN 196-3	≤ 1,15 (Catégorie W _M)	1,08
Temps de début de prise	NF EN 196-3	< 25 %	3,40 %
Stabilité	NF P 18-513	Si (CaO) libre < 1%	N.A.
Surface spécifique BET	NF ISO 9277	-	15,65 m ² /g

Les valeurs moyennes, données à titre indicatif, sont les valeurs des douze derniers mois

Date de révision : 13/07/2016

La reproduction de tout ou partie de ce document est soumise à l'accord préalable d'argeco DEVELOPPEMENT. Les informations contenues dans ce document peuvent évoluer. Aussi exactes que possibles, elles ne peuvent en aucun cas engager la responsabilité d'argeco DEVELOPPEMENT.



Notice technique
Edition 10.2015
 CONDENSIL® S95 DS

CONDENSIL® S95 DS

Fumée de silice densifiée, addition pour bétons haute durabilité et hautes, très hautes et ultra hautes performances

Conforme à la Norme NF EN 13263-1,2 : 2009, Marquage CE

N° d'enregistrement REACH 01-2119486866-17-0005

Code CAS 69012-64-2

Code EINECS 273-761-1

CARACTERISTIQUES GENERALES	
Présentation	CONDENSIL® S95 DS est une fumée de silice ultrafine obtenue lors de la fabrication du silicium.
Domaines d'application	<p>La fumée de silice CONDENSIL® S95 DS permet de fabriquer des :</p> <ul style="list-style-type: none"> ■ Bétons à haute durabilité résistants en milieux agressifs : <ul style="list-style-type: none"> - domaines agricoles : ensilage, stockage d'engrais, aires de stabulation... - milieu industriel : industries chimiques et agro-alimentaires, sucreries, conserveries, laiteries, bacs de rétention... - stations-service : béton en contact d'huiles et de carburants - milieu marin : digue, aménagement portuaire ... - zone de montagne : présence d'eau pure, d'eau séléniteuse + gel dégel ou de sels de déverglaçage - stations d'épuration, égouts, caniveaux... ■ Bétons à hautes résistances (BHP, BTHP et BUHP) ■ Bétons pompables ■ Bétons projetés
Caractères généraux	<p>CONDENSIL® S95 DS confère aux bétons les propriétés suivantes :</p> <ul style="list-style-type: none"> ■ améliore les performances mécaniques à long terme : résistances en compression, flexion et traction ■ augmente le module d'élasticité ■ réduit le fluage ■ améliore la résistance à l'abrasion et à l'érosion ■ améliore la durabilité en milieux agressifs ■ diminue les risques d'expansion dus aux phénomènes d'alcali-réaction et de la réaction sulfatique interne (RSI) ■ diminue la perméabilité aux gaz et aux liquides ■ facilite le pompage de tous les bétons même peu dosés en ciment ■ réduit le risque de ségrégation du béton
CARACTERISTIQUES TECHNIQUES	
Coloris	■ Gris
Conditionnement	<ul style="list-style-type: none"> ■ Sacs de 25 kg et 30 kg – palette de 36 sacs ■ Sacs de 15 kg – palette de 60 sacs
Stockage	■ Dans un local à l'abri de l'humidité.
Conservation	■ Dans son emballage d'origine intact, le produit se conserve 3 ans.

DONNEES TECHNIQUES		
EN 13263 – 1,2 : 2009*		Valeurs observées**
Densité apparente	0.65 (0.55 à 0.75)	0.63 ± 0.03
Densité réelle	2.24	
Surface spécifique BET (m ² /g)	Entre 15 et 35	22.5 ± 2
Teneur en SiO ₂	≥ 85 %	96 % ± 2
Teneur en Si élémentaire	≤ 0.4 %	0.14 % ± 0.05
Teneur en Na ₂ O équivalent	≤ 1.0 %	0.50 % ± 0.1
Teneur en SO ₃	≤ 2.0 %	0.27 % ± 0.50
Teneur en Cl ⁻	≤ 0.1%	0.01 % ± 0.01
Indice d'activité à 28 j	≥ 100	≥ 101
Perte au feu	≤ 4.0 %	2 % ± 0.5
Teneur CaO	≤ 1.0%	≤ 0.1 %
* Valeurs contractuelles		** Valeurs non contractuelles
CONDITIONS D'UTILISATION		
Consommation / Dosage	Le dosage peut être compris entre 5 à 10 % du poids du ciment. Le dosage le plus courant est de 8 % du poids du ciment.	
Mise en œuvre	<ul style="list-style-type: none"> ■ CONDENSIL® S95 DS doit être pesé dans la bascule à ciment avec le ciment pour le vrac ou introduit avec le ciment. ■ Afin d'obtenir toutes les performances de CONDENSIL® S95 DS, il est indispensable de défloculer complètement les micro-particules de silice. Pour cela, CONDENSIL® S95 DS doit être systématiquement associé avec un superplastifiant, haut réducteur d'eau. 	
Précautions d'emploi	<ul style="list-style-type: none"> ■ L'emploi d'un masque est obligatoire lors de son utilisation ■ Fiche de données de sécurité fournie sur demande. 	
Mentions légales	<p>Produit réservé à un usage strictement professionnel. Nos produits bénéficient d'une assurance de responsabilité civile.</p> <p>«Les informations sur la présente notice et, en particulier, les recommandations relatives à l'utilisation finale des produits sont fournies en toute bonne foi et se fondent sur la connaissance et l'expérience que la Société CONDENSIL a acquises à ce jour de ses produits lorsqu'ils ont été convenablement stockés, manipulés et utilisés dans des conditions normales. En pratique, les différences entre matériaux et conditions spécifiques sur site sont telles que ces informations ou toute recommandation écrite ou conseil donné n'impliquent aucune garantie de qualité marchande autre que la garantie légale contre les vices cachés. Nous sommes à votre disposition pour toute précision complémentaire. Notre responsabilité ne saurait d'aucune manière être engagée dans l'hypothèse d'une utilisation non conforme à nos renseignements. Toutes les commandes sont acceptées sous réserve de nos Conditions de Vente et de Livraison en vigueur. Les utilisateurs doivent impérativement consulter la version la plus récente de la fiche technique correspondant au produit concerné, qui leur sera remise sur demande».</p>	



CONDENSIL
 265 RUE DES EPINETTES
 ZONE DES LANDIERS NORD
 73000 CHAMBERY

Tél. 00 33 4 79 62 74 03
 Fax 00 33 4 79 96 35 94
 E-mail condensil@vicat.fr



NOTICE PRODUIT

Sika® ViscoCrete® TEMPO 11

SUPERPLASTIFIANT / HAUT RÉDUCTEUR D'EAU



INFORMATIONS SUR LE PRODUIT

Sika® ViscoCrete® TEMPO 11 est un superplastifiant/haut réducteur d'eau polyvalent de nouvelle génération à base de polycarboxylates.

DOMAINES D'APPLICATION

Sika® ViscoCrete® TEMPO 11 permet la fabrication de tout type de béton de consistance plastique à auto-plaçante.

- Béton à faible rapport E_{eff}/C
- Béton à haute ou très haute performance
- Béton nécessitant une forte réduction d'eau
- Béton autoplaçant ou autonivelant
- Béton pour ouvrages fortement ferrailés

- Béton de génie civil
- Chapes autonivelantes

CARACTÉRISTIQUES / AVANTAGES

De part sa formulation spécifique et son fort pouvoir de réduction d'eau, Sika® ViscoCrete® TEMPO 11 est particulièrement recommandé pour les ciments à moyenne ou haute teneur en sulfates alcalins.

Son caractère polyvalent permet de s'adapter à tout type de matériaux et à une large gamme de ciments.

AGRÈMENTS / NORMES

Marquage CE et NF selon la norme NF EN 934-2 tab 3.1 et 3.2.

DESCRIPTION DU PRODUIT

Conditionnement	<ul style="list-style-type: none"> • Fût de 200 L • CP de 1000 L • Vrac
Aspect / Couleur	Liquide brun clair.
Durée de Conservation	12 mois dans son emballage d'origine intact.
Conditions de Stockage	A l'abri du gel. En cas de gel accidentel, le produit retrouve ses qualités d'origine une fois dégelé lentement et réhomogénéisé.
Densité	1,060 ± 0,020
Valeur pH	5,0 ± 1,0
Extrait Sec	30,0 ± 1,5% (méthode halogène selon NF 085) 30,0 ± 1,5% (NF EN 480-8)
Teneur Totale en Ions Chlorure	≤ 0,1 %
Équivalent Oxyde de Sodium	≤ 1 %

Notice Produit
Sika® ViscoCrete® TEMPO 11
Février 2018, Version 01.01
021301011000000480

RENSEIGNEMENTS SUR L'APPLICATION

Dosage Recommandé

Plage de dosage : 0,1 à 5,0% du poids du liant ou du ciment selon la fluidité et les performances recherchées.

INSTRUCTIONS POUR L'APPLICATION

Sika® ViscoCrete® TEMPO 11 est ajouté, soit en même temps que l'eau de gâchage, soit en différé dans le béton préalablement mouillé avec une fraction de l'eau de gâchage.

VALEURS DE BASE

Toutes les valeurs indiquées dans cette Notice Produit sont basées sur des essais effectués en laboratoire. Les valeurs effectives mesurées peuvent varier du fait de circonstances indépendantes de notre contrôle.

RESTRICTIONS LOCALES

Veillez noter que du fait de réglementations locales spécifiques, les données déclarées pour ce produit peuvent varier d'un pays à l'autre. Veuillez consulter la Notice Produit locale pour les données exactes sur le produit.

ÉCOLOGIE, SANTÉ ET SÉCURITÉ

Pour obtenir des informations et des conseils sur la manipulation, le stockage et l'élimination en toute sécurité des produits chimiques, les utilisateurs doivent consulter la fiche de données de sécurité (FDS) la plus récente contenant les données physiques, écologiques, toxicologiques et autres données relatives à la sécurité. Nos FDS sont disponibles sur www.quickfds.com et sur le site www.sika.fr

INFORMATIONS LÉGALES

Les informations, et en particulier les recommandations concernant les modalités d'application et d'utilisation finale des produits Sika sont fournies en toute bonne foi et se fondent sur la connaissance et l'expérience que Sika a acquises à ce jour de ses produits lorsqu'ils ont été convenablement stockés, manipulés et appliqués dans des conditions normales, conformément aux recommandations de Sika. En pratique, les différences entre matériaux, substrats et conditions spécifiques sur site sont telles que ces informations ou recommandations écrites, ou autre conseil donné, n'impliquent aucune garantie de qualité marchande autre que la garantie légale contre les vices cachés, ni aucune garantie de conformité à un usage particulier, ni aucune responsabilité découlant de quelque relation juridique que ce soit. L'utilisateur du produit doit vérifier par un essai sur site l'adaptation du produit à l'application et à l'objectif envisagés. Sika se réserve le droit de modifier les propriétés de ses produits. Notre responsabilité ne saurait d'aucune manière être engagée dans l'hypothèse d'une application non conforme à nos renseignements. Les droits de propriété détenus par des tiers doivent impérativement être respectés. Toutes les commandes sont soumises à nos conditions générales de vente et de livraison en vigueur. Les utilisateurs doivent impérativement consulter la version la plus récente de la Notice Produit correspondant au produit concerné, accessible sur internet ou qui leur sera remise sur demande.

SIKA FRANCE S.A.S.
84 rue Edouard Vaillant
93330 LE BOURGET
FRANCE
Tél.: 01 49 92 80 00
Fax: 01 49 92 85 88
www.sika.fr



Notice Produit
Sika® ViscoCrete® TEMPO 11
Février 2018, Version 01.01
021301011000000480

SikaViscoCreteTEMPO11-fr-FR-(02-2018)-1-1.pdf





NOTICE PRODUIT

Sika® ViscoCrete® TEMPO 12

SUPERPLASTIFIANT / HAUT RÉDUCTEUR D'EAU



INFORMATIONS SUR LE PRODUIT

Sika® ViscoCrete® TEMPO 12 est un superplastifiant/haut réducteur d'eau polyvalent de nouvelle génération à base de polycarboxylates.

DOMAINES D'APPLICATION

Sika® ViscoCrete® TEMPO 12 permet la fabrication de tout type de béton de consistance plastique à auto-plaçante.

- Béton autoplaçant ou autonivelant
- Béton à long maintien d'ouvrabilité sans effet retard de prise
- Béton à faible rapport E_{str}/C
- Béton à haute ou très haute performance
- Béton pompé sur de très longues distances
- Bétonnage par temps chaud

- Béton pour ouvrages fortement ferrillés
- Chapes autonivelantes

CARACTÉRISTIQUES / AVANTAGES

De part sa formulation spécifique, Sika® ViscoCrete® TEMPO 12 est particulièrement recommandé pour les ciments à faible ou moyenne teneur en sulfates alcalins. Sa capacité à conférer un long maintien d'ouvrabilité lui permet de s'adapter facilement à des ciments faiblement demandeurs en adjuvants.

Son caractère polyvalent permet de s'adapter à tout type de matériaux et à une large gamme de ciments.

AGRÈMENTS / NORMES

Marquage CE et NF selon la norme NF EN 934-2 tab 3.1 et 3.2.

DESCRIPTION DU PRODUIT

Conditionnement	<ul style="list-style-type: none"> • Fût de 217 L • CP de 1000 L • Vrac
Aspect / Couleur	Liquide brun clair
Durée de Conservation	12 mois dans son emballage d'origine intact.
Conditions de Stockage	A l'abri du gel. En cas de gel accidentel, le produit retrouve ses qualités d'origine une fois dégelé lentement et réhomogénéisé.
Densité	1,060 ± 0,020
Valeur pH	5,5 ± 1,0
Extrait Sec	29,5 ± 1,4% (méthode halogène selon NF 085) 29,5 ± 1,4% (NF EN 480-8)
Teneur Totale en Ions Chlorure	≤ 0,1 %
Équivalent Oxyde de Sodium	≤ 1 %

Notice Produit
Sika® ViscoCrete® TEMPO 12
Février 2018, Version 01.01
021301011000000110

RENSEIGNEMENTS SUR L'APPLICATION

Dosage Recommandé	Plage de dosage : 0,1 à 5,0% du poids du liant ou du ciment selon la fluidité et les performances recherchées.
--------------------------	--

INSTRUCTIONS POUR L'APPLICATION

Sika® ViscoCrete® TEMPO 12 est ajouté, soit en même temps que l'eau de gâchage, soit en différé dans le béton préalablement mouillé avec une fraction de l'eau de gâchage.

VALEURS DE BASE

Toutes les valeurs indiquées dans cette Notice Produit sont basées sur des essais effectués en laboratoire. Les valeurs effectives mesurées peuvent varier du fait de circonstances indépendantes de notre contrôle.

RESTRICTIONS LOCALES

Veillez noter que du fait de réglementations locales spécifiques, les données déclarées pour ce produit peuvent varier d'un pays à l'autre. Veuillez consulter la Notice Produit locale pour les données exactes sur le produit.

ÉCOLOGIE, SANTÉ ET SÉCURITÉ

Pour obtenir des informations et des conseils sur la manipulation, le stockage et l'élimination en toute sécurité des produits chimiques, les utilisateurs doivent consulter la fiche de données de sécurité (FDS) la plus récente contenant les données physiques, écologiques, toxicologiques et autres données relatives à la sécurité. Nos FDS sont disponibles sur www.quickfds.com et sur le site www.sika.fr

INFORMATIONS LÉGALES

Les informations, et en particulier les recommandations concernant les modalités d'application et d'utilisation finale des produits Sika sont fournies en toute bonne foi et se fondent sur la connaissance et l'expérience que Sika a acquises à ce jour de ses produits lorsqu'ils ont été convenablement stockés, manipulés et appliqués dans des conditions normales, conformément aux recommandations de Sika. En pratique, les différences entre matériaux, substrats et conditions spécifiques sur site sont telles que ces informations ou recommandations écrites, ou autre conseil donné, n'impliquent aucune garantie de qualité marchande autre que la garantie légale contre les vices cachés, ni aucune garantie de conformité à un usage particulier, ni aucune responsabilité découlant de quelque relation juridique que ce soit. L'utilisateur du produit doit vérifier par un essai sur site l'adaptation du produit à l'application et à l'objectif envisagés. Sika se réserve le droit de modifier les propriétés de ses produits. Notre responsabilité ne saurait d'aucune manière être engagée dans l'hypothèse d'une application non conforme à nos renseignements. Les droits de propriété détenus par des tiers doivent impérativement être respectés. Toutes les commandes sont soumises à nos conditions générales de vente et de livraison en vigueur. Les utilisateurs doivent impérativement consulter la version la plus récente de la Notice Produit correspondant au produit concerné, accessible sur internet ou qui leur sera remise sur demande.

SIKA FRANCE S.A.S.
84 rue Edouard Vaillant
93350 LE BOURGET
FRANCE
Tél: 01 49 92 80 00
Fax: 01 49 92 85 88
www.sika.fr



Notice Produit
Sika® ViscoCrete® TEMPO 12
Février 2018, Version 01.01
021301011000000110

2 / 2

SikaViscoCreteTEMPO12-fr-FR-[02-2018]-1-1.pdf

BUILDING TRUST



2. Fiches techniques des matériaux du béton VeRCoRs



Version du : 14/01/2019

N° certificat CE : 0965-CPR-C0141

N° certificat BENOR : 19/06/141

Fiche produit de

Gaurain
CEM I 52,5 N CE HES BENOR

Caractéristiques physiques et mécaniques									
Compression en MPa				Eau pâte pure en %	Début/Fin de prise en mn à 20 °C	Chaleur en J/g à 12 et 41h	Masse volumique en g/cm ³	Surface Blaine en cm ² /g	Stabilité en mm
1j	2j	7j	28j						
24	37	50	61	27,7	180/230	244/318	3,13	4120	1

Composition élémentaire (%)		Constituants (%)		Caractéristiques des constituants		
Perte au feu	2,5	Principaux		Nature	Caractéristiques	
SiO ₂	20,6	Clinker (K) de	97,0	Clinker (K) Gaurain	CaO/SiO ₂	3,1
Al ₂ O ₃	4,5	<i>Gaurain</i>			C3S+C2S	78
Fe ₂ O ₃	2,3	Laitier (S)			MgO (%)	2,0
TiO ₂	0,2	Cendres (V)			C3S (%)	68
MnO	0,1	Calcaire (L ou LL)			C2S (%)	10
CaO	63,2	Fumées de silice (D)			C3A (%)	9
MgO	1,9			C4AF (%)	7	
SO ₃	3,0	Secondaires		Laitier (S)	Laitier vitreux (%) (CaO+MgO)/SiO ₂	
K ₂ O	0,95	Calcaire	3,0		CaO+MgO+SiO ₂ (%)	
Na ₂ O	0,10			Cendres (V)	PF (%)	
P ₂ O ₅	0,3				CaO réactive (%)	
S ⁻	0,02	Sulfate de calcium		Calcaire (L ou LL)	SiO ₂ réactive (%)	
Cl ⁻	0,07	Gypse	3,5		CaCO ₃ (%)	
Insoluble CEN	0,6	Anhydrite		Fumées de silice (D)	Adsorption bleu méthylène (g/100g)	
Na ₂ O éq.	0,73	Additifs			TOC (%)	
Colorimétrie (L*)	64	Agent de mouture	0,033	SiO ₂ amorphe (%)		
Refus 200 µm (%)	0,0	Agent réducteur	0,23	PF (%)		
		<i>Sulfate de fer</i>		Aire massique BET (m ² /kg)		

Mouture	
Broyeur(s)	7, 9 et 8

Stockage	
Silo(s)	cf plan de silotage

Etablissement	Vrac	Ensachage
Usine de Gaurain	Oui	Non
Dépôt de Chercq	Oui	Non

Valeurs moyennes de l'année 2018 données à titre indicatif



Fiche technique du ciment



GSM
HEIDELBERGCEMENT Group

La Grande Paroisse
Lieu dit les Pièces de Pincevent
77130 VARENNES SUR SEINE
Tel:01.60.73.51.70 Fax:01.60.96.13.62 cpochar@gsm-granulats.fr

Fiche Technique de Produit
Engagement du 21/05/2020 au 20/11/2020
Page 1/1, imprimé le mercredi 20 mai 2020

0/4 Reconstitué mixte LGP



Pétrographie : Alluv.silico-calcaire + chailles
Elaboration : Roulé

Partie contractuelle
Valeurs spécifiées sur lesquelles le producteur s'engage

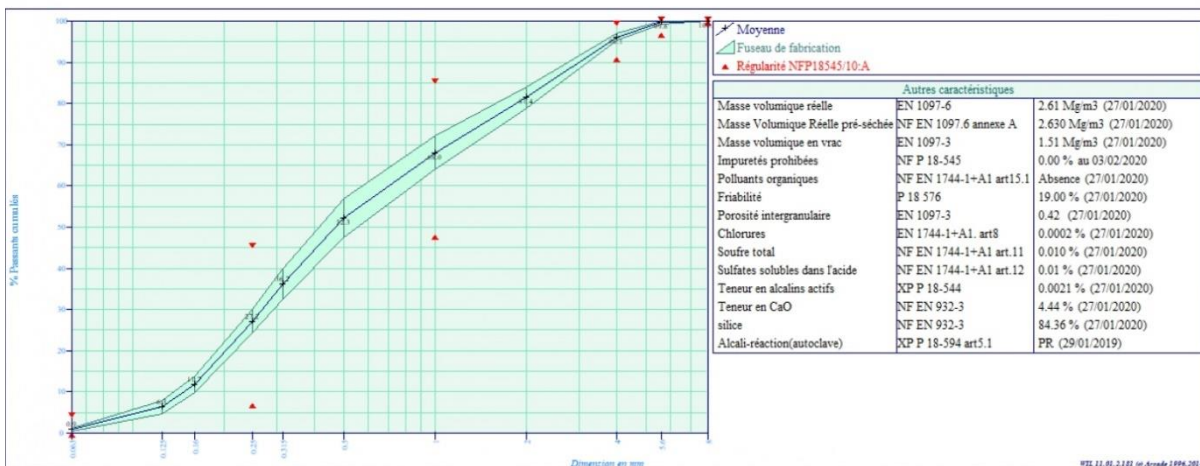
Classe granulaire	Norme	Code
0 4	NF P 18-545 Article 10	A

	0.063	0.125	0.16	0.25	0.315	0.5	1	2	4	5.6	8	Ab	SE(10)	FM
V.S.S.+U	7			49			88		100	100	100	3.00		3.05
V.S.S.	6			45			85		99	100	100	2.50		2.90
V.S.I.	0.0			5			45		89	95	100		65.00	2.30
V.S.I.-U	0.0			1			42		87	94	100		60.00	2.15
Ecart-type max				12.12			12.12							0.18


Partie informative
Résultats de production

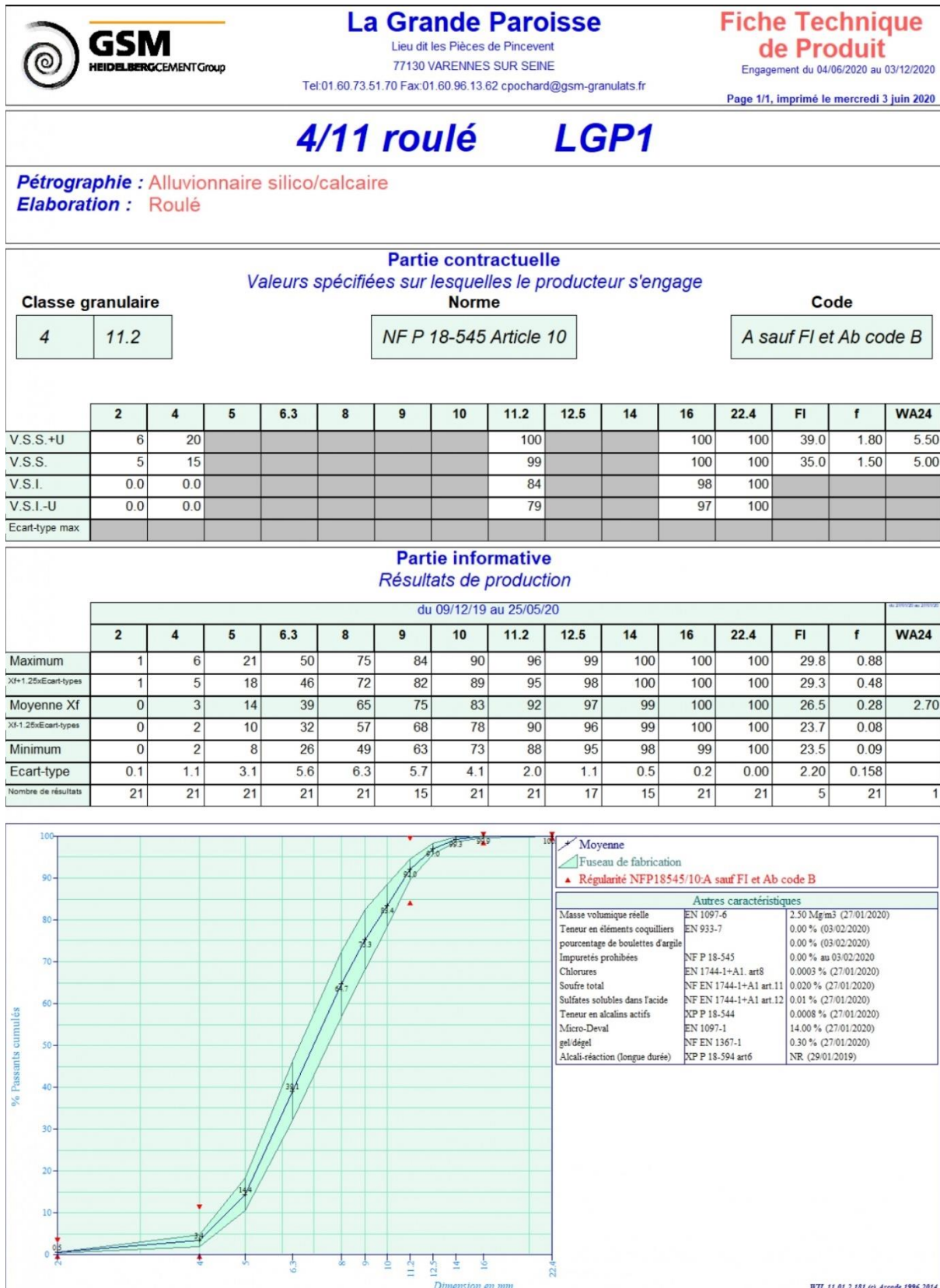
du 25/11/19 au 12/05/20

	0.063	0.125	0.16	0.25	0.315	0.5	1	2	4	5.6	8	Ab	SE(10)	FM
Maximum	2	9	17	34	42	60	75	86	98	100	100		88.00	2.90
Xf+1.25xEcart-types	1	8	14	30	40	57	72	84	97	100	100		85.07	2.83
Moyenne Xf	1	6	12	27	36	52	68	81	96	100	100	0.30	80.96	2.69
Xf-1.25xEcart-types	1	5	10	24	33	48	64	79	95	99	100		76.86	2.55
Minimum	1	3	6	23	31	45	62	77	94	99	100		74.00	2.47
Ecart-type	0.2	1.2	1.6	2.3	3.0	3.8	3.3	2.1	0.7	0.2	0.00		3.286	0.110
Nombre de résultats	73	73	73	73	73	73	73	73	73	73	73	1	41	73



Cédric POCHARD







GSM
HEIDELBERGCEMENT Group

Balloy
Le Gros Bois
77118 BALLOY
Tel:01.60.67.21.95 Fax:01.60.67.19.70 cpocharde@gsm-granulats.fr

Fiche Technique de Produit
Engagement du 21/05/2020 au 20/11/2020
Page 1/1, imprimé le mercredi 20 mai 2020

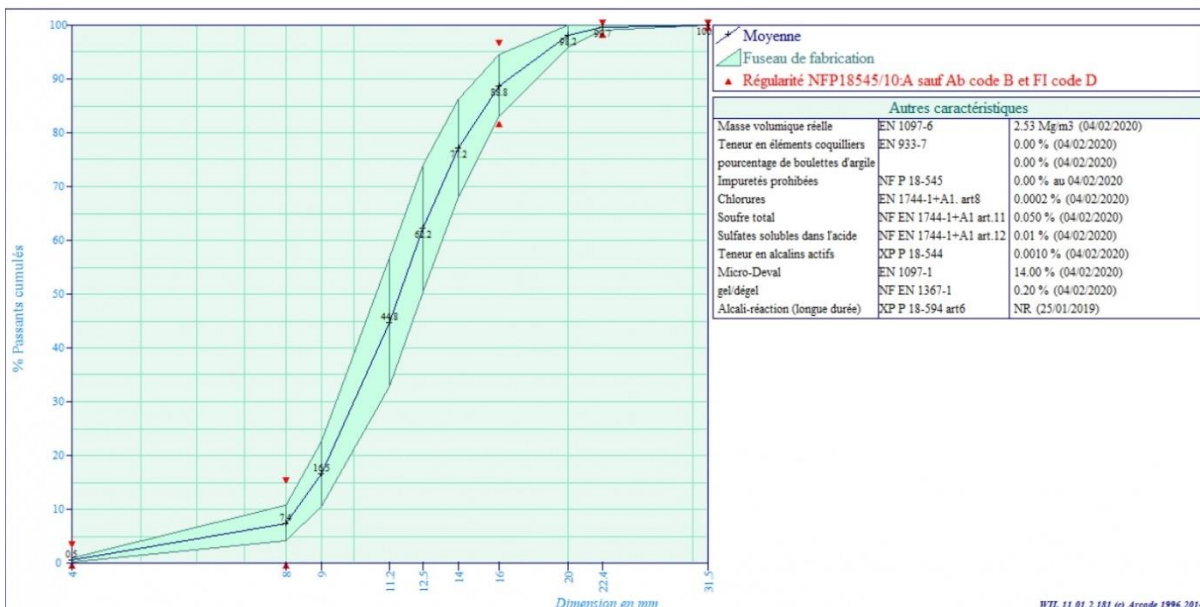
8/16 roulé **BALLOY**

Pétrographie : Alluvionnaire silico/calcaire
Elaboration : Roulé

Classe granulaire			Partie contractuelle			Code		
			Valeurs spécifiées sur lesquelles le producteur s'engage					
			Norme					
8	16		NF P 18-545 Article 10			A sauf Ab code B et FI code D		

	4	8	9	11.2	12.5	14	16	20	22.4	31.5	FI	f	WA24	LA(4/8)
V.S.S.+U	6	20					100		100	100	54.0	1.80	5.50	33.00
V.S.S.	5	15					97		100	100	50.0	1.50	5.00	30.00
V.S.I.	0.0	0.0					82		98	100				
V.S.I.-U	0.0	0.0					77		97	100				
Ecart-type max														

Partie informative														
Résultats de production														
du 27/11/19 au 13/05/20													du 04/02/20 au 04/02/20	
	4	8	9	11.2	12.5	14	16	20	22.4	31.5	FI	f	WA24	LA(4/8)
Maximum	1	12	25	61	77	88	96	100	100	100	38.7	0.33		
Xf+1.25xEcart-types	1	11	23	57	74	86	95	100	100	100	38.8	0.23		
Moyenne Xf	1	7	17	45	62	77	89	98	100	100	36.4	0.15	2.50	25.00
Xf-1.25xEcart-types	0	4	10	33	50	68	83	96	99	100	34.1	0.06		
Minimum	0	3	6	22	36	56	77	93	98	100	33.6	0.03		
Ecart-type	0.3	2.7	4.8	9.5	9.4	7.3	4.6	1.8	0.5	0.00	1.90	0.071		
Nombre de résultats	21	21	21	21	21	21	21	19	21	21	4	21	1	1



Fiche technique des granulats 8/16

Notice produit

Edition Septembre 2015
 Numéro 264
 Version n° 2015-250
 SIKAPLAST® TECHNO 80

SIKAPLAST® TECHNO 80

Plastifiant/Réducteur d'eau de nouvelle génération pour bétons prêts à l'emploi.

Conforme à la Norme NF EN 934-2



Présentation	Le SIKAPLAST® TECHNO 80 est un plastifiant réducteur d'eau non chloré, de nouvelle génération pour bétons prêts à l'emploi, qui se présente sous la forme d'un liquide jaune clair.
Domaines d'application	<p>SIKAPLAST® TECHNO 80 est un plastifiant/réducteur d'eau qui a été développé spécifiquement pour l'utilisation de granulats concassés dans les bétons de consistance S3 et S4. SIKAPLAST® TECHNO 80 confère aux bétons un bon maintien rhéologique (>1h30) sans effet retard sur les résistances initiales. SIKAPLAST® TECHNO 80 permet la fabrication de :</p> <ul style="list-style-type: none"> ■ bétons de consistance S3 et S4, ■ bétons composés de sable et gravillon concassés, ■ bétons utilisant des eaux chargées, ■ bétons pompés sur longues distances. <p>SIKAPLAST® TECHNO 80 confère, pour des bétons S3 et S4, une consistance onctueuse permettant d'utiliser des granulats concassés.</p>
Caractères généraux	<p>Le SIKAPLAST® TECHNO 80 est un plastifiant réducteur d'eau qui confère au béton les propriétés suivantes :</p> <ul style="list-style-type: none"> ■ maintien prolongé de la rhéologie (> 1h30min), ■ haute réduction d'eau, ■ stabilité et homogénéité des bétons composés de sable et gravillon concassés, ■ bonnes résistances initiales et finales, ■ bel aspect de parement au décoffrage.
Caractéristiques	
Aspect	Liquide jaune clair
Conditionnement	<ul style="list-style-type: none"> ■ Vrac ■ Conteneur perdu de 1000 litres ■ Fût de 220 kg
Stockage	<p>A l'abri du gel. En cas de gel accidentel, le produit retrouve ses qualités d'origine une fois dégelé lentement et réhomogénéisé.</p>
Conservation	12 mois dans son emballage d'origine intact

Données techniques

densité	1,055 ± 0,020
pH	4,5 ± 1,0
Teneur en ions Cl ⁻	≤ 0,1 %
Teneur en Na ₂ O Eq.	≤ 1,5 %
Extrait sec	23,5 ± 1,1 % (Méthode halogène selon NF 085) 24,0 ± 1,2 % (NF EN 480-8)

Conditions d'application

Consommation / Dosage Plage d'utilisation recommandée 0,1 à 3,0% du poids de liant ou du ciment selon la fluidité et les performances recherchées.

Mise en œuvre

Le SIKAPLAST[®] TECHNO 80 est ajouté, soit, en même temps que l'eau de gâchage, soit en différé dans le béton préalablement mouillé avec une fraction de l'eau de gâchage.

Précautions d'emploi

En cas de contact avec la peau, laver abondamment à l'eau.
Consulter la fiche de données de sécurité accessible sur Internet www.sika.fr

Mentions légales

Produit réservé à un usage strictement professionnel
Nos produits bénéficient d'une assurance de responsabilité civile.
«Les informations sur la présente notice, et en particulier les recommandations relatives à l'application et à l'utilisation finale des produits SIKA, sont fournies en toute bonne foi et se fondent sur la connaissance et l'expérience que la Société SIKA a acquises à ce jour de ses produits lorsqu'ils ont été convenablement stockés, manipulés et appliqués dans des conditions normales. En pratique, les différences entre matériaux, substrats et conditions spécifiques sur site sont telles que ces informations ou toute recommandation écrite ou conseil donné n'impliquent aucune garantie de qualité marchande autre que la garantie légale contre les vices cachés. Nos agences sont à votre disposition pour toute précision complémentaire. Notre responsabilité ne saurait d'aucune manière être engagée dans l'hypothèse d'une application non conforme à nos renseignements. Les droits de propriété détenus par des tiers doivent impérativement être respectés. Toutes les commandes sont acceptées sous réserve de nos Conditions de Vente et de Livraison en vigueur. Les utilisateurs doivent impérativement consulter la version la plus récente de la notice correspondant au produit concerné, qui leur sera remise sur demande.»

Organisme de certification :
AFNOR CERTIFICATION

3. Fiches techniques des matériaux du béton CETU (fabrication 2020)



Usine d'Esch
Boîte postale 146
L-4002 Esch-sur-Alzette

FICHE TECHNIQUE

CIMENT PORTLAND CEM I 52,5 N (EN 197-1)
CIMENT PORTLAND CEM I 52,5 N CE CP2 NF (AFNOR)
CIMENT PORTLAND CEM I 52,5 N (BENOR)

Conformité contrôlée par : VEREIN DEUTSCHER ZEMENTWERKE (CE , BENOR , AFNOR)

Composition:	Clinker Portland	: 90 % (95% suivant norme)
	Filler : Calcaire	: 2 % (3% suivant norme)
	Poussière four	: 2 % (2% suivant norme)
	Anhydrite / gypse	: 6 %
	Adjuvant de mouture	: < 0.15 %
Phases du clinker:	C₃S	: 60 - 66 %
	C₂S	: 12 - 18 %
	C₃A	: 4 - 6 %
	C₄AF	: 11 - 14 %
Analyse:	Perte au feu	: 2.3 %
	Insolubles	: 1.0 %
	SO₃	: 3.1 %
	CaO	: 62.9 %
	SiO₂	: 21.4 %
	Al₂O₃	: 4.3 %
	Fe₂O₃	: 3.5 %
	Cl	: 0.07 %
	Na₂O-équivalent	: 0.41 %
	Chromates solubles	: < 2 ppm
Densité :		: 3.15 kg/dm ³
Finesse:	Blaine	: 5050 – 5550 cm ² /g
	d' (63% passant)	: +- 12.0 µm
Prise sur pâte:	Demande en eau	: +/- 31.0 %
	Début / fin	: +- 160 / 190 min.
Stabilité:	Le Châtelier	: < 2 mm
Résistance normalisée après	1 jour	: +/- 20 N/mm ²
	2 jours	: +/- 33 N/mm ²
	7 jours	: +/- 47 N/mm ²
	28 jours	: +/- 61 N/mm ²
Chaleur d'hydratation (7j selon EN 196-8, 41h selon EN 196-9)		: 310 – 325 J/g

Janvier 2020



Chemin des vieilles vignes - CS 40122
28637 BERCHERES LES PIERRES Cédex
Tel : 02 37 26 03 77
Fax : 02 37 26 00 15
www.smbp.fr

	FICHE TECHNIQUE PRODUIT	Période de validité de l'engagement Du 01/07/2020 Au 31/12/2020
--	--------------------------------	--

Site de production **SMBP - LE MOULIN DE PIERRE** Granulat **0-4R1P : 0/4 Reconstitué**
Nature pétrographique **Silico-Calcaire** Elaboration Naturel

Partie normative

Valeurs spécifiées sur lesquelles le fournisseur s'engage

Classe granulaire **0 4** Norme **NF P18-545 - Article 10 - Code A sauf AbB**

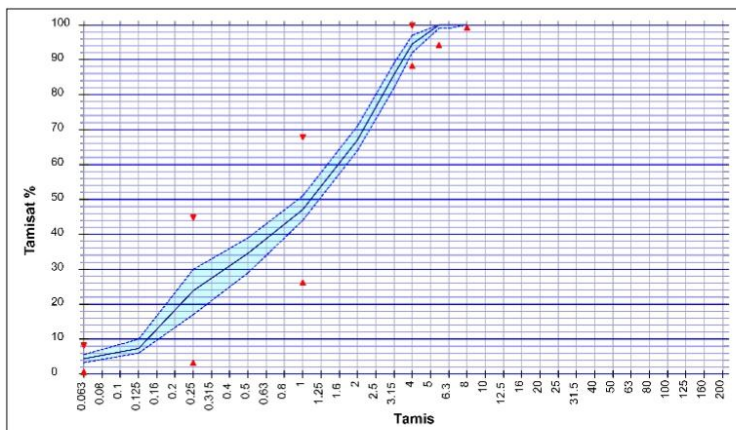
	0.063	0.125	0.25	0.5	1	D/2 2	3.15	D 4	1.4 D 5.6	6.3	2 D 8	f (%)	Mf	MB (g/Kg)	W (%)
Vss + u	9.4		44		67			100				7.4	3.71	2	
Vss	7.4		44		67			99				7.4	3.56	1.5	
Vsi	1.4		4		27			89	95		100	1.4	2.96		
Vsi - u			4		27			87	94		100	1.4	2.81		
sf Max													0.18		

Partie informative

Résultat des essais de fabrication : du 01/01/2020 au 30/06/2020

Résultat des autres essais : du 30/06/2018 au 30/06/2020

	0.063	0.125	0.25	0.5	1	D/2 2	3.15	D 4	1.4 D 5.6	6.3	2 D 8	f (%)	Mf	MB (g/Kg)	W (%)
Nbr. val	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20
Maxi	5.6	10.0	30.0	39.0	51.0	71.0	89.0	97.0	100.0	100.0	100.0	5.6	3.40	1.4	12.7
XF + 1.25 sf	5.2	8.4	28.2	37.6	49.5	69.5	87.8	96.0	100.0	100.0	100.0	5.2	3.36	1.2	11.6
XF	4.4	7.3	23.9	34.6	47.1	67.0	85.8	94.5	99.9	99.9	100.0	4.4	3.26	1.0	10.0
XF - 1.25 sf	3.6	6.2	19.6	31.6	44.7	64.5	83.8	93.0	99.4	99.6	100.0	3.6	3.16	0.8	8.4
Mini	3.3	6.0	17.0	29.0	44.0	64.0	82.0	92.0	99.0	99.0	100.0	3.3	3.07	0.7	8.4
sf	0.65	0.87	3.47	2.40	1.92	1.99	1.58	1.19	0.37	0.27	0.00	0.65	0.08	0.16	1.30



Essai(s) complémentaire(s)

13/03/2020 - ImP M.O. : Néant
07/05/2020 - Prd NF EN 1097-6 +A1 : 2.46
Mg/m³
13/03/2020 - NaOH NF EN 1744-1+A1 :
Négatif
13/03/2020 - AS NF EN 1744-1+A1 : 0.0120 %
13/03/2020 - FS NF P18-576 : 35.0 %
13/03/2020 - C NF EN 1744-1+A1 : 0.000 %
05/09/2019 - Na₂O LPC 37 : 0.0085
08/06/2020 - WA24 NF EN 1097-6+A1 : 3.540
%
25/07/2019 - Alcali réaction FD P 18-542 : NR
13/03/2020 - S M.O. : 0.077 %
CaCO₃ :

Date : 01/07/2020

M. BLIN RAPHAEL

ORBELLO GRANULATS

Fiche technique produit
mise à jour 07/2020
Engagement du 01/07/2020 au 31/12/2020

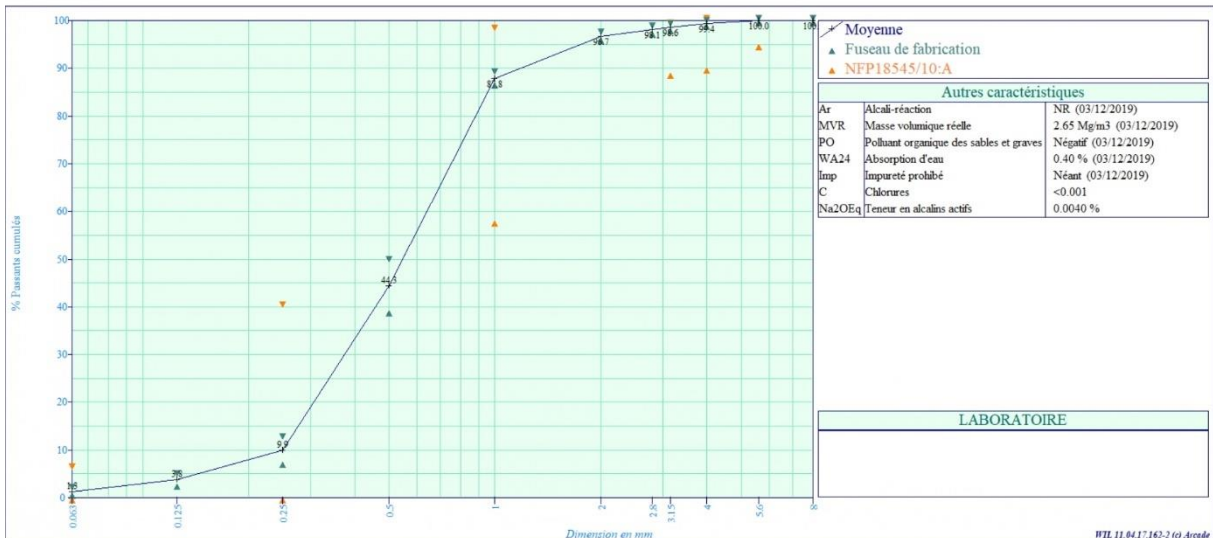
Page 1/1

Sable 0/4 (Type 0/3.15) recomposé

Producteur : ORBELLO GRANULATS MAINE - Sablière du Luart ORBELLO GRANULATS MAINE - Sablière du Luart
Péetrographie : Siliceux
Elaboration : Lavage Essorage

Classe granulaire	Partie normative												Catégorie					
	Valeurs spécifiées sur lesquelles le producteur s'engage												Norme					
0	4	Norme NF P 18-545 Article 10 - EN 12 620 & EN 13 139												A				
		0.063	0.125	0.25	0.5	1	2	2.8	3.15	D	1.4D	2D	FM	MB	SE(10)	Ab	AS	S
Etendue e		6		40		40			10				0.6					
V.S.S.+U		7.0		42		100			100				3.07	2.00				
V.S.S.		6.0		40		98			99	100	100		2.92	1.50				
V.S.I.		0.0		0		58			89	90	95	100	2.32		65.0			
V.S.I.-U		0.0		0		55			87		94	99	2.17		60.0			
Ecart-type max		1.82		12.12		12.12							0.18					

	Partie informative												Résultats de production				
	du 10/01/20 au 11/06/20												du 03/12/19 au 03/12/19				
	0.063	0.125	0.25	0.5	1	2	2.8	3.15	4	5.6	8	FM	MB	SE(10)	Ab	AS	S
Maximum	1.8	5	13	52	89	97	99	99	100	100	100	2.67	0.49	86.0			
Xf+1.25xEcart-types	1.7	5	12	49	89	97	98	99	100	100	100	2.65	0.51	85.9			
Moyenne Xf	1.3	4	10	44	88	97	98	99	99	100	100	2.58	0.42	80.7	0.50	0.113	0.002
Xf-1.25xEcart-types	0.9	3	7	39	87	96	98	98	99	100	100	2.51	0.33	75.5			
Minimum	0.7	3	6	39	87	96	98	98	99	100	100	2.49	0.30	70.1			
Ecart-type	0.33	0.7	2.0	4.1	0.7	0.4	0.3	0.2	0.1	0.0	0.0	0.060	0.070	4.20			
Nombre de résultats	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15	1	1	1
Unité	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%		g	%	%	%	%



Fiche technique du sable 0/4R1P + 0/4 SN



Chemin des vieilles vignes - CS 40122
28637 BERCHERES LES PIERRES Cédex
Tel : 02 37 26 03 77
Fax : 02 37 26 00 15
www.smbp.fr

	FICHE TECHNIQUE PRODUIT	Période de validité de l'engagement Du 01/07/2020 Au 31/12/2020
--	--------------------------------	--

Site de production **SMBP - LE MOULIN DE PIERRE** Granulat **4-10TLP : 4/10 Tertiaire Lavé**
Nature pétrographique **Calcaire** Elaboration **Naturel**

Partie normative

Valeurs spécifiées sur lesquelles le fournisseur s'engage

Classe granulaire **4 10** Norme **NF P18-545 - Article 10 - Code A sauf AbB**

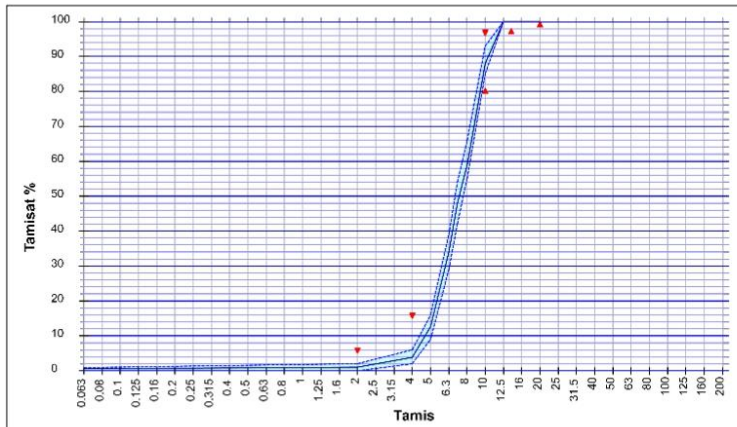
	0.063	d/2 2	d 4	D/2 5	6.3	D/1.4 7.1	8	D 10	12.5	1.4 D 14	2 D 20	f (%)	W (%)	FI (%)
Vss + u		6	20					100				1.5		24
Vss		5	15					96				1.5		20
Vsi								81		98	100			
Vsi - u								76		97	100			
sf Max														

Partie informative

Résultat des essais de fabrication : du 01/01/2020 au 30/06/2020

Résultat des autres essais : du 30/06/2018 au 30/06/2020

	0.063	d/2 2	d 4	D/2 5	6.3	D/1.4 7.1	8	D 10	12.5	1.4 D 14	2 D 20	f (%)	W (%)	FI (%)
Nbr. val	12	12	12	12	12	12	12	12	12	12	12	12	12	2
Maxi	0.9	2.0	6.0	16.0	39.0	54.0	66.0	93.0	100.0	100.0	100.0	0.9	8.0	12.0
XF + 1.25 sf	0.8	1.8	5.3	15.2	38.0	52.3	62.8	91.2	100.0	100.0	100.0	0.8	8.2	10.0
XF	0.5	1.0	3.8	12.6	34.0	47.9	59.0	88.0	100.0	100.0	100.0	0.5	7.3	10.0
XF - 1.25 sf	0.2	0.3	2.3	10.0	30.0	43.5	55.2	84.8	100.0	100.0	100.0	0.2	6.4	10.0
Mini	0.1	0.0	2.0	9.0	29.0	42.0	55.0	85.0	100.0	100.0	100.0	0.1	5.4	8.0
sf	0.22	0.60	1.19	2.11	3.22	3.53	3.05	2.56	0.00	0.00	0.00	0.23	0.74	0.00



Essai(s) complémentaire(s)

06/09/2019 - Na2O LPC 37 : 0.0023
10/03/2020 - Boul. Argile (M.O.) : 0.1 %
08/06/2020 - WA24 NF EN 1097-6+A1 : 4.850 %
24/04/2019 - F NF EN 1361-7 : 0.5 %
10/03/2020 - ImP M.O. : 0.01 %
10/03/2020 - LANF EN 1097-2 : 29.0
08/06/2020 - Prd NF EN 1097-6 +A1 : 2.39
Mg/m³
10/03/2020 - C NF EN 1744-1+A1 : 0.000 %
10/03/2020 - AS NF EN 1744-1+A1 : 0.0100 %
19/08/2019 - MDE NF EN 1097-1 : 23.0
05/10/2019 - Alcali réaction FD P 18-542 : NR

Date : **01/07/2020**

M. BLIN RAPHAEL



Chemin des vieilles vignes - CS 40122
28637 BERCHERES LES PIERRES Cédex
Tel : 02 37 26 03 77
Fax : 02 37 26 00 15
www.smbp.fr

	FICHE TECHNIQUE PRODUIT	Période de validité de l'engagement Du 01/07/2020 Au 31/12/2020
--	--------------------------------	--

Site de production **SMBP - LE MOULIN DE PIERRE** Granulat **10-20TLP : 10/20 Tertiaire Lavé**
Nature pétrographique **Calcaire** Elaboration **Naturel**

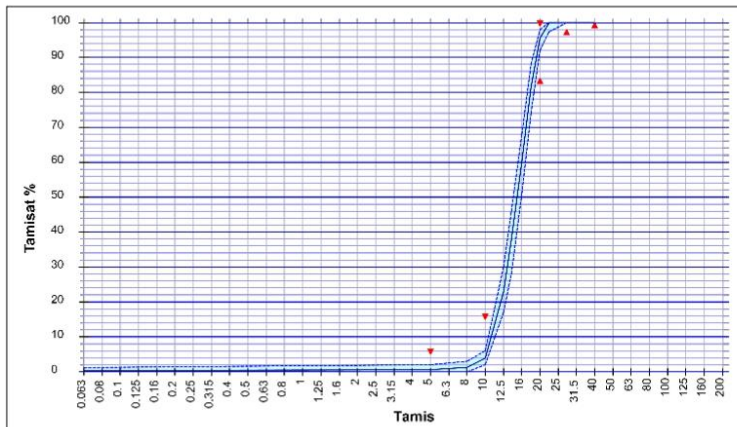
Partie normative	
Valeurs spécifiées sur lesquelles le fournisseur s'engage	

Classe granulaire **10 20** Norme **NF P18-545 - Article 10 - Code A sauf AbB**

	0.063	d/2 5	8	d 10	12.5	D/1,4 14	16	18	D 20	22.4	1.4 D 28	2 D 40	f (%)	FI (%)	W (%)
Vss + u		6		20					100				1.5	24	
Vss		5		15					99				1.5	20	
Vsi									84		98	100			
Vsi - u									79		97	100			
sf Max															

Partie informative	
Résultat des essais de fabrication : du 01/01/2020 au 30/06/2020	Résultat des autres essais : du 30/06/2018 au 30/06/2020

	0.063	d/2 5	8	d 10	12.5	D/1,4 14	16	18	D 20	22.4	1.4 D 28	2 D 40	f (%)	FI (%)	W (%)
Nbr. val	18	18	18	18	18	18	18	18	18	18	18	18	18	2	18
Maxi	1.2	2.0	3.0	6.0	30.0	46.0	68.0	88.0	98.0	100.0	100.0	100.0	1.2	9.0	6.2
XF + 1.25 sf	0.7	1.5	2.3	5.5	27.6	43.5	65.7	86.5	97.5	100.0	100.0	100.0	0.7	9.0	6.1
XF	0.3	0.6	1.3	3.9	22.9	37.8	60.2	81.5	95.5	99.8	100.0	100.0	0.3	9.0	5.4
XF - 1.25 sf	0.0	0.0	0.3	2.3	18.2	32.1	54.8	76.5	93.5	99.0	100.0	100.0	0.0	9.0	4.7
Mini	0.0	0.0	0.0	2.0	17.0	28.0	51.0	74.0	92.0	97.3	100.0	100.0	0.0	9.0	3.8
sf	0.31	0.71	0.77	1.28	3.77	4.54	4.36	3.97	1.58	0.67	0.00	0.00	0.31	0.00	0.58



Essai(s) complémentaire(s)	
13/08/2019 - Na ₂ O LPC 37 : 0.0011	
10/03/2020 - Boul. Argile (M.O.) : 0.1 %	
07/05/2020 - WA24 NF EN 1097-6+A1 : 4.610 %	
24/04/2019 - F NF EN 1361-7 : 0.5 %	
10/03/2020 - LANF EN 1097-2 : 29.0	
07/05/2020 - Prd NF EN 1097-6 +A1 : 2.39 Mg/m ³	
10/03/2020 - C NF EN 1744-1+A1 : 0.000 %	
10/03/2020 - AS NF EN 1744-1+A1 : 0.0100 %	
10/03/2020 - ImP M.O. : 0.01 %	
19/08/2019 - IMDE NF EN 1097-1 : 23.0	
13/03/2020 - Alcali réaction FD P 18-542 : NR	

Date : 01/07/2020	M. BLIN RAPHAEL
--------------------------	---------------------



We create chemistry

MasterPolyheed 510



Plastifiant réducteur d'eau, à long maintien d'ouvrabilité.

Description

Le MasterPolyheed 510 est un adjuvant liquide, non chloré, prêt à l'emploi, destiné aux bétons de consistance S3/S4 avec long maintien d'ouvrabilité.

Le MasterPolyheed 510 est formulé à base des dernières générations d'éthers polycarboxyliques, ce qui lui confère ses qualités de réduction d'eau et de rhéologie.

Domaines d'application

Le MasterPolyheed 510 est particulièrement recommandé pour des bétons de qualité, de résistance courante, ayant besoin d'un maintien de consistance S3/S4 jusqu'à 120 minutes et sans retard de prise.

Il est cependant envisageable d'utiliser le MasterPolyheed 510 dans d'autres applications (bétons fermes - projetés - hyperfluides). Consultez votre Agent BASF France - Division Construction Chemicals.

Propriétés

Le MasterPolyheed 510 bénéficie des derniers développements de la chimie des polycarboxylates, dont les avantages sont aujourd'hui reconnus au travers des superplastifiants de type MasterGlenium SKY.

La défloculation des grains de ciment, provoquée par répulsion électrostatique et par effet stérique, permet d'atteindre le niveau de réduction d'eau, de stabiliser la dispersion des grains de ciment pendant 120 minutes, donc un maintien de maniabilité sans provoquer de retard sur la prise du béton.

Sur le béton frais, l'action du MasterPolyheed 510 facilite la fabrication, le transport et la mise en place.

Sur le béton durci, l'action du MasterPolyheed 510 garantit les performances mécaniques à jeune âge et à long terme, la productivité des chantiers ainsi que l'homogénéité et l'aspect du béton grâce au maintien d'ouvrabilité pendant la phase de mise en place.

- Optimisation du rendement cimentaire
- Maintien de rhéologie sans retard de prise
- Bonne réactivité avec les ciments de type CEM III notamment ceux à base de laitiers

- Amélioration des résistances à jeune âge par temps froid comparativement aux anciennes générations de plastifiants
- Multidosage permettant une diversité d'utilisations dans les bétons courants
- Béton homogène, souple et particulièrement peu collant
- Béton traditionnel formulé à partir de granulats concassés dans sa totalité

Mode d'emploi

L'effet optimal est obtenu en ajoutant le MasterPolyheed 510 lorsque le béton est déjà mouillé avec 70 % de l'eau de gâchage. Toutefois, il est possible de doser le plastifiant dans l'eau.

Compatibilité

Consultez votre Agent France - Division Construction Chemicals pour toute synergie.

Dosage

Plage d'utilisation

0,1 à 3,0 % du poids du ciment, soit 0,09 à 2,83 L pour 100 kg de ciment.

La plage courante d'utilisation pour les bétons traditionnels est de 0,4 à 1,2 % du poids du ciment.

En dehors de cette plage et du champ d'application du MasterPolyheed 510, en fonction de la formulation et des conditions de coulage, un retard de prise est possible. Nous vous recommandons d'effectuer des essais préalables.

Conditionnement

Le Master Polyheed 510 est disponible dans les conditionnements suivants :

- Bidon de 10 L
- Fût de 210 L
- Container de 1.000 L



We create chemistry

MasterPolyheed 510



EN 934.2

Marque NF
cf. Rp NF 085

Plastifiant réducteur d'eau, à long maintien d'ouvrabilité.

Durée de vie

Le MasterPolyheed 510 a une durée de vie de 12 mois à compter de sa date de fabrication.

Précaution d'emploi

Consulter la Fiche de Données de Sécurité.

Stockage

Le Master Polyheed 510 doit être stocké à une température supérieure à + 5° C.

Caractéristiques

Aspect	Liquide
Couleur	Jaunâtre à Brun
Masse volumique à + 20°C	1,06 ± 0,02 g/cm ³
Teneur en chlorure	< 0,1 %
Extrait sec	23,0 ± 1,2%
Na ₂ O eq	≤ 2 %
pH	6,0 ± 2
Etiquetage	

BASF France SAS - Division Construction Chemicals a couvert sa responsabilité civile tant en exploitation qu'après livraison de ses produits par une police d'assurance souscrite auprès de la Compagnie HDI Gerling France. Les garanties de cette police sont complétées par la police "parapluie" responsabilité civile du Groupe souscrite auprès de la société d'assurances HDI Gerling Allemagne.

BASF France SAS - Division Construction Chemicals
Z.I. Petite Montagne Sud - 10, Rue des Cévennes - Lisses - 91017 Evry Cedex
Tél. : 01 69 47 50 00 Fax : 01 60 86 06 32 www.master-builders-solutions.basf.com

Nos fiches techniques ont pour objectif de vous conseiller d'après nos connaissances les plus récentes, nous nous réservons donc le droit de modifier à tout moment le contenu de celles-ci.

L'emploi des produits doit être adapté aux conditions spécifiques à chaque situation. Pour toute précision complémentaire, nous vous conseillons de prendre contact avec l'une de nos agences BASF France SAS - Division Construction France.

Conformément à la réglementation en vigueur, nos Fiches de Données de Sécurité (FDS) sont transmises automatiquement (par courrier postal ou électronique) aux clients livrés. En dehors de cette situation, contacter votre chargé de Clientèle pour tout autre besoin de FDS.

MASTER®
BUILDERS
SOLUTIONS



We create chemistry

MasterGlenium SKY 537



EN 934.2

Marque NF
cf. Rp NF 085

Superplastifiant haut réducteur d'eau pour béton à faible E/C, hautes performances et long maintien d'ouvrabilité.

Description

Le MasterGlenium SKY 537 est un adjuvant non-chloré d'une nouvelle génération chimique à base d'éther polycarboxylique modifié. Cet adjuvant a été développé pour l'utilisation dans l'industrie du béton où haute qualité, durabilité, performance et ouvrabilité sont requises.

La nouvelle chimie du MasterGlenium

Le MasterGlenium se différencie des superplastifiants traditionnels par son action nouvelle et originale qui améliore de façon très significative le pouvoir dispersant sur le ciment. Cette structure chimique nouvelle et originale agit sur le grain de ciment par répulsion électrostatique et effet stérique, c'est à dire en créant un obstacle physique au rapprochement des particules de ciment. L'état dispersé est ainsi amélioré.

De plus, cette réaction est la combinaison de deux actions successives. Dès l'incorporation du MasterGlenium dans le mélange cimentaire, une première partie active agit immédiatement et la seconde est présente mais inactive.

L'hydratation du ciment, qui se déroule normalement, fait évoluer le pH du mélange vers la basicité, ce qui provoque la libération progressive des molécules complémentaires.

Celles-ci travaillent de la même manière que les premières et prolongent donc l'état de dispersion évitant ainsi la floculation et donc le raidissement précoce du mélange.

Particularités du MasterGlenium SKY 537

Le MasterGlenium SKY 537 permet de diminuer sensiblement la viscosité des bétons caractérisée par des quantités de fines importantes et/ou des rapports eau/ciment bas.

Domaines d'application

Le MasterGlenium SKY 537 est particulièrement recommandé pour l'élaboration de béton nécessitant un long maintien d'ouvrabilité et des performances mécaniques initiales élevées.

Le MasterGlenium SKY 537 est donc adapté à l'industrie du béton prêt-à-l'emploi et aux chantiers de Génie-Civil.

Propriétés

L'excellent effet de dispersion du MasterGlenium SKY 537 permet de conserver une maniabilité très plastique ou fluide pendant plus de 1 heure 30 avec un faible rapport eau/ciment et sans effet de retard de prise.

Le MasterGlenium SKY 537 apporte les avantages suivants au niveau de la mise en place, des performances et de la qualité intrinsèque du béton :

Améliore

- La résistance à la compression à jeune âge et à long terme
- La résistance à la flexion à jeune âge et à long terme
- Le module d'élasticité
- L'adhérence sur les aciers
- La résistance à la carbonatation
- L'imperméabilité
- La résistance aux agressions atmosphériques
- La qualité des parements et de la texture du béton

Diminue

- La viscosité
- La vibration
- Le retrait
- Le risque de fissuration
- Le fluage

Mode d'emploi

Le MasterGlenium SKY 537 est un adjuvant pour béton qui doit être incorporé isolément. L'effet optimal est obtenu par incorporation du MasterGlenium SKY 537 dans le béton en différé, c'est-à-dire après l'addition de 70 % de l'eau de gâchage dans le malaxeur.

Toutefois, il est possible d'incorporer le MasterGlenium SKY 537 dans l'eau de gâchage.

Eviter d'ajouter le MasterGlenium SKY 537 sur les granulats.

Compatibilité

Consultez votre Agent BASF France - Division Construction Chemicals.



We create chemistry

MasterGlenium SKY 537



Superplastifiant haut réducteur d'eau pour béton à faible E/C, hautes performances et long maintien d'ouvrabilité.

Dosage

Plage normale d'utilisation :

0,2 à 3,0 % du poids du ciment, soit 0,19 à 2,86 L pour 100 kg de ciment.

Pour d'autres utilisations, consultez votre Agent local BASF France - Division Construction Chemicals.

Précautions d'emploi

Consulter la Fiche de Données de Sécurité.

Conditionnement

Le MasterGlenium SKY 537 est disponible dans les conditionnements suivants :

- Bidon de 10 L
- Fût de 210 L
- Container de 1.000 L
- Vrac

Durée de vie

Le MasterGleniumSKY 537 a une durée de vie de 12 mois, à compter de la date de fabrication.

Stockage

Le MasterGlenium SKY 537 doit être stocké à une température supérieur à + 5° C.



We create chemistry

MasterGlenium SKY 537



EN 934.2

Marque NF
cf. Rp NF 085

Superplastifiant haut réducteur d'eau pour béton à faible E/C, hautes performances et long maintien d'ouvrabilité.

Caractéristiques	
Aspect	Liquide
Couleur	Jaunâtre à brun
Masse volumique à + 20° C	1,05 ± 0,02 g/cm ³
pH	6,0 ± 2,0
Teneur en chlorures	< 0,1 %
Extrait sec	19.9 % ± 2,0
Na ₂ O eq	≤ 2 %
Transport	Non classé
Etiquetage	

BASF France SAS - Division Construction Chemicals a couvert sa responsabilité civile tant en exploitation qu'après livraison de ses produits par une police d'assurance souscrite auprès de la Compagnie HDI Gerling France. Les garanties de cette police sont complétées par la police "parapluie" responsabilité civile du Groupe souscrite auprès de la société d'assurances HDI Gerling Allemagne.

BASF France SAS - Division Construction Chemicals
Z.I. Petite Montagne Sud - 10, Rue des Cévennes - Lisses - 91017 Evry Cedex
Tél. : 01 69 47 50 00 Fax : 01 60 86 06 32 www.master-builders-solutions.basf.com

Nos fiches techniques ont pour objectif de vous conseiller d'après nos connaissances les plus récentes, nous nous réservons donc le droit de modifier à tout moment le contenu de celles-ci.

L'emploi des produits doit être adapté aux conditions spécifiques à chaque situation. Pour toute précision complémentaire, nous vous conseillons de prendre contact avec l'une de nos agences BASF France SAS - Division Construction France.

Conformément à la réglementation en vigueur, nos Fiches de Données de Sécurité (FDS) sont transmises automatiquement (par courrier postal ou électronique) aux clients livrés. En dehors de cette situation, contacter votre chargé de Clientèle pour tout autre besoin de FDS.

MASTER®
» BUILDERS
SOLUTIONS

SINTA™ VBA - 12 mm / 18 mm

Fibre polypropylène monofilamentaire
pour le renforcement des bétons

Fonction

Fibre polypropylène monofilamentaire destinée au renforcement tridimensionnel des bétons et des chapes.

Mode d'action

Les fibres forment après dispersion, un réseau tridimensionnel absorbant les contraintes à l'échelle microscopique empêchant ainsi le développement des fissures. De plus, grâce à leur faible diamètre les microfibrilles sont quasiment invisibles à l'œil nu, ce qui permet leur utilisation dans les bétons architectoniques ou pour les sols béton devant rester apparents.

Dosage d'emploi

- Dosage pour action anti-fissuration : 600g/m³.
- Dosage pour la protection au feu des bétons durcis : de l'ordre de 2 kg/m³ (consulter nos services techniques).

Domaine d'utilisation

- Bétons et micro bétons pour :
- Sols bétons destinés à rester apparents (Procédé Solacir®),
- Dallages bétons (industriel et non industriel),
- Voiries béton (désactivés ou non),
- Bétons projetés.
- Mortiers - enduits.
- Chapes.
- Eléments préfabriqués (renforcement des arêtes, résistance aux chocs).

Avantages

- Action sur retrait plastique permettant la suppression des treillis antifissuration.
- Très bonne facilité de dispersion et répartition dans le béton.
- Amélioration de l'homogénéité du béton et réduction du risque de ressuage.
- Quasi invisible à l'œil nu.
- Amélioration de la tenue au feu des bétons.
- Renforcement des arêtes.
- Amélioration de la résistance aux chocs.

Mise en œuvre

Présentée en sacs prédosés de 600 g ou 900 g pour 1 m³ de béton, SINTA™ VBA est dispersée soit dans le malaxeur avant mouillage, soit directement dans le camion à la centrale BPE.

Caractéristiques techniques

- Titulaire du marquage CE, conformément à la norme NF EN 14 889-2.
- Polypropylène vierge.
- Résistance aux acides et alcalins : élevée.
- Densité : 0,905.
- Longueur : disponibles en
 - 12 mm ± 1,5 mm (SINTA™ VBA M2212).
 - 18 mm ± 1,5 mm (SINTA™ VBA M2218).
- Diamètre : 22 µm (mini 21,1 µm / maxi 23,3 µm).
- Environ : 136 millions de fibres/sac de 600 g, 204 millions de fibres/sac de 900 g.
- Essai de consistance Vébé :
 - Avec 900 gr de fibres : 5,3 secondes,
 - Avec 600 gr de fibres : 6,3 secondes.

Conservation

5 ans en emballage d'origine.

Conditionnement

Sac de 600 g.
Carton de 30 sacs.
Palette de 30 cartons (900 sacs soit 540 kg).
Sac de 900 g.
Carton de 20 sacs.
Palette de 30 cartons (600 sacs soit 540 Kg).

4. Fiches techniques des matériaux du béton CETU (fabrication 2022)



ASSURANCE QUALITE

Usine d'Esch
Boîte postale 146
L-4002 Esch-sur-Alzette

FICHE TECHNIQUE

CIMENT PORTLAND CEM I 52,5 N (EN 197-1)
CIMENT PORTLAND CEM I 52,5 N (BENOR)
CIMENT PORTLAND CEM I 52,5 N CE CP2 NF (AFNOR)

Conformité contrôlée par : VEREIN DEUTSCHER ZEMENTWERKE (CE, BENOR, AFNOR)

Composition:	Clinker Portland	: 90 % (95% suivant norme)
	Filler : Calcaire	: 2 % (3% suivant norme)
	Poussière four	: 2 % (2% suivant norme)
	Anhydrite / gypse	: 6 %
	Adjuvant de mouture	: < 0.15 %
Phases du clinker:	C₃S	: 60 - 66 %
	C₂S	: 12 - 18 %
	C₃A	: 4 - 6 %
	C₄AF	: 11 - 14 %
Analyse:	Perte au feu	: 1.9 %
	Insolubles	: 0.8 %
	SO₃	: 3.2 %
	CaO	: 62.5 %
	SiO₂	: 20.3 %
	Al₂O₃	: 4.1 %
	Fe₂O₃	: 3.7 %
	Cl	: 0.06 %
	Na₂O-équivalent	: 0.41 %
	Chromates solubles	: < 2 ppm
Densité :		: 3.15 kg/dm ³
Finesse:	Blaine	: 4950 – 5400 cm ² /g
	d' (63% passant)	: +/- 12.8 µm
Prise sur pâte:	Demande en eau	: +/- 30.5 %
	Début / fin	: +/- 145 / 175 min.
Stabilité:	Le Châtelier	: < 2 mm
Résistance normalisée après	1 jour	: +/- 20 N/mm ²
	2 jours	: +/- 33 N/mm ²
	7 jours	: +/- 47 N/mm ²
	28 jours	: +/- 60 N/mm ²
Chaleur d'hydratation (7j selon EN 196-8, 41h selon EN 196-9)		: 310 – 325 J/g

Mars 2021



Fiche technique France

Omya International AG
 P.O. Box 335
 CH-4665 Oftringen
 +41 62 789 29 29
 +41 62 789 20 77
 www.omya.com

Betocarb[®] - AU

SITE :	AUCRAIS (14), France (certifié ISO 9001)																														
DESCRIPTION DU PRODUIT :	Addition calcaire de catégorie A-FM selon la norme NF P18-508 pour bétons hydrauliques. Utilisables en tant que filler pour bétons hydrauliques hautes performances (EN 12620+A1).																														
COMPOSITION DU PRODUIT:	<table border="0"> <tr><td>CaCO₃</td><td>97.0</td><td>%</td></tr> <tr><td>Carbonates totaux</td><td>97.8</td><td>%</td></tr> <tr><td>Chlorures</td><td>0,003</td><td>%</td></tr> <tr><td>Sulfates</td><td>0,008</td><td>%</td></tr> <tr><td>Soufre total</td><td>0.03</td><td>%</td></tr> <tr><td>Matières organiques</td><td>0.03</td><td>%</td></tr> <tr><td>Essai au bleu de méthylène</td><td>1.4</td><td>g/kg</td></tr> <tr><td>Alcalins équivalents</td><td>0.02</td><td>%</td></tr> <tr><td>Silice totale</td><td>0.7</td><td>%</td></tr> <tr><td>Réactivité aux alcalins</td><td>NR</td><td></td></tr> </table>	CaCO ₃	97.0	%	Carbonates totaux	97.8	%	Chlorures	0,003	%	Sulfates	0,008	%	Soufre total	0.03	%	Matières organiques	0.03	%	Essai au bleu de méthylène	1.4	g/kg	Alcalins équivalents	0.02	%	Silice totale	0.7	%	Réactivité aux alcalins	NR	
CaCO ₃	97.0	%																													
Carbonates totaux	97.8	%																													
Chlorures	0,003	%																													
Sulfates	0,008	%																													
Soufre total	0.03	%																													
Matières organiques	0.03	%																													
Essai au bleu de méthylène	1.4	g/kg																													
Alcalins équivalents	0.02	%																													
Silice totale	0.7	%																													
Réactivité aux alcalins	NR																														
CARACTERISTIQUES TYPES DU PRODUIT:	<table border="0"> <tr><td>Granulométrie :</td><td></td><td></td></tr> <tr><td>· Particules < 2 mm</td><td>100</td><td>%</td></tr> <tr><td>· Particules < 0.125 mm</td><td>93</td><td>%</td></tr> <tr><td>· Particules < 0.063 mm</td><td>78</td><td>%</td></tr> <tr><td>Surface spécifique Blaine (DIN 66126)</td><td>471</td><td>m²/kg</td></tr> <tr><td>Indice d'activité à 28 jours</td><td>0.78</td><td></td></tr> <tr><td>Taux d'humidité départ usine (ISO 787/2)</td><td>0.2</td><td>%</td></tr> </table>	Granulométrie :			· Particules < 2 mm	100	%	· Particules < 0.125 mm	93	%	· Particules < 0.063 mm	78	%	Surface spécifique Blaine (DIN 66126)	471	m ² /kg	Indice d'activité à 28 jours	0.78		Taux d'humidité départ usine (ISO 787/2)	0.2	%									
Granulométrie :																															
· Particules < 2 mm	100	%																													
· Particules < 0.125 mm	93	%																													
· Particules < 0.063 mm	78	%																													
Surface spécifique Blaine (DIN 66126)	471	m ² /kg																													
Indice d'activité à 28 jours	0.78																														
Taux d'humidité départ usine (ISO 787/2)	0.2	%																													
CARACTERISTIQUES GENERALES DU PRODUIT:	<table border="0"> <tr><td>Densité (ISO 787/10)</td><td>2.7</td><td>g/ml</td></tr> <tr><td>Densité apparente tassée (ISO 787/11)</td><td>1.6</td><td>g/ml</td></tr> </table>	Densité (ISO 787/10)	2.7	g/ml	Densité apparente tassée (ISO 787/11)	1.6	g/ml																								
Densité (ISO 787/10)	2.7	g/ml																													
Densité apparente tassée (ISO 787/11)	1.6	g/ml																													
APPLICATIONS PRINCIPALES:	REPARTITION GRANULOMETRIQUE (Malvern 2000 PSD a):																														
Produits béton . Pavés . Blocs . Autres produits Béton prêt à l'emploi Eléments préfabriqués																															
CONDITIONNEMENT STANDARD:																															
- VRAC																															

Les informations contenues dans cette fiche technique ne concernent que le matériel spécifique mentionné et ne concernent pas l'utilisation conjointement avec tout autre matériel ou dans tout procédé. Les informations fournies dans le présent document se basent sur des données techniques qui, à la connaissance de Omya, sont fiables, toutefois Omya ne fournit aucune garantie de complétude ou d'exactitude de ces informations, et Omya n'assume aucune responsabilité résultant de leur utilisation ou vis-à-vis de toutes réclamations, pertes ou dommages subis par une tierce partie. Toute personne recevant ces informations doit exercer son jugement propre en ce qui concerne leur utilisation appropriée et il incombe à l'utilisateur d'évaluer si le matériel convient (y compris en matière de sécurité) pour un usage particulier avant d'en faire usage.

édition : 08.02.2021
 Product Information :
 I85204_01_F
 version : 5

ORBELLO GRANULATS

Fiche technique produit
mise à jour 01/2022

Date d'émission 01/01/2022 Fin de validité le 30/06/2022

Page 1/1

Producteur : ORBELLO GRANULATS MAINE - Sablière du Luart
Granulats : Sable 0/4 (D3.15) recomposé
Péetrographie : Siliceux
Elaboration : Lavage Essorage

ORBELLO GRANULATS MAINE - Sablière du Luart

Partie normative

Valeurs spécifiées sur lesquelles le producteur s'engage

Classe granulaire

0 4

Norme

Norme NF P 18-545 Article 10 - EN 12 620 & EN 13 139

Catégorie

A

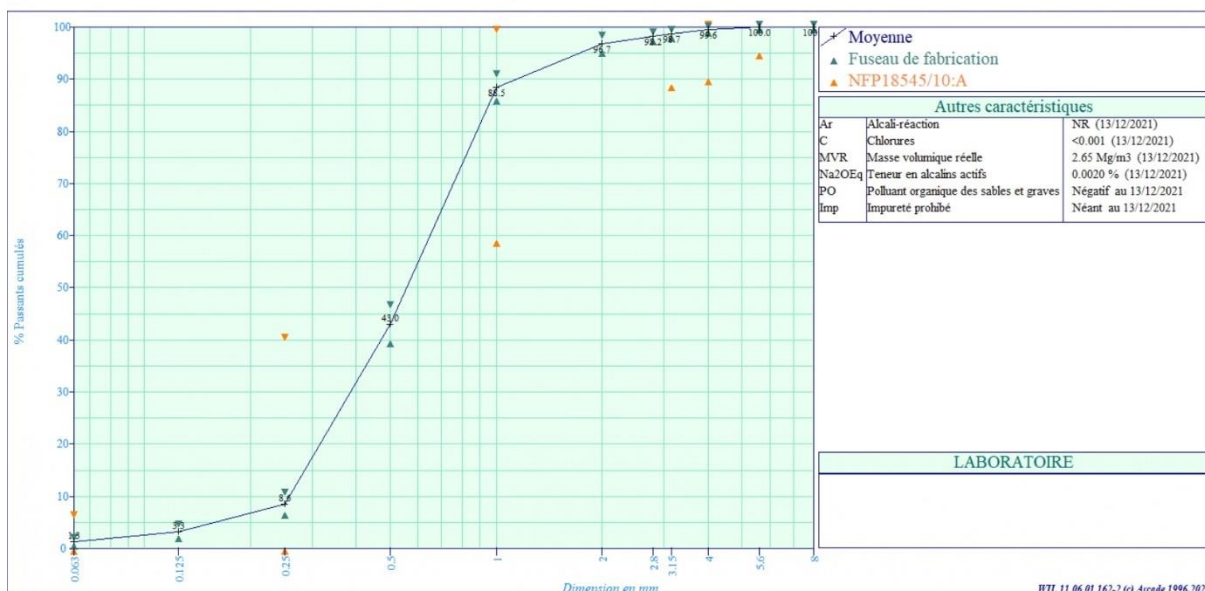
	0.063	0.125	0.25	0.5	1	2	2.8	3.15	D	1.4D	2D	FM	SE(10)	MB	Ab	AS	S
Etendue e	6		40		40			10				0.6					
V.S.S.+U	7.0		42		100			100		100		3.05		2.00	3.00	0.350	0.500
V.S.S.	6.0		40		99			99	100	100		2.90		1.50	2.50	0.200	0.400
V.S.I.	0.0		0		59			89	90	95	100	2.30	65.0				
V.S.I.-U	0.0		0		56			87		94	99	2.15	60.0				
Ecart-type max	1.82		12.12		12.12							0.18					

Partie informative

Résultats de production

du 01/07/21 au 17/12/21

	0.063	0.125	0.25	0.5	1	2	2.8	3.15	4	5.6	8	FM	SE(10)	MB	Ab	AS	S
Maximum	2.0	5	12	48	90	98	99	99	100	100	100	2.69	90.0	0.48			
Xf+1.25xEcart-types	1.7	4	10	46	91	98	99	99	100	100	100	2.67	88.8	0.45			
Moyenne Xf	1.3	3	9	43	89	97	98	99	100	100	100	2.60	83.6	0.32	0.40	0.057	0.002
Xf-1.25xEcart-types	1.0	2	7	40	86	96	98	98	99	100	100	2.54	78.5	0.20			
Minimum	0.9	2	6	36	83	94	98	98	99	100	100	2.48	75.2	0.16			
Ecart-type	0.26	0.7	1.4	2.6	1.7	0.9	0.3	0.3	0.1	0.0	0.0	0.050	4.10	0.101			
Nombre de résultats	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	1	1	1
Unité	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	g	%	%



Moyenne

- ▲ Fuseau de fabrication
- ▲ NFP18545/10:A

Autres caractéristiques

Ar	Alcali-réaction	NR (13/12/2021)
C	Chlorures	<0.001 (13/12/2021)
MVR	Masse volumique réelle	2.65 Mg/m ³ (13/12/2021)
Na ₂ O _{Eq}	Teneur en alcalins actifs	0.0020 % (13/12/2021)
PO	Poluant organique des sables et graves	Négatif au 13/12/2021
Imp	Impureté prohibé	Néant au 13/12/2021

LABORATOIRE

WIL 11.06.01.162-2 (c) Arcade 1996,2022



Chemin des vieilles vignes - CS 40122
28637 BERCHERES LES PIERRES Cédex
Tel : 02 37 26 03 77
Fax : 02 37 26 00 15
www.smbp.fr

	FICHE TECHNIQUE PRODUIT	Période de validité de l'engagement Du 01/01/2022 Au 30/06/2022
--	--------------------------------	--

Site de production **SMBP - LES MARMONNERIES** Granulat **0-4 R2V : 0/4 Reconstitué**
Nature pétrographique **Calcaire** Elaboration Naturel

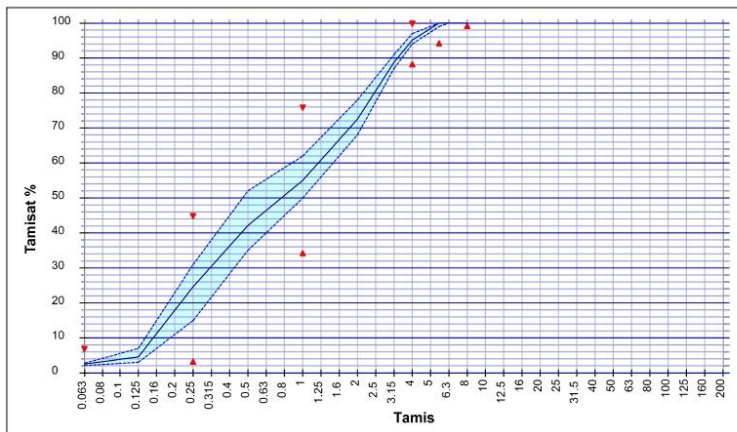
Partie normative	
Valeurs spécifiées sur lesquelles le fournisseur s'engage	

Classe granulaire **0 4** Norme **NF P18-545 - Article 10 - Code A sauf AbB**

	0.063	0.125	0.25	0.5	1	D/2 2	3.15	D 4	1.4 D 5.6	6.3	2 D 8	Mf	MB (g/Kg)	f (%)	W (%)	SE(10) (%)
Vss + u	7		48		79			100				3.56	2			
Vss	6		44		75			99				3.41	1.5			
Vsi			4		35			89	95		100	2.81				60
Vsi - u					31			87	94		100	2.66				55
sf Max								2				0.18				

Partie informative	
Résultat des essais de fabrication : du 01/07/2021 au 31/12/2021	Résultat des autres essais : du 01/01/2020 au 31/12/2021

	0.063	0.125	0.25	0.5	1	D/2 2	3.15	D 4	1.4 D 5.6	6.3	2 D 8	Mf	MB (g/Kg)	f (%)	W (%)	SE(10) (%)
Nbr. val	21	21	21	21	21	21	21	21	21	21	21	21	19	21	21	18
Maxi	2.8	7.0	31.0	52.0	62.0	78.0	91.0	97.0	100.0	100.0	100.0	3.31	0.9	2.8	10.1	78.0
XF + 1.25 sf	2.8	5.8	31.0	47.2	59.0	75.7	90.1	96.0	100.0	100.0	100.0	3.25	0.8	2.8	10.0	76.2
XF	2.5	4.6	24.6	42.1	55.0	72.5	88.8	95.1	100.0	100.0	100.0	3.06	0.7	2.5	8.7	69.1
XF - 1.25 sf	2.2	3.4	18.3	37.0	51.0	69.3	87.6	94.2	99.7	100.0	100.0	2.87	0.6	2.2	7.5	62.0
Mini	2.1	3.0	15.0	35.0	50.0	68.0	87.0	94.0	99.0	100.0	100.0	2.76	0.7	2.1	5.9	62.0
sf	0.24	0.92	5.08	4.09	3.20	2.58	1.00	0.73	0.22	0.00	0.00	0.15	0.07	0.24	1.00	5.71



Essai(s) complémentaire(s)	
07/04/2021	- Na2O LPC 37 : 0.0017
07/04/2021	- WA24 NF EN 1097-6 : 2.600 %
07/04/2021	- FS NF P 18-576 : 29.0 %
07/04/2021	- Prd NF EN 1097-6 : 2.57 Mg/m³
07/04/2021	- C NF EN 1744-1+A1 : < 0,001 %
07/04/2021	- NaOH NF EN 1744-1+A1 :
	Négatif
07/04/2021	- S.M.O. : 0.040 %
07/04/2021	- AS NF EN 1744-1+A1 : < 0,001 %
07/04/2021	- Alcali réaction FD P 18-542 : NR

Date : 03/01/2022	BLIN Raphaël
-------------------	------------------



Chemin des vieilles vignes - CS 40122
28637 BERCHERES LES PIERRES Cédex
Tel : 02 37 26 03 77
Fax : 02 37 26 00 15
www.smbp.fr

	FICHE TECHNIQUE PRODUIT	Période de validité de l'engagement Du 01/01/2022 Au 30/06/2022
--	--------------------------------	--

Site de production **SMBP - LES MARMONNERIES** Granulat **4-10 TLV : 4/10 Tertiaire Lavé**
Nature pétrographique **Calcaire** Elaboration Naturel

Partie normative

Valeurs spécifiées sur lesquelles le fournisseur s'engage

Classe granulaire **4 10** Norme **NF P18-545 - Article 10 - Code A sauf AbB**

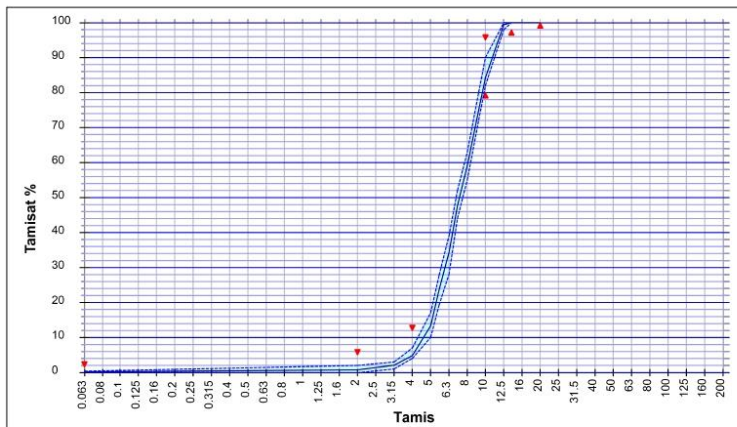
	0.063	d/2 2	3.15	d 4	D/2 5	5.6	6.3	D/1.4 7.1	8	D 10	12.5	1.4 D 14	2 D 20	f (%)	Fl (%)	W (%)
Vss + u	1.8	6		17						100				1.8	24	
Vss	1.5	5		12						95				1.5	20	
Vsi										80		98	100			
Vsi - u										75		97	100			
sf Max																

Partie informative

Résultat des essais de fabrication : du 01/07/2021 au 31/12/2021

Résultat des autres essais : du 01/01/2020 au 31/12/2021

	0.063	d/2 2	3.15	d 4	D/2 5	5.6	6.3	D/1.4 7.1	8	D 10	12.5	1.4 D 14	2 D 20	f (%)	Fl (%)	W (%)
Nbr. val	18	18	18	18	18	18	18	18	18	18	18	18	18	18	2	18
Maxi	0.4	2.0	3.0	7.0	17.0	27.8	39.0	52.0	63.0	90.0	100.0	100.0	100.0	0.4	12.0	8.0
XF + 1.25 sf	0.3	1.4	2.8	6.0	15.6	26.4	37.9	50.5	61.9	86.6	100.0	100.0	100.0	0.4	12.4	7.7
XF	0.2	0.8	2.1	4.8	13.3	23.6	34.2	47.6	59.1	84.2	99.4	100.0	100.0	0.2	11.5	6.9
XF - 1.25 sf	0.1	0.2	1.4	3.6	11.0	20.8	30.6	44.7	56.3	81.8	98.6	100.0	100.0	0.1	10.6	6.1
Mini	0.1	0.0	1.0	4.0	10.0	19.3	28.0	44.0	55.0	82.0	98.0	100.0	100.0	0.1	11.0	5.4
sf	0.11	0.51	0.58	0.99	1.85	2.22	2.92	2.31	2.24	1.92	0.62	0.00	0.00	0.12	0.71	0.67



Essai(s) complémentaire(s)

07/04/2021 - Na₂O LPC 37 : 0,0004
07/04/2021 - Boul. Argile (M.O.) : Néant
11/05/2020 - Alcali réaction FD P 18-542 : NR
07/04/2021 - WA24 NF EN 1097-6+A1 : 3.900 %
07/04/2021 - ImP M.O. : Néant
07/04/2021 - Prd NF EN 1097-6 +A1 : 2.40 Mg/m³
07/04/2021 - C NF EN 1744-1+A1 : 0.001 %
07/04/2021 - SC NF EN 933-7 : 0.0 %
07/04/2021 - S M.O. : 0.040 %
07/04/2021 - AS NF EN 1744-1+A1 : < 0,001 %
09/11/2021 - MDE NF EN 1097-1 : 25.0
07/04/2021 - F NF EN 1367-1 : 0.5 %
07/09/2021 - LANF EN 1097-2 : 30.0

Date : **03/01/2022**

BLIN Raphaël



Chemin des vieilles vignes - CS 40122
28637 BERCHERES LES PIERRES Cédex
Tel : 02 37 26 03 77
Fax : 02 37 26 00 15
www.smbp.fr

	FICHE TECHNIQUE PRODUIT	Période de validité de l'engagement Du 01/01/2022 Au 30/06/2022
--	--------------------------------	--

Site de production **SMBP - LES MARMONNERIES** Granulat **10-20 TLV : 10/20 Tertiaire Lavé**
Nature pétrographique **Calcaire** Elaboration **Naturel**

Partie normative

Valeurs spécifiées sur lesquelles le fournisseur s'engage

Classe granulaire **10 20** Norme **NF P18-545 - Article 10 - Code A sauf AbB**

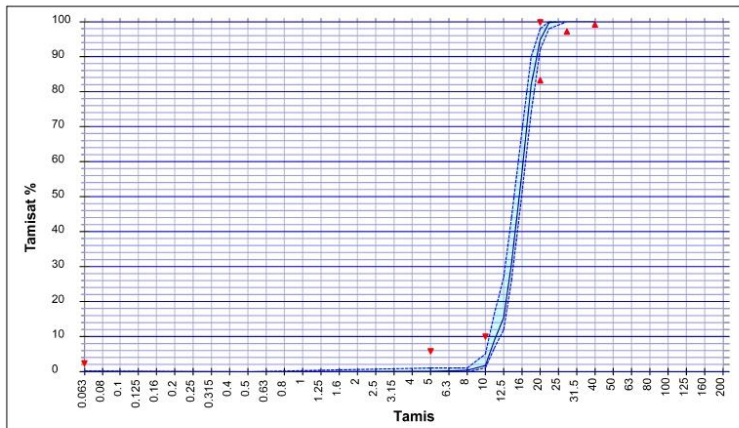
	0.063	0.5	d/2 5	6.3	d/1.4 7.1	8	d 10	11.2	12.5	D/1.4 14	16	18	D 20	22.4	1.4 D 28	2 D 40	f (%)	FI (%)	W (%)
Vss + u	1.8		6				14.2						100				1.8	24	
Vss	1.5		5				9.2						99				1.5	20	
Vsi													84	98	100				
Vsi - u													79	97	100				
sf Max																			

Partie informative

Résultat des essais de fabrication : du 01/07/2021 au 31/12/2021

Résultat des autres essais : du 01/01/2020 au 31/12/2021

	0.063	0.5	d/2 5	6.3	d/1.4 7.1	8	d 10	11.2	12.5	D/1.4 14	16	18	D 20	22.4	1.4 D 28	2 D 40	f (%)	FI (%)	W (%)
Nbr. val	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	20	2	20
Maxi	0.2	0.0	1.0	1.0	1.0	1.0	5.0	16.2	27.0	44.0	69.0	90.0	98.0	100.0	100.0	100.0	0.2	11.0	5.6
XF + 1.25 sf	0.2	0.0	0.5	0.7	0.8	1.0	2.9	11.3	19.4	35.8	62.3	87.8	97.2	100.0	100.0	100.0	0.2	12.2	5.5
XF	0.1	0.0	0.1	0.2	0.3	0.4	1.7	8.7	15.5	30.9	57.1	82.0	94.8	99.7	100.0	100.0	0.1	9.5	4.7
XF - 1.25 sf	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.5	6.1	11.6	26.0	51.9	76.2	92.4	99.0	100.0	100.0	0.0	6.9	3.9
Mini	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	1.0	6.6	12.0	26.0	51.0	74.0	92.0	98.0	100.0	100.0	0.0	8.0	3.0
sf	0.06	0.00	0.31	0.41	0.41	0.49	0.99	2.04	3.15	3.92	4.14	4.63	1.91	0.57	0.00	0.00	0.07	2.12	0.62



Essai(s) complémentaire(s)

30/03/2021 - Na2O LPC 37 : 0,0029
30/03/2021 - Boul. Argile (M.O.) : Néant
11/05/2020 - Alcali réaction FD P 18-542 : NR
30/03/2021 - WA24 NF EN 1097-6+A1 : 4.100 %
30/03/2021 - ImP M.O. : Néant
30/03/2021 - Prd NF EN 1097-6 +A1 : 2.40 Mg/m³
30/03/2021 - SC NF EN 933-7 : 0.0 %
30/03/2021 - C NF EN 1744-1+A1 : 0.001 %
30/03/2021 - S M.O. : 0.040 %
30/03/2021 - AS NF EN 1744-1+A1 : < 0,001 %
09/11/2021 - MDE NF EN 1097-1 : 25.0
30/03/2021 - F NF EN 1367-1 : 0.5 %
09/11/2021 - LANF EN 1097-2 : 30.0

Date : 03/01/2022

BLIN Raphaël



MasterPolyheed 510



Plastifiant réducteur d'eau, à long maintien d'ouvrabilité.

Description

Le MasterPolyheed 510 est un adjuvant liquide, non chloré, prêt à l'emploi, destiné aux bétons de consistance S3/S4 avec long maintien d'ouvrabilité.

Le MasterPolyheed 510 est formulé à base des dernières générations d'éthers polycarboxyliques, ce qui lui confère ses qualités de réduction d'eau et de rhéologie.

Domaines d'application

Le MasterPolyheed 510 est particulièrement recommandé pour des bétons de qualité, de résistance courante, ayant besoin d'un maintien de consistance S3/S4 jusqu'à 120 minutes et sans retard de prise.

Il est cependant envisageable d'utiliser le MasterPolyheed 510 dans d'autres applications (bétons fermes - projetés - hyperfluides). Consultez votre Agent local Master Builders Solutions France.

Propriétés

Le MasterPolyheed 510 bénéficie des derniers développements de la chimie des polycarboxylates, dont les avantages sont aujourd'hui reconnus au travers des superplastifiants de type MasterGlenium SKY.

La défloculation des grains de ciment, provoquée par répulsion électrostatique et par effet stérique, permet d'atteindre le niveau de réduction d'eau, de stabiliser la dispersion des grains de ciment pendant 120 minutes, donc un maintien de maniabilité sans provoquer de retard sur la prise du béton.

Sur le béton frais, l'action du MasterPolyheed 510 facilite la fabrication, le transport et la mise en place.

Sur le béton durci, l'action du MasterPolyheed 510 garantit les performances mécaniques à jeune âge et à long terme, la productivité des chantiers ainsi que l'homogénéité et l'aspect du béton grâce au maintien d'ouvrabilité pendant la phase de mise en place.

- Optimisation du rendement cimentaire
- Maintien de rhéologie sans retard de prise
- Bonne réactivité avec les ciments de type CEM III notamment ceux à base de laitiers

- Amélioration des résistances à jeune âge par temps froid comparativement aux anciennes générations de plastifiants
- Multidosage permettant une diversité d'utilisations dans les bétons courants
- Béton homogène, souple et particulièrement peu collant
- Béton traditionnel formulé à partir de granulats concassés dans sa totalité

Mode d'emploi

L'effet optimal est obtenu en ajoutant le MasterPolyheed 510 lorsque le béton est déjà mouillé avec 70 % de l'eau de gâchage. Toutefois, il est possible de doser le plastifiant dans l'eau.

Compatibilité

Consultez votre Agent Local Master Builders Solutions-France pour toute synergie.

Dosage

Plage d'utilisation

0,1 à 3,0 % du poids du ciment, soit 0,09 à 2,83 L pour 100 kg de ciment.

La plage courante d'utilisation pour les bétons traditionnels est de 0,4 à 1,2 % du poids du ciment.

En dehors de cette plage et du champ d'application du MasterPolyheed 510, en fonction de la formulation et des conditions de coulage, un retard de prise est possible. Nous vous recommandons d'effectuer des essais préalables.

Conditionnement

Le Master Polyheed 510 est conditionné en bidon de 10 L, fût de 210 L et container de 1.000 L.

Durée de vie

Le MasterPolyheed 510 a une durée de vie de 12 mois à compter de sa date de fabrication.



MasterPolyheed 510



EN 934.2
 Marque NF
 cf. Rp NF 085

Plastifiant réducteur d'eau, à long maintien d'ouvrabilité.

Stockage

Le Master Polyheed 510 doit être stocké à une température supérieure à + 5° C.

Précaution d'emploi

Consulter la Fiche de Données de Sécurité.

Caractéristiques	
Aspect	Liquide
Couleur	Jaunâtre à Brun
Masse volumique à + 20°C	1,06 ± 0,02 g/cm ³
Teneur en chlorure	< 0,1 %
Extrait sec	23,0 ± 1,2%
Na ₂ O eq	≤ 2 %
pH	6,0 ± 2
Étiquetage	

Master Builders Solutions France SAS a couvert sa responsabilité civile tant en exploitation qu'après livraison de ses produits par une police d'assurance souscrite auprès de la Compagnie HDI Gerling France. Les garanties de cette police sont complétées par la police "parapluie" responsabilité civile du Groupe souscrite auprès de la société d'assurances HDI Gerling Allemagne.

Master Builders Solutions France SAS

Z.I. Petite Montagne Sud - 10, Rue des Cévennes - 91090 LISSES
 Tél. : 01 69 47 50 00 Fax : 01 60 86 06 32 www.master-builders-solutions-frfr.com

Nos fiches techniques ont pour objectif de vous conseiller d'après nos connaissances les plus récentes, nous nous réservons donc le droit de modifier à tout moment le contenu de celles-ci. L'emploi des produits doit être adapté aux conditions spécifiques à chaque situation. Pour toute précision complémentaire, nous vous conseillons de prendre contact avec l'une de nos agences Master Builders Solutions France SAS

Conformément à la réglementation en vigueur, nos Fiches de Données de Sécurité (FDS) sont transmises automatiquement (par courrier postal ou électronique) aux clients livrés. En dehors de cette situation, contacter votre chargé de Clientèle pour tout autre besoin de FDS.

A brand of
MBCC GROUP

SINTA™ VBA – 12 mm / 18 mm



Fibre polypropylène monofilamentaire pour le renforcement des bétons

Fonction

Fibre polypropylène monofilamentaire destinée au renforcement tridimensionnel des bétons et des chapes.

Mode d'action

Les fibres forment après dispersion, un réseau tridimensionnel absorbant les contraintes à l'échelle microscopique empêchant ainsi le développement des fissures. De plus, grâce à leur faible diamètre les microfibrilles sont quasiment invisibles à l'œil nu, ce qui permet leur utilisation dans les bétons architectoniques ou pour les sols béton devant rester apparents.

Dosages d'emploi

- Dosage pour action anti-fissuration : 600g/m³.
- Dosage pour la protection au feu des bétons durcis : de l'ordre de 2 kg/m³ (consulter nos services techniques).

Domaines d'utilisation

Bétons et micro bétons pour :

- Sols bétons destinés à rester apparents (Procédé Solacir®)
- Dallages bétons (industriel et non industriel)
- Voiries béton (désactivés ou non)
- Bétons projetés

Mortiers – enduits.

Chapes.

Eléments préfabriqués (renforcement des arêtes, résistance aux chocs).

Avantages

- Action sur retrait plastique permettant la suppression des treillis antifissuration
- Très bonne facilité de dispersion et répartition dans le béton
- Amélioration de l'homogénéité du béton et réduction du risque de ressuage
- Quasi invisible à l'œil nu
- Amélioration de la tenue au feu des bétons
- Renforcement des arêtes
- Amélioration de la résistance aux chocs

Mise en oeuvre

Présentée en sacs prédosés de 600 g ou 900 g pour 1 m³ de béton, SINTA™ VBA est dispersée soit dans le malaxeur avant mouillage, soit directement dans le camion à la centrale BPE.

Caractéristiques techniques

- Titulaire du marquage CE, conformément à la norme NF EN 14 889-2
- Polypropylène vierge
- Résistance aux acides et alcalins : élevée
- Densité : 0,905
- Longueur : disponibles en :
 - 12 mm. +/- 1,5 mm (SINTA™ VBA M2212)
 - 18 mm. +/- 1,5 mm (SINTA™ VBA M2218)
- Diamètre : 22 µm (mini 21,1 µm / maxi 23,3 µm)
- Environ : 136 millions de fibres/sac de 600 g, 204 millions de fibres/sac de 900g
- Essai de consistance Vébé :
 - Avec 900 gr de fibres : 5,3 secondes
 - Avec 600 gr de fibres : 6,3 secondes

Conservation

5 ans en emballage d'origine.

Conditionnement

Sac de 600 g.
Carton de 30 sacs.
Palette de 30 cartons (900 sacs soit 540 kg).

Sac de 900 g.
Carton de 20 sacs.
Palette de 30 cartons (600 sacs soit 540 Kg).

Sécurité

Non réglementé.
Ce produit doit être conservé dans son emballage d'origine.
Pour plus d'informations, consulter notre fiche de données de sécurité.

Transport

Non réglementé.

5. Récapitulatif des campagnes de production de béton réalisées durant la thèse

Année	2020		2022
Date des fabrications	C1 08 au 17 septembre	C2 05 au 07 octobre	C3 08 au 11 mars
Quantité totale approximative [L]	11000 à 12000	2000	6000
Nombre de gâchée [320 à 370 L] par béton	8	2*PERFDUB41 4*PERFDUB38	4
Catégorie d'essais planifiés par béton	<ul style="list-style-type: none"> - Caractérisation du béton (Résistance en compression, Module de Young, Porosité, etc.) - Caractérisation de la cinétique du séchage - Essai au feu à 3 mois et à 23 mois de séchage en conditions normalisées 	<ul style="list-style-type: none"> - Essai au feu Premier test du séchage accéléré 	<ul style="list-style-type: none"> - Caractérisation du béton (Résistance en compression) - Essai au feu à 3 mois de séchage accéléré
Nombre de dalle 170 x 98 x30 cm par béton	4	2	2
Nombre total de dalle	16	4	8
Nombre d'éprouvettes par béton	80	17	25
Nombre total d'éprouvettes	320	34	100

6. Ecart avec la perte en masse à l'infini et le temps de séchage respectivement pour un arrêt à 98 % et à 95 % de la valeur à l'infini

PERFDUB38				
4,89 mm d'épaisseur 23 °C				
Palier d'HR 23 °C/40 °C	98 % de la valeur à l'infini (V_{inf})		95 % de la valeur à l'infini (V_{inf})	
	Ecart avec V_{inf} [%]	Temps de séchage [jours]	Ecart avec V_{inf} [%]	Temps de séchage [jours]
97,42	8,E-03	21	2,E+01	17
90,4	3,E-03	62	6,E-03	49
75,36	4,E-03	62	9,E-03	49
63,2	5,E-03	49	1,E-02	37
53,49	8,E-03	49	2,E-02	37
32,9	7,E-03	86	2,E-02	66
4,71 mm d'épaisseur 40 °C				
95,89	1,E-02	15	2,E-02	13
89,5	5,E-03	45	1,E-02	37
74,68	6,E-03	70	2,E-02	53
60,16	2,E-02	49	3,E-02	41
48,42	5,E-03	49	9,E-03	41
31,6	2,E-02	49	3,E-02	41

VeRCoRs				
4,52 mm d'épaisseur 23 °C				
Palier d'HR 23 °C/40 °C	98 % de la valeur à l'infini (V_{inf})		95 % de la valeur à l'infini (V_{inf})	
	Ecart avec V_{inf} [%]	Temps de séchage [jours]	Ecart avec V_{inf} [%]	Temps de séchage [jours]
97,42	1,E-02	17	4,E-02	13
90,4	6,E-03	62	2,E-02	45
75,36	4,E-03	53	9,E-03	41
63,2	7,E-03	45	1,E-02	37
53,49	8,E-03	37	2,E-02	29
32,9	4,E-03	53	1,E-02	41
5,74 mm d'épaisseur 40 °C				
95,89	8,E-03	13	4,E-02	9
89,5	8,E-03	37	2,E-02	29
74,68	7,E-03	49	2,E-02	37
60,16	1,E-02	49	4,E-02	37
48,42	2,E-03	74	6,E-03	57
31,6	7,E-03	33	2,E-02	25

7. Discussion de l'effet de l'hydratation et les effets du coffrage

La prédiction du profil hydrique est réalisée tout en négligeant les effets de l'hydratation et les effets de paroi ainsi que de la fissuration. En l'occurrence, l'identification des paramètres du modèle est basée sur une campagne expérimentale réalisée sur un matériau mature. Une investigation de l'impact de l'hydratation et des effets de paroi s'impose pour valider le choix d'un modèle simplifié ou sinon pour revenir ajuster ce dernier pour se rapprocher au mieux du profil hydrique réel.

Effet d'hydratation

- Modèle de séchage : paramètres dépendant de l'hydratation

En intégrant la quantité d'eau consommée par la réaction d'hydratation \dot{m}_{hyd} dans le modèle de séchage, l'équation bilan aura la forme suivante :

$$\rho_l \left[\Phi \left(1 - \frac{\rho_v}{\rho_l} \right) \right] \frac{\partial S_l}{\partial t} = \text{div} \left[\frac{\partial p_c}{\partial S_l} \left(K_l \frac{\rho_l}{\mu_l} + D_v h \frac{p_{vs}}{\rho_l} \left(\frac{M_w}{RT} \right)^2 \right) \text{grad}(S_l) \right] - \dot{m}_{hyd} \quad (1)$$

Les processus de l'hydratation du ciment sont accompagnés, comme expliquée dans le Chapitre 2, de la consommation de l'eau disponible dans le mélange pour la formation des hydrates qui remplissent la microstructure. Cette réaction est thermoactivée. L'équation (2) montre une loi d'évolution de la cinétique d'hydratation thermoactivée selon [Dubouchet 1992; Humbert 1989]. Si ce modèle présente l'avantage de prendre en compte l'effet de la température, il n'est valable qu'en condition endogène.

$$\dot{\alpha} = \tilde{A}(\alpha) e^{\left(-\frac{Ea}{RT} \right)} \quad (2)$$

avec $\tilde{A}(\alpha)$ est l'affinité chimique qui dépend du liant étudiée et peut être déterminée expérimentalement à l'aide des essais de calorimétrie adiabatique, Ea l'énergie d'activation.

Le couplage séchage hydratation est difficile à inclure dans le modèle. De fait, la quantité d'eau consommée dépend du type du liant, de l'addition et de la cinétique de réactivité de ces dernier. En outre, le séchage dépend fortement des propriétés de transfert et celle-ci évoluent avec la progression de l'hydratation, i.e., la porosité et la perméabilité à l'eau liquide.

- Investigation qualitative de l'effet sur la cinétique de séchage

Eau libre, eau liée

La consommation de l'eau par la réaction pouzzolanique de la silice et du métakaolin ne fait consensus dans la littérature. Les valeurs vont de 0,5 jusqu'à 2,75 molécules par mol d'addition [Lu et al. 1993; Bentz 2000]. La Figure 1 montre l'évolution de l'eau libre et liée dans les bétons étudiées en fonction du temps. L'estimation est réalisée à l'aide du modèle présenté dans le chapitre 4, équation 5.3 et 5.4. C'est une estimation simplifiée qui suppose que la quantité de liant est la somme des quantités du ciment et de l'addition. L'eau totale (eau d'ajout + eau des granulats + eau d'adjuvant) est utilisée pour le calcul de la quantité libre. Les courbes montrent que pour les bétons PERFDUB38 et 41 (BHP, E/C est respectivement égale à 0,38 et 0,35), la quantité d'eau liée dépasse à partir de 50 jours d'âge environ la quantité d'eau libre. Au-delà, les deux valeurs se stabilisent. Cette constatation est pertinente et mène à réfléchir si le mode de séchage exercerait une influence importante sur la sensibilité à

l'écaillage. Vraisemblablement, en supposant une hydratation complète homogène dans le matériau, c'est le profil de température dans la profondeur de la structure qui définira quel type d'eau va influencer les mécanismes d'écaillage. Bien évidemment, dans la zone au voisinage de la surface, la température monte rapidement et donc l'eau libre et liée sont toutes les deux impliquées. Dans le béton VeRCoRs et CETU, la quantité d'eau liée atteint une valeur finale à partir de 28 jours environ et c'est quantité d'eau libre qui est prépondérante. Cela suppose un effet plus marqué du mode de conservation sur la sensibilité à l'écaillage.

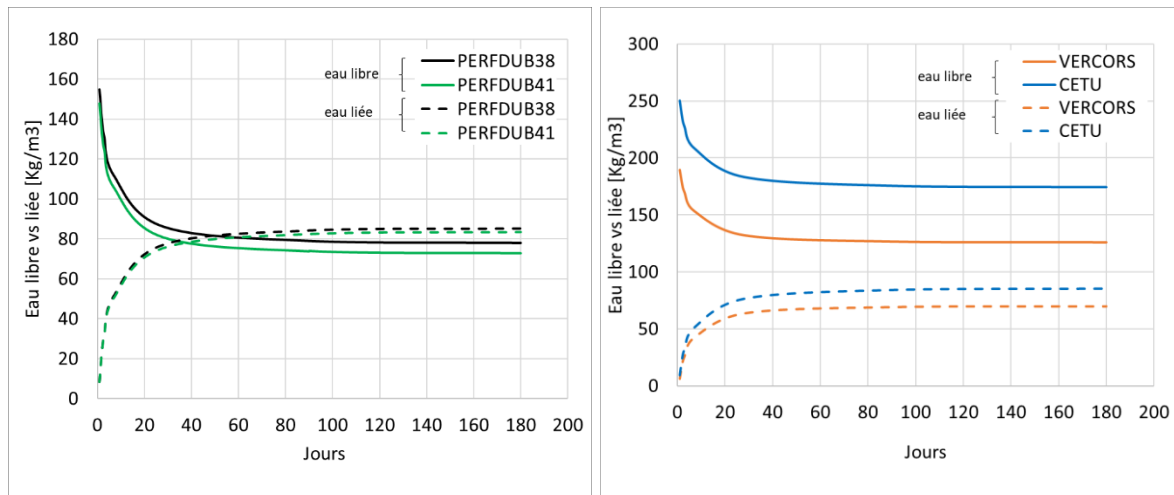


Figure 1 – Evolution de la quantité d'eau libre et liée selon la composition des bétons, (Eau libre = eau totale – eau liée)

Evolution des propriétés de transfert

L'évolution de la porosité estimée à l'aide du modèle de Powers en fonction du degré d'hydratation est présentée dans la Figure 2 [Powers and Brownyard 1946]. La porosité diminue linéairement avec l'avancement de l'hydratation. Le ciment anhydre réagit avec l'eau libre disponible dans la porosité capillaire pour former les hydrates (à densité constante) et conduisant à la réduction du diamètre des pores. L'estimation des lois d'évolution est pertinente et peut être introduite dans le modèle de séchage pour optimiser la prédiction de profil hydrique à jeune âge.

La perméabilité à l'eau liquide varie aussi avec l'évolution de l'hydratation, de la porosité et de la microstructure. Le Model code 2010 propose une loi d'évolution en fonction de la résistance moyenne en compression pour un matériau mature selon l'équation (3)(3) [Taerwe and Matthys 2013]. Si l'évolution de la résistance en compression en fonction du degré de saturation est intégrée, le modèle pourrait fournir une meilleure prédiction du profil hydrique.

$$K_w [m \cdot s^{-1}] = \frac{4 \cdot 10^{-3}}{Rcm^6} \quad (3)$$

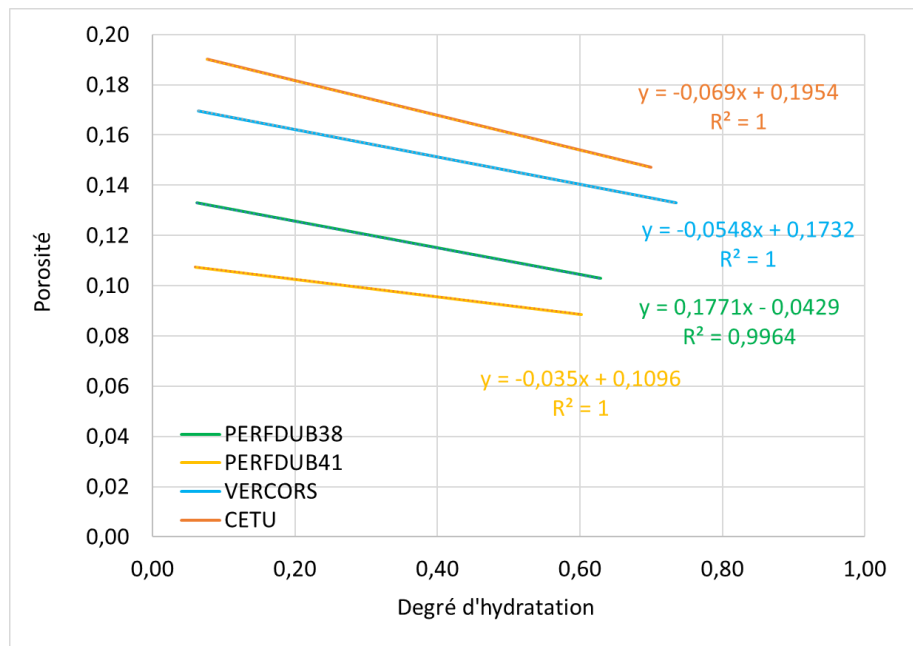


Figure 2 – Evolution de la porosité en fonction du degré de saturation

Impact sur la résistance en compression

[Lackner and Mang 2004; Waller et al. 2004] proposent une loi d'évolution linéaire de la résistance en compression et le degré d'hydratation α à travers le seuil de percolation mécanique α_s au-delà duquel la résistance en compression est nulle, et en fonction de la résistance à l'infini $R_{c\infty}$ (équation (4)). La valeur proposée pour le seuil est de 0,1 [Byfors 1980]. Ayant les résistances en compression à différentes échéances en cure humide et sèche (7, 28, et 90 jours), le degré d'hydratation est calculé dans les 4 bétons en supposant une résistance en compression finale à 90 jours.

$$\frac{R_c(\alpha)}{R_{c\infty}} = \left(\frac{\alpha - \alpha_s}{1 - \alpha_s} \right) \quad (4)$$

La résistance en compression est tracée en fonction du degré d'hydratation dans la Figure 3. Les valeurs obtenues sont cohérentes avec les résultats de [Byfors 1980] cité dans [Torrenti and Benboudjema 2005] (Figure 4).

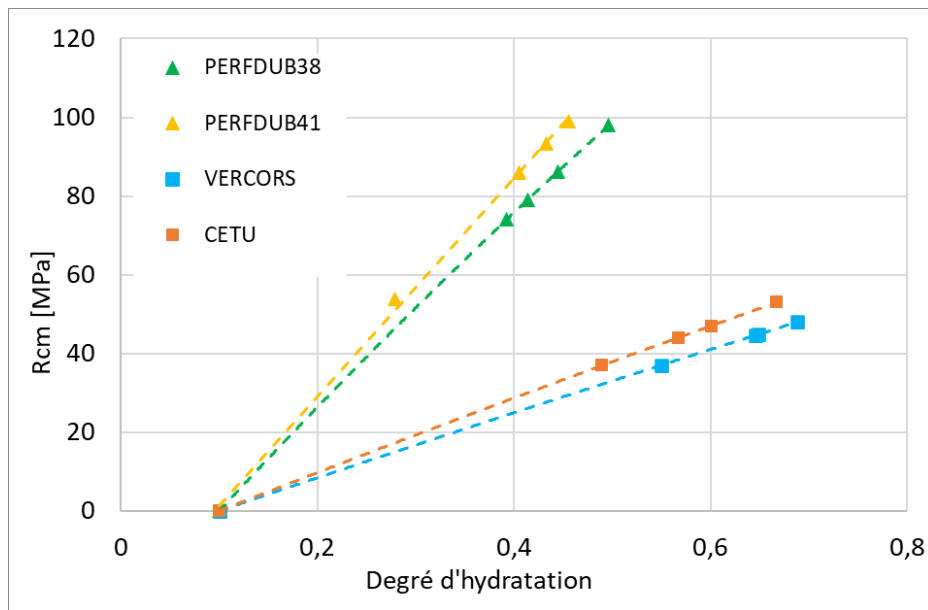


Figure 3 – Evolution de la résistance en compression en fonction du degré d'hydratation

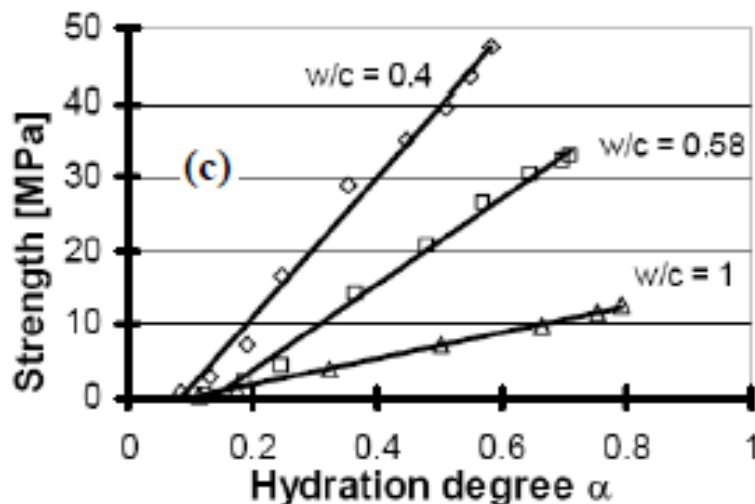


Figure 4 – Evolution de la résistance en compression en fonction du degré d'hydratation dans des bétons à base du CEM I selon [Byfors 1980]

- Synthèse et perspectives

La réaction d'hydratation influence la répartition de l'eau dans la microstructure liée/libre. Si le matériau est exposé à un gradient hydrique à jeune âge, une compétition entre le séchage et l'hydratation aura lieu implique un ralentissement de la cinétique des deux processus. Dans la zone au voisinage de la surface séchant, le séchage est à priori prépondérant alors qu'en cœur, c'est l'hydratation qui l'est. La température joue bien évidemment un rôle important dans les deux mécanismes. La prise en compte de la quantité d'eau consommée globalement par la réaction de l'hydratation permettrait de rapprocher du profil hydrique réel. Néanmoins, sans considérer le couplage entre les deux mécanismes et l'évolution dans les propriétés de transfert au cours du temps en plus des effets de la température, il sera difficile de restituer avec précision le profil hydrique expérimental.

En perspective, une première approximation sera testée. Elle consiste à intégrer la quantité d'eau consommée par la réaction d'hydratation et l'évolution des propriétés de transfert. La comparaison avec le profil expérimental permettrait de savoir à quel point il est nécessaire de prendre en compte le couplage des mécanismes. Dans la partie suivante, une approche numérique d'investigation des effets de paroi est présentée.

Effets de paroi : effet du coffrage

Un autre paramètre non pris en compte dans la modélisation du séchage est l'effet du coffrage sachant que les mesures de teneur en eau sont réalisées à partir de la surface qui a été coffrée lors du coulage. Généralement entre une surface coffrée et non coffrée, nous constatons visuellement que la surface coffrée est lisse et ne comporte pas de granulats apparents. En outre, du côté de la surface coffrée la fraction de pâte de ciment est plus élevée donc intuitivement, une teneur en eau plus élevée est attendu et donc une cinétique de séchage plus élevée. L'objectif de cette partie est d'investiguer l'effet du coffrage indépendamment du sens du coulage et de définir la zone qui a été perturbée par le coffrage. Une nouvelle approche d'estimation de la perturbation induite par le coffrage sur les propriétés du béton est présentée.

Effets de paroi dans les bétons

L'un des principaux avantages de l'utilisation du béton est sa maniabilité à l'état frais. Il est coulé dans des coffrages et peut ainsi prendre les formes les plus variables. Néanmoins, le coffrage n'est pas sans effet sur le béton. Il peut perturber la disposition des granulats ; cet effet est connu sous le nom d'effet de paroi et il est généralement négligé dans les expériences et les calculs numériques. Jusqu'à présent, il n'existe pas de méthode numérique pour quantifier la gradation des propriétés mécaniques et de transfert dans le béton à cause du coffrage.

Des études expérimentales ont identifié une gradation des propriétés due aux effets de paroi dans les matériaux à base de ciment [Kreijger 1984b; Bissonnette et al. 2018; Liu et al. 2020] comme montre la Figure 5. Dès le début des années 1960, l'importance de prendre en compte l'effet de l'inclusion (granulaire) du béton a été soulignée comme un facteur influençant la résistance à la compression du béton. [De Larrard 1999]. [Liu et al. 2020] ont montré que la surface du béton est principalement composée de pâte de ciment, et que les granulats grossiers commencent à apparaître à mesure que l'on s'éloigne des murs. Des approches numériques ont également été adoptées pour quantifier la façon dont les coffrages modifient la distribution des granulats et de la pâte de ciment à proximité des murs. Simulation de sphères dures [Zheng et al. 2003] et ellipsoïdal [Xu et al. 2013] ont permis de quantifier les profils de fraction volumique des granulats et de la pâte de ciment dans un système simplifié. A ce jour, aucun travail de modélisation n'a étudié comment une telle gradation de microstructure affecte les propriétés de la zone de couverture. Le but de ce travail est, d'estimer les profils de fraction volumique des granulats et des propriétés du béton et de quantifier numériquement la gradation induite par le coffrage.

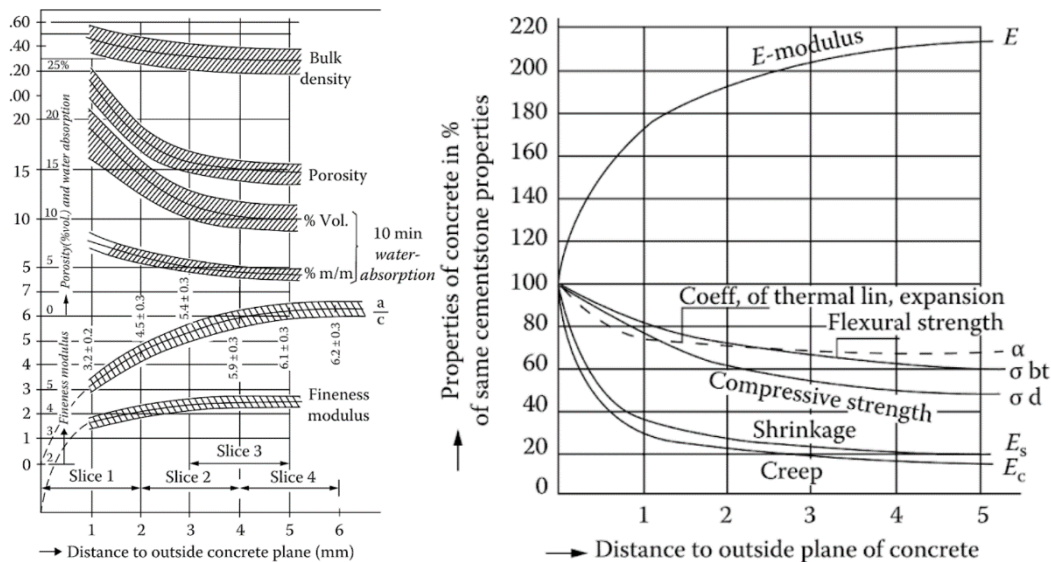


Figure 5 – Estimation des propriétés mécaniques dans les 5 premiers millimètres de la surface des bétons. (b) : composition et propriétés de la zone de peau (Kreijger, cité par Bissonnette et al., 2016)

Modélisation de l'effet du coffrage

L'approche numérique consiste à utiliser un outil de simulation moléculaire afin de simuler l'effet du coffrage sur la distribution des granulats et du mortier dans le béton. Les granulats sont représentés par des sphères interagissant via un potentiel de Lennard-Jones généralisé tronqué (qui se rapproche d'un potentiel sphères dures). Cette approche permet d'obtenir les profils des particules (nombre, masse et position) selon le référentiel d'intérêt (par exemple les directions confinées). Les distributions basées sur le nombre de particules à chaque position sont transformées en profils continus de fractions volumiques en utilisant une convolution.

Simulation de l'arrangement granulaire sous confinement

Nous proposons une nouvelle approche pour simuler la distribution des granulats dans des géométries confinées, basée sur un outil développé pour effectuer des simulations moléculaires (en utilisant LAMMPS [Plimpton 1995]). L'idée est de représenter les granulats par des sphères polydispersées, d'adopter des interactions approximant le potentiel des sphères dures, et d'effectuer des simulations de Monte Carlo pour remplir la géométrie confinée. Le post-traitement permet de calculer les profils des granulats qui seront utilisés dans l'estimation de la gradation des propriétés [Plimpton 1995; Plimpton and Hendrickson 1996; Clark et al. 1991; Pinches et al. 1991; Plimpton and Wolf 1990].

Potentiel des sphères pseudo-solides

Le potentiel de la paire de sphères dures (*Hard Sphere (HS)*) s'écrit selon l'équation suivante :

$$U_{HS}(r_{ij}) = \begin{cases} \infty, & r_{ij} < \sigma_{ij} \\ 0, & r_{ij} \geq \sigma_{ij} \end{cases} \quad (5)$$

Où r_{ij} est la distance entre les centres de particules i et j , $\sigma_{ij} = \frac{\sigma_i + \sigma_j}{2}$ est la moyenne entre les diamètres σ_i et σ_j des particules i and j , représentant la distance entre leur centres respectifs quand ils sont en contact. La nature discontinue et non bornée de ce potentiel rend difficile son implémentation numérique. Une solution est l'utilisation d'un pseudo potentiel HS qui est continu. Le potentiel HS peut être approximé par un potentiel de Lennard-Jones (ou de Mie) généralisé, décalé et tronqué [Jover et al. 2012]:

$$U_{HS}^p(r_{ij}) = \begin{cases} \frac{\lambda_r}{\lambda_r - \lambda_a} \left(\frac{\lambda_r}{\lambda_a} \right)^{\frac{\lambda_a}{\lambda_r - \lambda_a}} \epsilon_{ij} \left[\left(\frac{\sigma_{ij}}{r_{ij}} \right)^{\lambda_r} - \left(\frac{\sigma_{ij}}{r_{ij}} \right)^{\lambda_a} \right] + \epsilon_{ij}, & r_{ij} < r_{cutoff} \\ 0, & r_{ij} \geq r_{cutoff} \end{cases} \quad (6)$$

Où λ_r et λ_a sont les exposants des termes répulsif et attractif du potentiel de Mie, respectivement ; ϵ est la profondeur du puits potentiel ; et $r_{cutoff} = \left(\frac{\lambda_r}{\lambda_a} \right)^{\frac{\lambda_a}{\lambda_r - \lambda_a}} \sigma_{ij}$ est la distance de coupure par paire. Par conséquent, seule la partie répulsive du potentiel est effective, et le décalage rend le potentiel lisse (classe C1) pour tous les points suivants r_{ij} . Jover et al. [Jover et al. 2012] montrent qu'en utilisant $\lambda_r = 50$ et $\lambda_a = 49$ conduisent à une bonne reproduction du comportement du HS. Pour les systèmes polydispersés, la règle de mélange de Lorentz-Berthelot $\epsilon_{ij} = \sqrt{\epsilon_{ii}\epsilon_{jj}}$ and $\sigma_{ij} = (\sigma_{ii} + \sigma_{jj})/2$ peut être appliqué pour décrire les interactions entre les différentes classes de taille de particules.

L'interaction des parois de confinement est décrite par le potentiel de Lennard-Jones 12-6 habituel, mais également sous une forme tronquée et avec un décalage :

$$U_{LJ}^w(r_{iw}) = \begin{cases} 4\epsilon_w \left[\left(\frac{\sigma_i}{r_{iw}} \right)^{12} - \left(\frac{\sigma_i}{r_{iw}} \right)^6 \right] + \epsilon_w, & r_{ij} < r_{cutoff} \\ 0, & r_{ij} \geq r_{cutoff} \end{cases} \quad (7)$$

Où la distance entre le centre de la particule i et la paroi, et ϵ_w est la profondeur du puits d'énergie associé aux interactions avec les parois. Le mur LJ est placé au bord de la boîte de simulation, et la coupure dans ce cas est $r_{cutoff} = \sigma_i/2$. Avec cette hypothèse, la paroi fonctionne comme une paroi dure. La Figure 6 montre les différents potentiels cités et le potentiel LJ retenu.

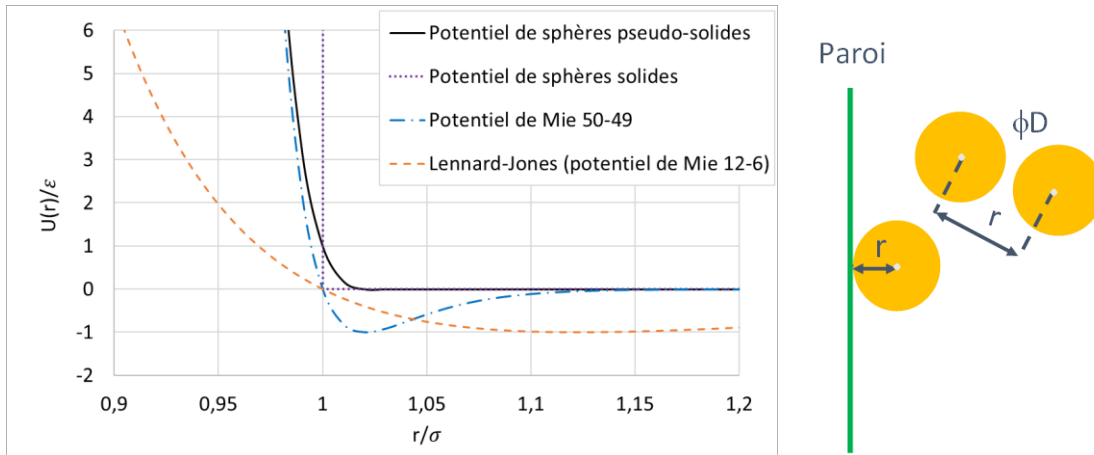


Figure 6 – Potentiel de sphères dures et pseudo-dures.

Simulations GCMC de l'empilement granulaire du béton

Les simulations Grand Canonical Monte Carlo (GCMC) sont adaptées pour modéliser des systèmes avec un nombre variable de particules et sont utilisées ici pour simuler l'emballage granulaire dans un système confiné. Dans une simulation GCMC, l'insertion d'une particule est acceptée selon la probabilité suivante [D. Frenkel and B. Smit 2002].

$$acc(N \rightarrow N+1) = \min \left(1, \frac{V}{\Lambda^3(N+1)} \exp \left[-\frac{\Delta U - \mu}{k_b T} \right] \right) \quad (8)$$

Tel que V est le volume, Λ est la longueur d'onde de De Broglie thermique, $\Delta U = U(N) - U(N+1)$ est la variation de l'énergie potentielle due à l'insertion d'essai, μ est le potentiel chimique, k_b est la constante de Boltzmann, et T est la température. Notez que dans nos simulations, la température et le potentiel chimique ne doivent pas nécessairement avoir une signification physique et peuvent être utilisés pour imposer l'insertion des particules et promouvoir un meilleur empilement s'ils sont combinés à la dynamique. Les retraits peuvent être évités en choisissant une grande valeur de μ , ce qui favorise l'insertion de particules.

Profils de la fraction volumique des granulats

La fraction volumique des granulats peut être calculée directement à partir des particules en utilisant la convolution [Nygård et al. 2012]:

$$\phi_i^s(x) = N_i(x) \otimes P_{sph}(x, R_i) = \sum_j N_j(x_j) P_{sph}(x_j - x, R_i) \quad (9)$$

$P_{sph}(x, R)$ est la projection de la sphère dont le centre est situé au point o_i et R est le rayon de la sphère.

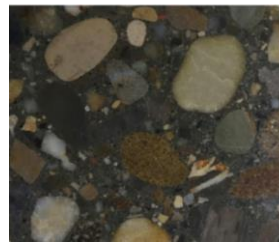
$$P_{sph}(r, R) = \begin{cases} 0, & r < -R \\ \pi(R^2 - r^2), & -R \leq r \leq R \\ 0, & r \geq R \end{cases} \quad (10)$$

Estimation de la gradation des propriétés par la micromécanique

Volume élémentaire représentatif (REV) et gradation de la microstructure

Les schémas d'homogénéisation peuvent être utilisés pour estimer les propriétés effectives de matériaux hétérogènes dans lesquels un volume élémentaire représentatif (REV) peut être défini. Dans un VER, toutes les hétérogénéités (différentes phases présentes) et leur variabilité spatiale (en termes de distribution spatiale et d'orientation) doivent être représentées statistiquement. Un VER ne peut pas être défini dans les systèmes avec une gradation de microstructure, mais une approximation locale peut être faite. Pour la zone perpendiculaire à la gradation de microstructure, les critères pour définir un VER sont respectés. Le comportement local par tranche peut être approximé comme le comportement d'un milieu 3D ayant une microstructure similaire à celle de la tranche. Dans ce cadre, les schémas d'homogénéisation habituels peuvent être appliqués localement pour obtenir l'évolution des propriétés en fonction de la gradation de la microstructure. Corroborant la pertinence de cette stratégie, plusieurs auteurs l'adoptent pour appliquer les schémas d'homogénéisation classiques dans le cas de matériaux avec gradation fonctionnelle (e.g. [Paulino et al.]).

Schéma d'homogénéisation de Mori-Tanaka [Mori and Tanaka 1973b] est utilisé pour calculer le profil des propriétés. Dans ce cas, le béton est considéré comme un matériau biphasé, où le mortier constitue la matrice et les granulats la phase d'inclusion (Figure 7). Plus de détails sur la méthode d'homogénéisation utilisée sont décrits dans la section suivante.



Matrice = mortier
Inclusion = granulats

Figure 7 – Matrice et phases d'inclusion de l'homogénéisation Mori-Tanaka utilisées pour estimer la gradation des propriétés.

Estimation des propriétés élastiques

Pour un (N+1)-phase matériau hétérogène présentant une morphologie matrice/inclusion dans laquelle N des inclusions sphériques isotropes sont placées au hasard dans un milieu hôte (phase matricielle percolante), les estimations de Mori-Tanaka des modules effectifs de compressibilité et de cisaillement sont respectivement [Mori and Tanaka 1973a]:

$$\frac{K^{MT}-K_0}{K^{MT}+\frac{4}{3}G_0} = \sum_{i=1}^N f_i \frac{K_i-K_0}{K_i+\frac{4}{3}G_0} \quad (11)$$

$$\frac{G^{MT}-G_0}{G^{MT}+H_0} = \sum_{i=1}^N f_i \frac{G_i-G_0}{G_i+H_0} \quad (12)$$

$$H_0 = \frac{G_0 \left(\frac{3}{2}K_0 + \frac{4}{3}G_0 \right)}{K_0 + 2G_0} \quad (13)$$

où f_i est la fraction volumique de la phase i . K^{MT} module de compressibilité effectif. G^{MT} module de cisaillement effectif. Dans cette expression, l'indice 0 représente la phase matricielle et les indices $i \in [1, N]$ pour les inclusions.

Sous l'hypothèse de (macro-)isotropie, le module de Young effectif local E^{MT} et le coefficient de Poisson ν^{MT} peut être calculés à partir des modules de compressibilité et de cisaillement avec les expressions suivantes :

$$E^{MT} = 9K^{MT}G^{MT} / (3K^{MT} + G^{MT}) \quad (14)$$

$$\nu^{MT} = (3K^{MT} - 2G^{MT}) / [2(3K^{MT} + G^{MT})] \quad (15)$$

Estimation des propriétés de type conductivité

Par analogie mathématique, l'homogénéisation de la conductivité thermique, de la conductivité électrique, de la permittivité diélectrique et de la diffusivité sont équivalentes. [Torquato 2002]. L'expression du schéma de Mori-Tanaka (ou Maxwell-Garnet) pour les

propriétés de type conductivité pour une (N+1)-phase d'un matériau hétérogène avec une morphologie matrice/inclusion dans laquelle N inclusions sphériques isotropes sont placées au hasard dans un milieu hôte (phase matrice percolante) est donnée par [Hashin and Shtrikman 1963; Mori and Tanaka 1973a]:

$$\frac{\lambda^{MT}-\lambda_0}{\lambda^{MT}+2\lambda_0} = \sum_{i=1}^N f_i \frac{\lambda_i-\lambda_0}{\lambda_i+2\lambda_0} \quad (16)$$

où à nouveau l'indice 0 représente la phase de la matrice et les indices $i \in [1, N]$ pour les inclusions.

Le tableau 1 rapporte les propriétés de chaque phase. Les modules de compressibilité et de cisaillement sont tirés de [Bentz et al. 2017]. La perméabilité des granulats est très faible comparée à la perméabilité des mortiers. Dans cette étude, la perméabilité des granulats est considérée comme nulle et on adopte une perméabilité sans dimensions (normalisée par rapport à la perméabilité de la matrice).

Tableau 1 – Propriétés de chaque phase, choisies pour l'homogénéisation (les modules de compressibilité et de cisaillement sont tirés de [Bentz et al. 1999])

Propriétés	Granulats	Matrice cimentaire
Module de compressibilité K (GPa)	67	13
Module de cisaillement G (GPa)	30	9
Perméabilité (-)	0	1

Résultats et discussion

Cas monodisperse – validation de la méthode

L'objectif de cette partie est de valider la méthode LAMMPS décrite, ci-avant. Les résultats sont confrontés à des résultats en littérature proposés par [Nygård et al. 2012]. Dans l'étude citée, l'évolution de la fraction volumique des particules nanométriques dont le diamètre $D = 69.2$ nm dans la direction confinée de largeur $L = 2.45 D$ est estimée en utilisant la théorie de Percus-Yevick du second ordre. C'est un cas d'un confinement très prononcé. La théorie citée permet de calculer explicitement les corrélations de paires des fluides confinés [Kjellander and Sarman 1988; Henderson et al. 1997]. La méthode est validée par l'auteur par des mesures expérimentales. La Figure suivante présente les résultats obtenus en utilisant la méthode anisotrope de Percus-Yevick et la méthode LAMMPS. La comparaison montre une bonne cohérence des résultats obtenus avec les deux méthodes mentionnées. Ainsi, la méthode LAMMPS est validée et pourrait être utilisée pour quantifier la distribution des granulats dans le béton. (Figure 8).

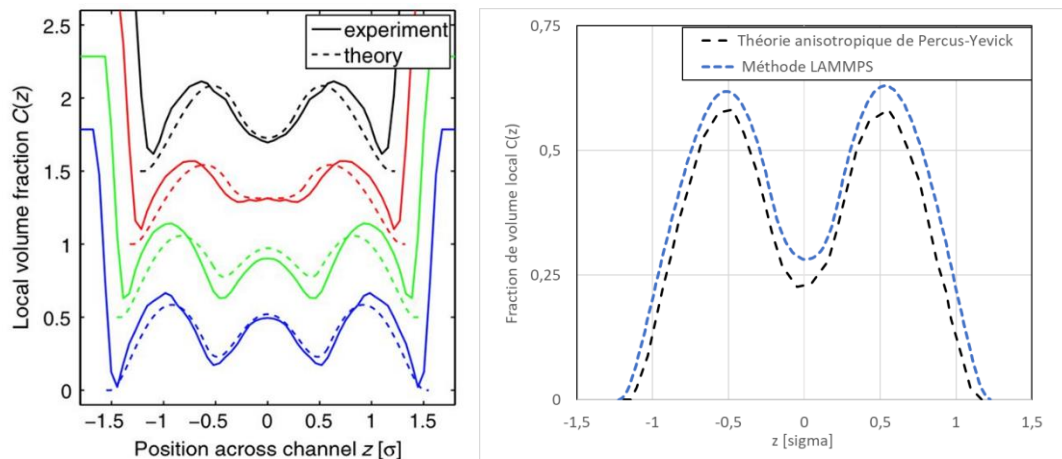


Figure 8 – Evolution de la fraction volumique des particules nanométriques $D = 69,2$ nm dans la direction confinée de largeur $L = 2,45 D$ estimée par [Nygård et al. 2012] par rapport à la méthode LAMMPS

Cas polydisperses – application sur le béton VeRCoRs

Confinement 1D

Un calcul de la distribution granulaire dans le béton est effectué une fois la méthode validée pour un cas de distribution monodisperse. L'application consiste à simuler la distribution granulaire d'une formule de béton à partir des courbes granulométriques réelles. Le béton simulé est le béton VeRCoRs d'EDF avec deux classes de granulats G4/11 et G8/16. Au total, le calcul considère 11 diamètres différents avec une fraction volumique totale de 40 % et un diamètre maximal de 25 mm.

La perturbation générée par le coffrage est principalement liée aux gros granulats [Granger 1995; De Larrard et al. 2022]. Par conséquent, pour des raisons de simplification du problème, le sable et la pâte de ciment ne sont pas considérés dans les simulations. Dans cette partie, un confinement unidirectionnel est appliqué d'abord selon la direction x pour évaluer la variabilité du remplissage, l'effet de la largeur confinée, puis l'effet du diamètre maximal des granulats (en comparant les résultats obtenus avec un calcul basé sur une distribution différente des granulats). La deuxième partie consiste à effectuer un calcul en considérant une configuration de confinement réaliste sur une éprouvette de béton VeRCoRs de $7 \times 7 \times 28$ cm, c'est-à-dire un coffrage sur toutes les surfaces + une surface libre non moulée.

La variabilité configurationnelle du remplissage est évaluée en effectuant 5 simulations indépendantes, dans lesquelles les valeurs en contrôlant les tirages pseudo-aléatoires de la simulation de Monte Carlo sont modifiées. La Figure 9 présente la valeur moyenne et l'écart-type de la fraction volumique des granulats, ainsi que le profil estimé des propriétés effectives. La variabilité résultante est faible pour la fraction volumique des granulats (l'écart-type maximum est égal à 0,015) et très faible pour les propriétés effectives.

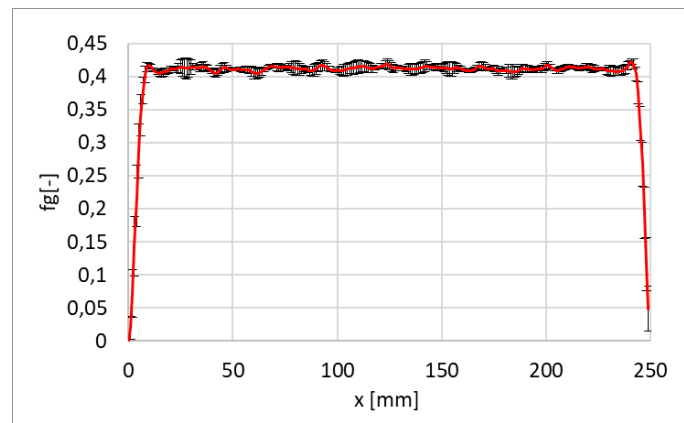


Figure 9 – Variabilité liée au tassement des granulats, respectivement sur le profil de la fraction volumique f_g

En se basant sur les profils de fraction volumique calculés, les propriétés de transport, la perméabilité en particulier, et mécaniques (module de Young) sont estimées par le schéma Mori-Tanaka à partir d'une homogénéisation classique en considérant le mortier comme la matrice et les granulats comme inclusion.

Pour évaluer l'épaisseur de la zone perturbée par la paroi, nous calculons dans la Figure 10 le profil de la fraction volumique des granulats sur les 50 premiers millimètres dans la direction confinée pour différentes largeurs de confinement : 3 D_{max} , 4 D_{max} , 5 D_{max} , et 10 D_{max} . Dans le système le plus confiné (3 D_{max}), les effets des paroi opposées se superposent conduisant à une augmentation de la fraction volumique moyenne des granulats même dans le cœur de l'échantillon. La largeur du confinement n'a pas d'effet majeur sur l'épaisseur perturbée par la paroi : dans tous les cas, la distance perturbée par la paroi est approximativement $D_{max}/2$. Cette observation corrobore des études précédentes indiquant que l'épaisseur perturbée par le coffrage dépend directement du diamètre maximal des granulats [Granger 1995]. Nous vérifions la validité de cette observation pour d'autres granulométries de granulats dans la Figure 11, dans laquelle sont considérés des granulats utilisés dans d'autres conceptions de mélanges de béton : F1 le béton VeRCoRs avec $D_{max} = 16$ mm, F2 le béton CETU avec $D_{max} = 20$ mm, et F3 le béton B11 avec $D_{max} = 12,5$ mm (la fraction volumique totale est la même et est égale à 40 %). La formulation avec la plus petite D_{max} a montré une plus petite épaisseur perturbée par le mur comme prévu. Ainsi, l'épaisseur perturbée dépend fortement du diamètre maximal des granulats. Elle est très inférieure à la moitié du diamètre maximal de l'agrégat. [Granger 1995] montre la gradation dans la zone de la paroi où la distribution des pâtes de ciment et des granulats serait constante à partir d'une distance R (supérieure au diamètre maximal des granulats) de la paroi, comme indiqué sur la Figure 12.

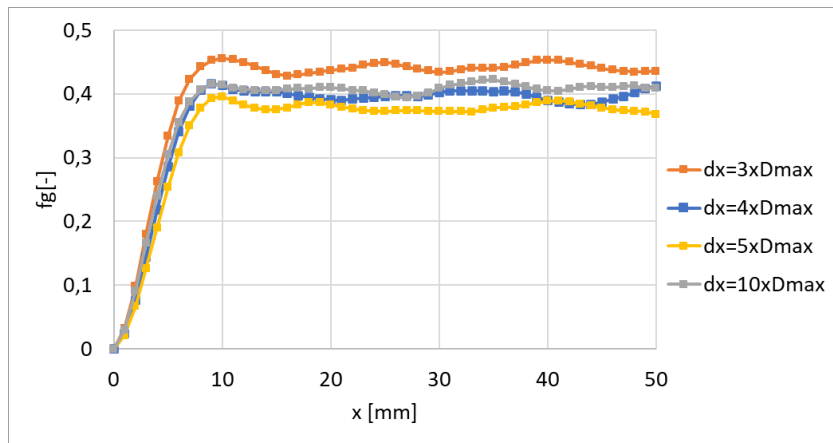


Figure 10 – Evolution de la fraction volumique des granules pour différentes valeurs de la dimension confinée x sur les 50 premiers millimètres – dimension de la boîte de simulation dx variable, $dy=dz=20 D_{max}$

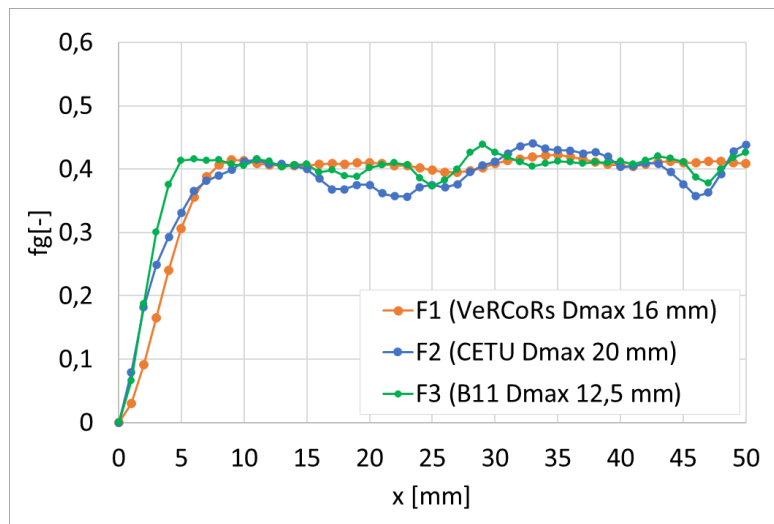


Figure 11 – Fraction volumique des granules dans 3 formules de béton : F1 le béton VeRCoRs avec $D_{max} = 25$ mm, F2 le béton CETU avec $D_{max} = 25$ mm et une distribution différente des granules, et F3 le béton B11 avec $D_{max} = 12,5$ mm (la fraction volumique totale est la même et est égale à 40 %)

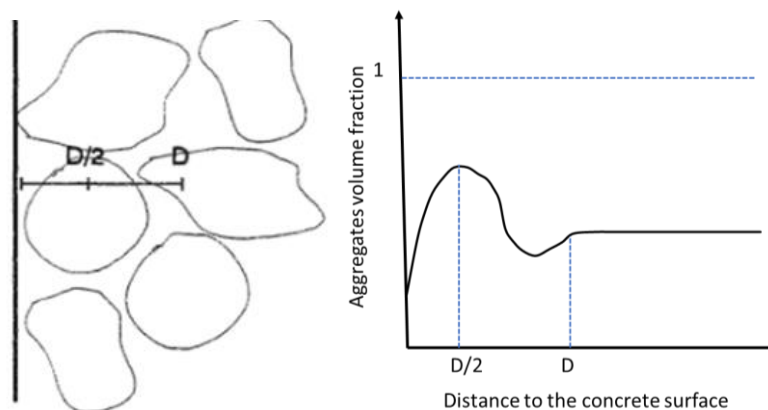


Figure 12 – Distribution des granules dans un élément en béton [Granger 1995]. D est la taille maximale des granules

Confinement 3D

Nous effectuons également une simulation avec confinement 3D en utilisant les mêmes dimensions $7 \times 7 \times 28 \text{ cm}^3$ de l'éprouvette évaluée dans la partie expérimentale de ce travail. Les résultats sont présentés dans la Figure 13. En fonction de la largeur selon x , l'épaisseur perturbée par le coffrage à $x = 0$ et $x = 7 \text{ cm}$ est égale à 8 mm environ, soit $1/2$ du diamètre maximal de l'agrégat dans ce cas. Entre les deux parois, on observe une certaine fluctuation autour de la valeur homogène d'environ 5% sur le profil de la fraction volumique. En ce qui concerne le profil des propriétés effectives estimées, depuis la surface du matériau jusqu'à 5 mm de profondeur, la perméabilité en surface est deux fois supérieure à celle de la zone de masse. Par conséquent, le séchage et le transfert en général sont plus rapides dans la zone perturbée que dans la zone centrale. Le module d'Young dans la zone perturbée perd 10% en moyenne par rapport à sa valeur dans la masse. Comme les constantes élastiques sont en corrélation avec la résistance mécanique, on s'attend à ce que la zone de peau soit plus sujette à la fissuration que la zone de masse.

Dans la direction y , $y = 0 \text{ cm}$ correspond à la surface libre non moulée ; $y = 7 \text{ cm}$ correspond à une surface moulée. Le profil de la fraction volumique des granulats montre qu'il y a des granulats qui ressortent au niveau de la surface libre. Les mêmes observations sont faites sur l'épaisseur perturbée et l'interférence sur les propriétés effectives estimées. Ces résultats mettent en évidence l'effet du coffrage sur le béton, qui se traduit par une teneur en mortier plus élevée dans une zone dont l'épaisseur dépend du diamètre maximal des granulats.

Le profil est comparé aux résultats obtenus par [Kreijger 1984b] sur l'estimation des propriétés du béton sur les 5 premiers millimètres. Les résultats sont comparables en valeur moyenne comme le montre la Figure 14. Cependant, le module est plus faible sur le premier millimètre selon l'étude.

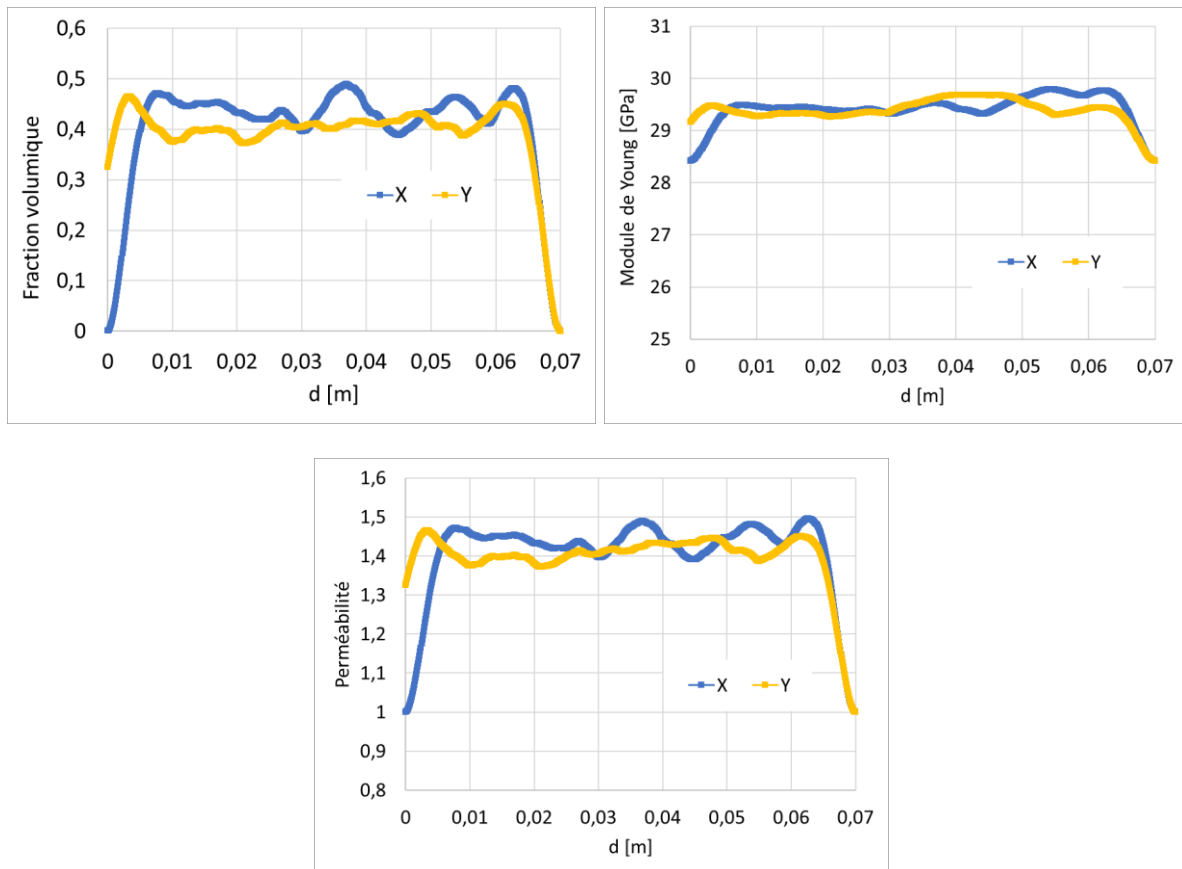


Figure 13 – Evolution évolution de la fraction volumique des granulats, du rapport de perméabilité et du module de Young dans la direction x dans une éprouvette $7 \times 7 \times 28 \text{ cm}^3$ (configuration réelle de coffrage) sans application de la pesanteur. $Y = 0$ présente le côté non moulé de l'éprouvette

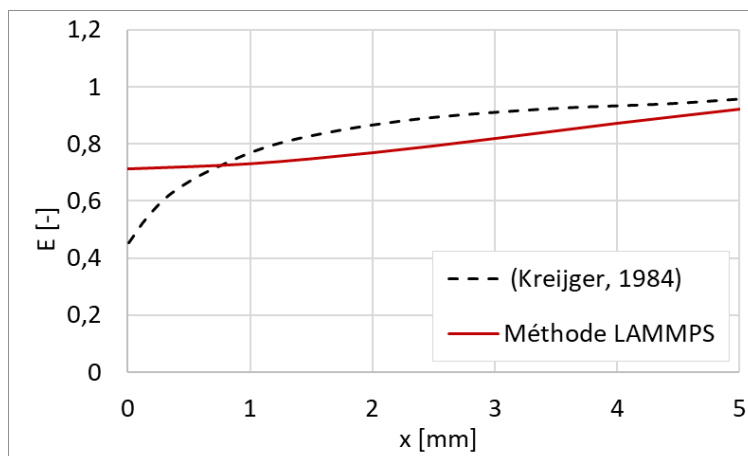


Figure 14 – Comparaison du profil du module d'Young estimé sur les 5 premiers millimètres avec le profil obtenu par (Kreijger, 1984)

- Synthèse et perspectives

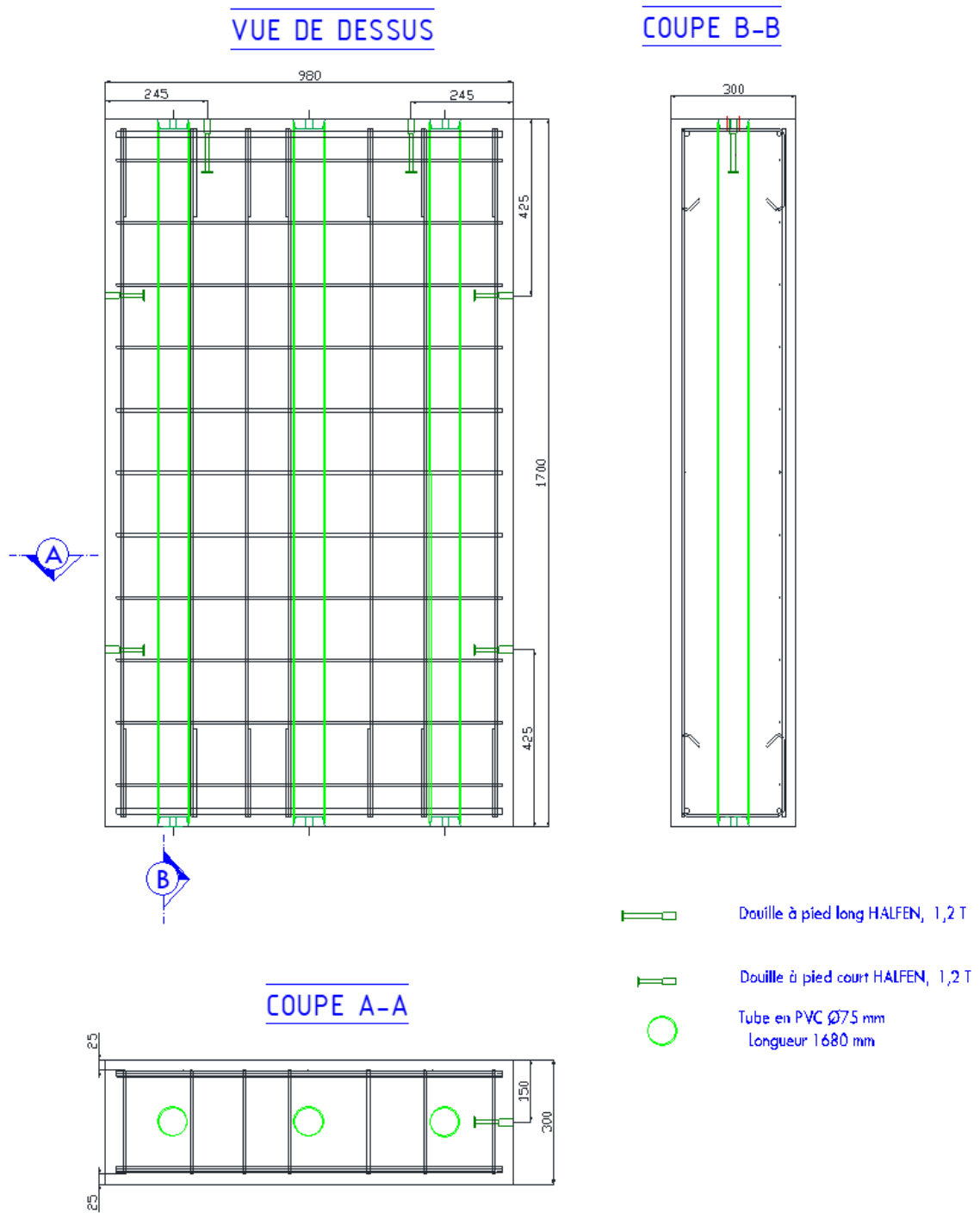
La méthode proposée permet la simulation et la quantification des effets des coffrages et leur répercussion sur les propriétés de la peau du béton. Une nouvelle stratégie de simulation basée sur un outil de simulations moléculaires est proposée. Cette stratégie permet de générer des microstructures simplifiées dans des géométries confinées (1-, 2- ou 3D) pour des particules polydispersées et de calculer les profils de fraction volumique des granulats. Ces profils peuvent ensuite être utilisés comme entrée pour des approches multi-échelles afin d'estimer les profils de propriétés.

En accord avec les études précédentes, la perturbation induite par le coffrage ne dépend que de la taille maximale des granulats. L'épaisseur impactée est légèrement inférieure au diamètre du plus gros granulats.

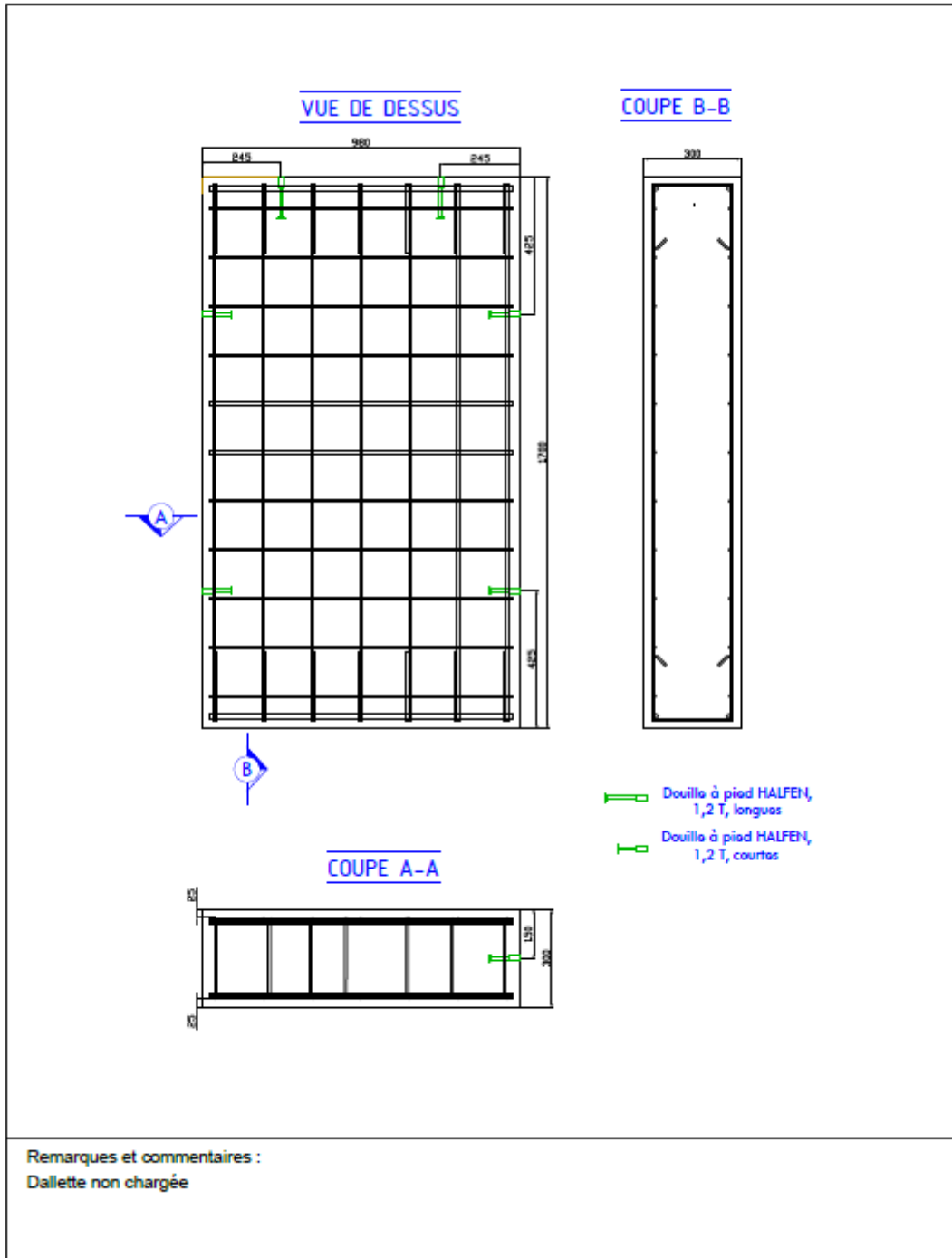
Les profils de propriétés obtenus par l'approche de modélisation montrent un bon accord avec les résultats expérimentaux de la littérature. [Kreijger 1984b], malgré l'hypothèse simplificatrice adoptée (concernant la sphéricité des granulats).

La peau du béton est en contact direct avec des agents agressifs tels que les chlorures et le dioxyde de carbone. [Bentz et al. 2017]. S'il présente des propriétés plus faibles que la zone centrale du matériau, cela implique une augmentation du risque d'apparition de pathologies ou l'accélération de leur apparition. Dans le béton armé, la couverture de béton (généralement 3 cm d'épaisseur en moyenne) est essentielle pour prévenir de graves problèmes de durabilité tels que la corrosion. Une meilleure compréhension des facteurs affectant les propriétés de cette zone pourrait contribuer à améliorer la prédiction de la durabilité et les stratégies de conception pour la durabilité. Dans la perspective de cette étude, l'impact du sens de coulage et la géométrie des granulats peut être étudié. L'effet du mur sur le processus de séchage du béton peut ainsi être évalué en exploitant les profils de la distribution granulaire et les propriétés effectives estimées.

8. Plan du ferrailage des dalles

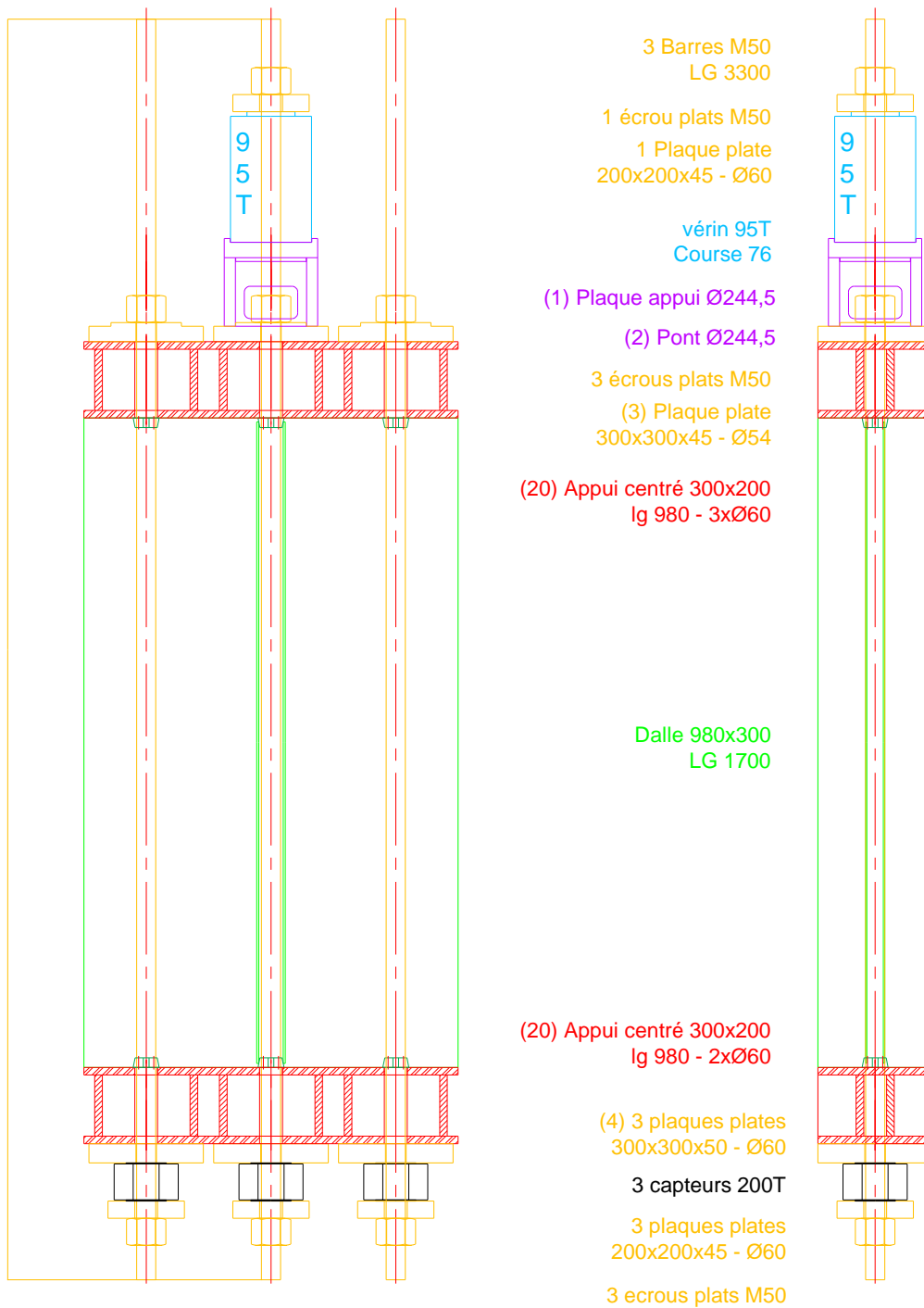


Plan de ferrailage avec les réservations pour chargement en post-contrainte



Plan de ferrailage en cas d'un essai sans chargement

9. Schéma du système de chargement des corps d'épreuve par post-tension



Configuration de dalle chargée à 4 MPa

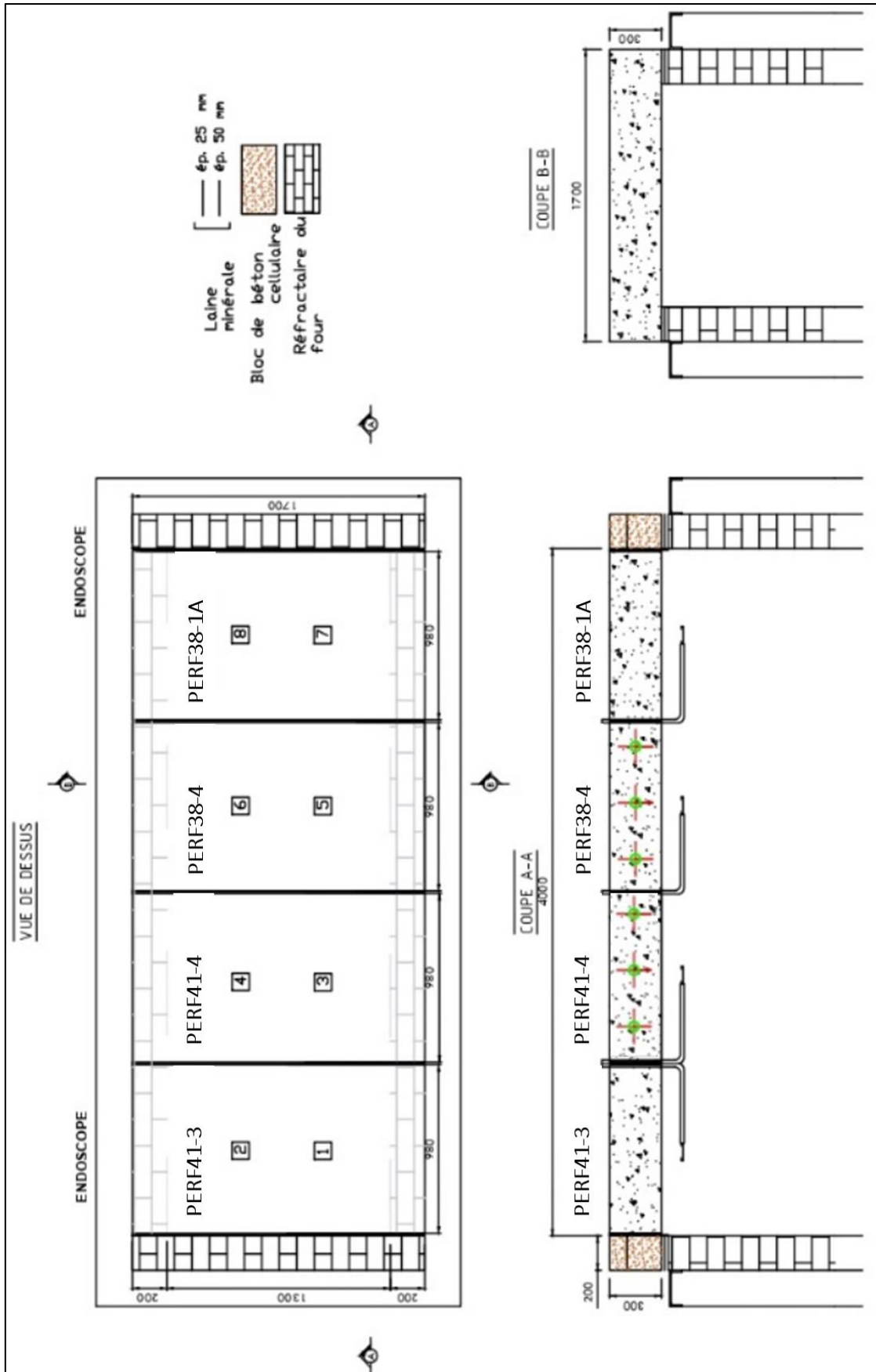
10. Caractéristiques des fressybars et des ancrages

Familles	Articles	Caractéristiques	Unités	Diamètre nominal des barres (mm)					Références dessin
				26,5	32	36	40	50	
Barres		Code article		B26,5	B32	B36	B40	B50	B
		Classe d'acier	MPa	1030	1030	1030	1030	1030	
		Aire de la section transversale	mm ²	552	804	1018	1257	1964	
		Masse linéique	kg/m	4,56	6,66	8,45	10,41	16,02	
		Force de rupture caractéristique	KN	568	828	1048	1295	2022	
		Limite d'élasticité conventionnelle à 0,1%	KN	461	672	850	1049	1640	
		Force de mise en tension à 70% de la force de rupture caractéristique	KN	398	580	734	906	1416	
		Pas du filetage	mm	6	6	6	8	8	
	Module sécant moyen	GPa	170	170	170	170	170		
Ancrage standard	Ecroû	Code article		N26,5	N32	N36	N40	N50	N
		Longueur	mm	38	42	47	52	72	
		Largeur sur plats	mm	50	56	62	65	90	
	Rondelle	Code article		W26,5	W32	W36	W40	W50	W
		Diamètre extérieur	mm	65	70	75	80	105	
		Epaisseur	mm	6	6	6	6	6	
	Plaque carrée standard	Code article		FP26,5	FP32	FP36	FP40	FP50	FP
		Côté**	mm	110	125	140	150	185	
		Epaisseur	mm	30	35	40	40	45	
		Option : avec canal d'injection largeur x profondeur	mm ²	10x10	10x10	10x10	10x10	12x10	G
Ancrage sphérique	Ecroû	Code article		SN26,5	SN32	SN36	SN40	SN50	SN
		Longueur	mm	45	51	56	60	71	
		Largeur sur plats	mm	50	56	62	65	90	
	Plaque carrée pour écrou sphérique	Code article		SP26,5	SP32	SP36	SP40	B50	SP
		Côté**	mm	110	125	140	150	185	
		Epaisseur	mm	35	40	45	50	60	
Ancrage fixe	Plaque carrée taraudée	Code article		TEP26,5	TEP32	TEP36	TEP40	TEP50	TEP
		Côté**	mm	110	125	140	150	185	
		Epaisseur	mm	40	50	50	60	70	CW
		Option : avec capot soudé / longueur	mm	15	20	20	25	25	
Options	Tube coffrant*	Longueur	mm	200	200	200	250	250	T
		Diamètre extérieur	mm	42,9	48,5	50,8	57,2	70	
		Epaisseur	mm	2	2	2	2	2	V
		Taraudage	*	1/2	1/2	1/2	1/2	1/2	
	Trous de fixation du capot	Taraudage	-	M8	M8	M8	M8	M8	

*Sur demande, le tube est soudé sur la plaque d'ancrage.

**De plus grandes plaques sont disponibles sur demande

11. Exemple d'implantation des dalles dans le four



Légende :

Pyromètres numérotés de 1 à 8

12. Evolution de la profondeur d'écaillage en fonction de la teneur en eau moyenne 90 jours et à 700 jours en SN

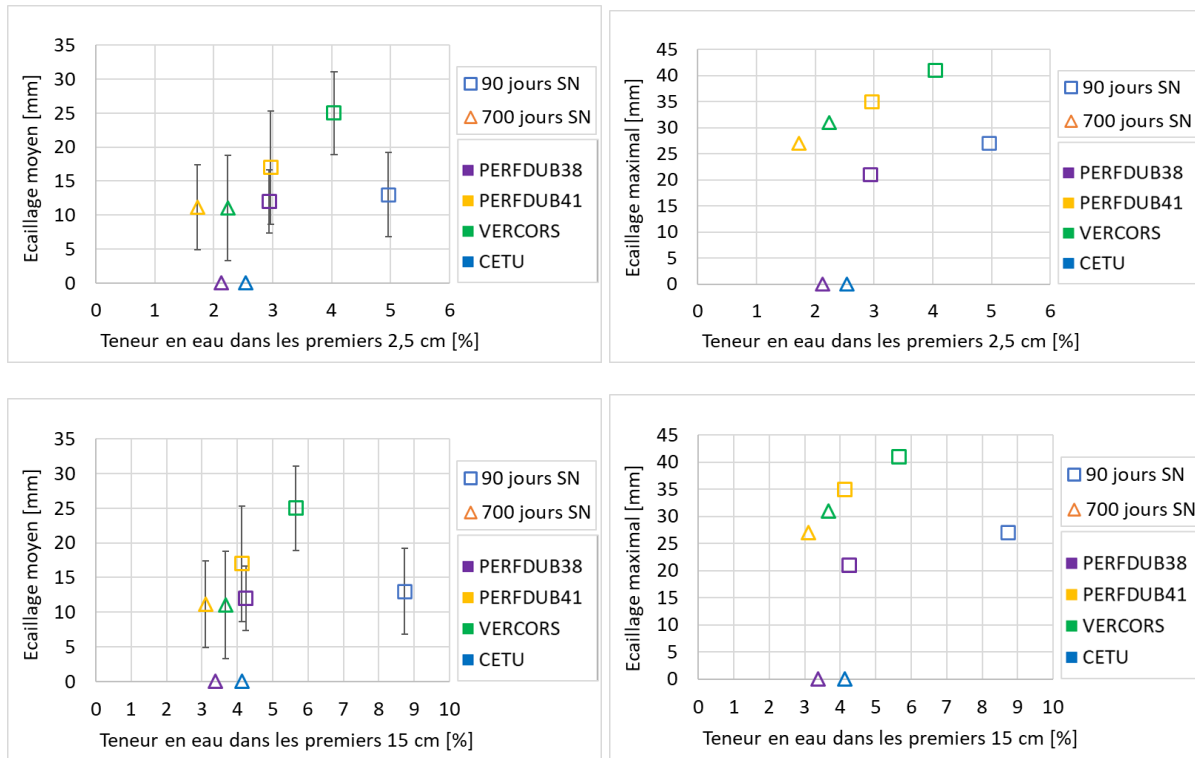


Figure 1 –Essai au feu sans chargement

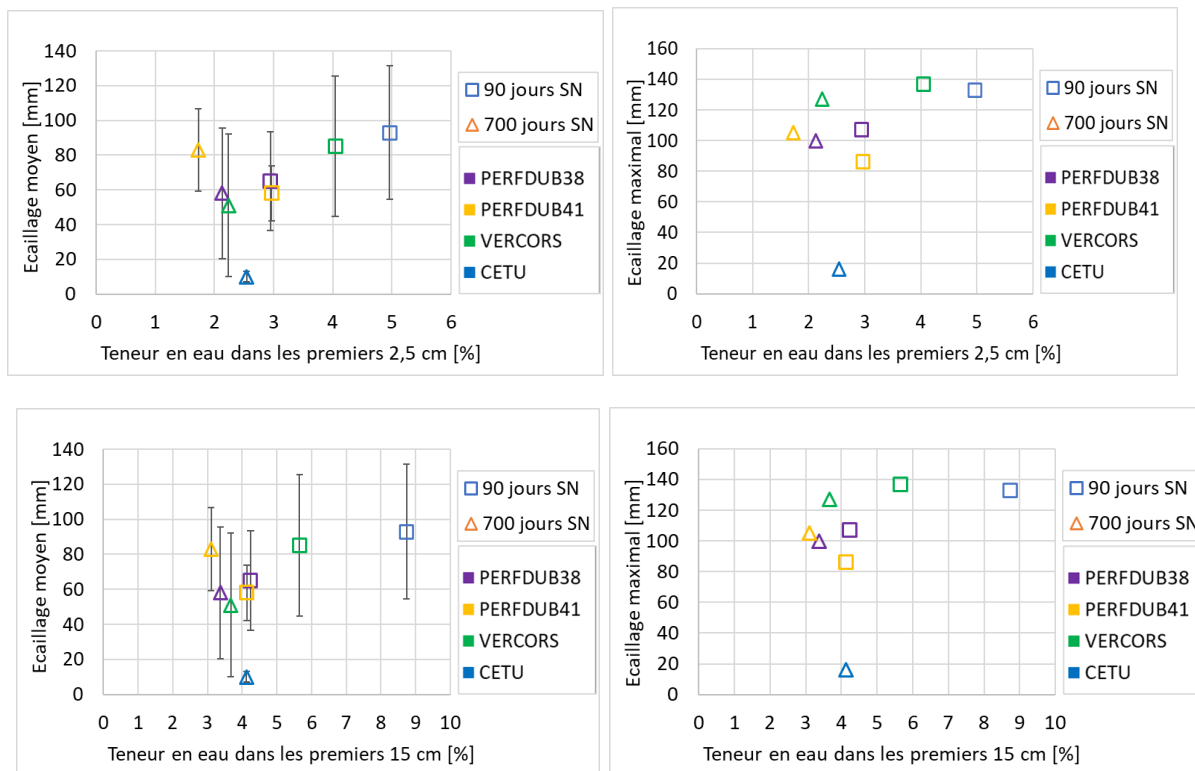


Figure 2–Essai au feu sous chargement 4 MPa

Bibliographie

- ABBAS, A., CARCASSES, M., AND OLLIVIER, J.-P. 1999. Gas permeability of concrete in relation to its degree of saturation. *Materials and Structures* 32, 1, 3–8.
- ABRAMS, M.S. AND ORALS, D.L. 1965. Concrete Drying Methods and Their Effect on Fire Resistance. *Portland Cement Assoc R & D Lab Bull STP385-EB*, 0.
- ACI SP-108. 1989. Permeability of Concrete. In: American Concrete Institute, 229.
- ACKER, P. 2001. Nouveaux bétons, couplages de performance, science des matériaux, science des couplages. .
- ACKER, P., MAMILLAN, M., AND BUQUAN, M. 1990. Drying and Shrinkage of Concrete: The Case of Massive Parts. ASCE, 1072–1081.
- ACKER, P. AND ULM, F.-J. 2001. Creep and shrinkage of concrete: Physical origins and practical measurements. *Nuclear Engineering and Design* 203, 143–158.
- ADIA, J.-L.D., KOALA, H., KINDA, J., SANAHUJA, J., AND CHARPIN, L. 2022. Concrete Drying Modelling in a Variable Temperature Environment. *Proceedings of the 3rd RILEM Spring Convention and Conference (RSCC 2020)*, Springer International Publishing, 47–58.
- AFNOR. 2007. Eurocode 1 - Actions sur les structures - Partie 1-2 : actions générales - Actions sur les structures exposées au feu - Annexe nationale à la NF EN 1991-1-2 - Actions sur les structures exposées au feu. .
- AFNOR. 2014. NF EN 12390-13. *Afnor EDITIONS*. <https://www.boutique.afnor.org/fr-fr/norme/nf-en-1239013/essai-pour-beton-durci-partie-13-determination-du-module-secant-delasticite/fa177674/42832>.
- AFNOR. 2019a. NF EN 12350-7. *Afnor EDITIONS*. <https://www.boutique.afnor.org/fr-fr/norme/nf-en-123507/essais-pour-beton-frais-partie-7-teneur-en-air-methode-de-la-compressibilit/fa190563/83427>.
- AFNOR. 2019b. NF EN 12390-3. *Afnor EDITIONS*. <https://www.boutique.afnor.org/fr-fr/norme/nf-en-123903/essais-pour-beton-durci-partie-3-resistance-a-la-compression-des-eprouvette/fa190566/83462>.
- AFNOR. 2020. NF EN 1363-1 : Essais de résistance au feu - Partie 1 : exigences générales. <https://www.boutique.afnor.org/fr-fr/norme/nf-en-13631/essais-de-resistance-au-feu-partie-1-exigences-generales/fa191245/84881>.
- AFNOR, 2019. NF EN 12350-2. *Afnor EDITIONS*. <https://www.boutique.afnor.org/fr-fr/norme/nf-en-123502/essais-pour-beton-frais-partie-2-essai-daffaissement/fa190558/83431>.
- AFPC-AFREM. 1997. Essai de carbonatation accélérée – Mesure de l'épaisseur de béton carbonaté, Méthodes recommandées pour la mesure des grandeurs associées à la durabilité. .
- AKHTARUZZAMAN, A.A. AND SULLIVAN, P.J.E. 1970. *Explosive spalling of concrete exposed to high temperature*. Imperial College, Great Britain.
- ALI, F. 2002. Is high strength concrete more susceptible to explosive spalling than normal strength concrete in fire? *Fire and Materials* 26, 3, 127–130.

- ALI, F., NADJAI, A., SILCOCK, G., AND ABU-TAIR, A. 2004. Outcomes of a major research on fire resistance of concrete columns. *Fire Safety Journal* 39, 6, 433–445.
- ANDERBERG, Y. 2003. Effect of heat on concrete. .
- ASHARAE. 2001. Handbook: fundamentals (International Metric System). .
- ASTM. 2011. Standard Test Methods for Fire Tests of Building Construction and Materials. <https://www.astm.org/e0119-11.html>.
- AUROY, M. 2014. Impact de la carbonatation sur les propriétés de transport d'eau des matériaux cimentaires. <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-01083823>.
- AVRAMI, M. 1939. Kinetics of Phase Change. I General Theory. *Journal of Chemical Physics* 7, 1103–1112.
- BAKHSI, M., MOBASHER, B., AND SORANAKOM, C. 2012. Moisture loss characteristics of cement-based materials under early-age drying and shrinkage conditions. *Construction and Building Materials* 30, 413–425.
- BAROGHEL-BOUNY, V. 1994a. Caractérisation microstructurale et hydrique des pâtes de ciment et des bétons ordinaires et à très hautes performances. 554.
- BAROGHEL-BOUNY, V. 1994b. Caractérisation microstructurale et hydrique des pâtes de ciment et des bétons ordinaires et à très hautes performances. <https://pastel.archives-ouvertes.fr/tel-00523299>.
- BAROGHEL-BOUNY, V. 1994c. Caractérisation microstructurale et hydrique des pâtes de ciment et des bétons ordinaires et à très hautes performances. <https://pastel.archives-ouvertes.fr/tel-00523299>.
- BAROGHEL-BOUNY, V. 2005. Synthèse des travaux du projet national BHP 2000 sur les bétons à hautes performances. .
- BAROGHEL-BOUNY, V. 2007a. 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, 414–437.
- BAROGHEL-BOUNY, V. 2007b. 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., MAINGUY, M., LASSABATERE, T., AND COUSSY, O. 1999a. Characterization and identification of equilibrium and transfer moisture properties for ordinary and high-performance cementitious materials. *Cement and Concrete Research* 29, 8, 1225–1238.
- BAROGHEL-BOUNY, V., MAINGUY, M., LASSABATERE, T., AND COUSSY, O. 1999b. Characterization and identification of equilibrium and transfer moisture properties for ordinary and high-performance cementitious materials. *Cement and Concrete Research* 29, 8, 1225–1238.
- BARY, B., V.G. DE MORAIS, M., AND POYET, S. 2012. Simulations of the thermo-hydro-mechanical behaviour of an annular reinforced concrete structure heated up to 200 °C. https://www.researchgate.net/publication/256968180_Simulations_of_the_thermo-hydro-mechanical_behaviour_of_an_annular_reinforced_concrete_structure_heated_up_to_200_C.
- BASHEER, P.M. 2001. Permeation analysis. In: *Handbook of Analytical Techniques in Concrete Science and Technology: Principles, Techniques and Applications*. 658–727.
- BAYDOUN, R. 2019. Modélisation de l'écaillage sous incendie des bétons par une approche thermo-hydro-mécanique du comportement : Analyse paramétrique des différents mécanismes d'occurrence. <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-03252713>.

- BAŽANT, Z.P. 1972. Thermodynamics of hindered adsorption and its implications for hardened cement paste and concrete. *Cement and Concrete Research* 2, 1, 1–16.
- BAZANT, Z.P. AND KAPLAN, M.F. 1996. *Concrete at high temperatures: material properties and mathematical models*. Longman, Harlow.
- BAZANT, Z.P. AND THONGUTHAI, W. 1978. Pore pressure and drying of concrete at high temperature. *ASCE J Eng Mech Div* 104, 5, 1059–1079.
- BEGARIN, F. 2012. Etude de paramètres endogènes et exogènes au ciment Portland ordinaire influençant l'hydratation de sa phase principale: le silicate tricalcique. http://tel.archives-ouvertes.fr/docs/00/84/59/48/PDF/these_A_BEGARIN_Farid_2012.pdf.
- BENBOUDJEMA, F. 2002. Modelisation des deformations differees du beton sous sollicitations biaxiales. Application aux enceintes de confinement de batiments reacteurs des centrales nucleaires. <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00006945>.
- BENTZ, D.P. 2000. CEMHYD3D: A Three-Dimensional Cement Hydration and Microstructure Development Modelling Package. Version 2.0. *NIST Verison 2.0*.
- BENTZ, D.P., ARNOLD, J., BOISCLAIR, M.J., ET AL. 2017. *Influence of aggregate characteristics on concrete performance*. National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, MD.
- BILODEAU, A., KODUR, V.K.R., AND HOFF, G.C. 2004. Optimization of the type and amount of polypropylene fibres for preventing the spalling of lightweight concrete subjected to hydrocarbon fire. *Cement and Concrete Composites* 26, 2, 163–174.
- BISSONNETTE, B., COURARD, L., AND GARBACZ, A. 2018. *Concrete Surface Engineering*. CRC Press.
- BISSONNETTE, B., PIERRE, P., AND PIGEON, M. 1999. Influence of key parameters on drying shrinkage of cementitious materials. .
- BOREL, L. AND FAVRAT, D. 2005. *Thermodynamique et énergétique*. Presses polytechniques.
- BORGES, P.H.R., COSTA, J.O., MILESTONE, N.B., LYNNSDALE, C.J., AND STREATFIELD, R.E. 2010. Carbonation of CH and C–S–H in composite cement pastes containing high amounts of BFS. *Cement and Concrete Research* 40, 2, 284–292.
- BOROT, G., LARIVE, C., AND FERON, C. 2006. Apports des essais incendie pour la détermination de la tenue au feu des structures. *Apports des essais incendie pour la détermination de la tenue au feu des structures* 198, 365–366.
- BOSTRÖM, L. AND JANSSON MCNAMEE, R. 2011. The age effect on fire spalling of concrete. *In 2nd Int.*, 33–41.
- BOSTRÖM, L. AND LARSEN, C.K. 2006. Concrete for Tunnel Linings Exposed to Severe Fire Exposure. *Fire Technology* 42, 4, 351–362.
- BOURGEOIS, F., BURLION, N., AND SHAO, J.F. 2002. Modelling of elastoplastic damage in concrete due to desiccation shrinkage. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 26, 8, 759–774.
- BRIFFAUT, M. 2010a. 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. <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00597072/document>.
- BRIFFAUT, M. 2010b. 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. <http://www.theses.fr/2010DENS0030>.

- BROOKS, J.J. AND NEVILLE, A.M. 1977. A comparison of creep, elasticity and strength of concrete in tension and in compression. *Magazine of Concrete Research* 29, 100, 131–141.
- BRUE, F. 2009. Role of temperature and composition on the thermal-hydral-mechanical coupling of concretes. <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00578753>.
- BRUE, F., DAVY, C.A., SKOCZYLAS, F., BURLION, N., AND BOURBON, X. 2012. Effect of temperature on the water retention properties of two high performance concretes. *Cement and Concrete Research* 42, 2, 384–396.
- BUFFO-LACARRIERE, L. 2007. Prévission et évaluation de la fissuration précoce des ouvrages en béton. <https://hal.archives-ouvertes.fr/tel-02873308>.
- BYFORS, J. 1980. Plain concrete at early ages. *PLAIN CONCRETE AT EARLY AGES*.
- CARCASSÈS, M., ABBAS, A., OLLIVIER, J.-O., AND VERDIER, J. 2002. *An optimised preconditionning procedure for gas permeability measurement*. .
- CARETTE, J., BENBOUDJEMA, F., NAHAS, G., ABAHRI, K., DARQUENNES, A., AND BENNACER, R. 2016. Concrete drying: effects of boundary conditions and specimen shape. *International RILEM Conference on Materials, Systems and Structures in Civil Engineering*, 385–394.
- CARETTE, J., SOLEILHET, F., BENBOUDJEMA, F., ET AL. 2020. Identifying the mechanisms of concrete drying: An experimental-numerical approach. *Construction and Building Materials* 230, 117001.
- CARRÉ, H., PIMIANTA, P., LA BORDERIE, C., PEREIRA, F., AND MINDEGUIA, J.-C. 2013. Effect of compressive loading on the risk of spalling. *Proceedings of the 3rd International Workshop on Concrete Spalling due to Fire Exposure*, 01007.
- CEN. 2004. Eurocode 2: calcul des structures en béton - Partie 1-2: Règles générales - Calcul du comportement au feu. C. E. d. Normalisation. .
- CHAN, N. 2021a. Étude de la variabilité expérimentale et modélisation discrète du comportement des matériaux cimentaires : effet combiné du séchage et d'un chargement mécanique. <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-03366043>.
- CHAN, N. 2021b. Étude de la variabilité expérimentale et modélisation discrète du comportement des matériaux cimentaires : effet combiné du séchage et d'un chargement mécanique. <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-03366043>.
- CHAN, S.Y.N., PENG, G.-F., AND ANSON, M. 1999. Fire Behavior of High-Performance Concrete Made with Silica Fume at Various Moisture Contents. *Materials Journal* 96, 3, 405–409.
- CHARPIN, L., COURTOIS, A., TAILLADE, F., MARTIN, B., MASSON, B., AND ROUSSEAU HAELEWYN, J. 2018. Calibration of Mensi/Granger constitutive law: evidences of ill-posedness and practical application to VeRCoRs concrete. .
- CHARPIN, L., NIEPCERON, J., CORBIN, M., ET AL. 2021. Ageing and air leakage assessment of a nuclear reactor containment mock-up: VERCORS 2nd benchmark. *Nuclear Engineering and Design* 377, 111136.
- CHEIKH SLEIMAN, H., BRIFFAUT, M., DAL PONT, S., TENGATTINI, A., AND HUET, B. 2020. Influence of common simplifications on the drying of cement-based materials up to moderate temperatures. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 150, 119254.
- CHEN, W., LIU, J., BRUE, F., ET AL. 2012. Water retention and gas relative permeability of two industrial concretes. *Cement and Concrete Research* 42, 7, 1001–1013.

- CHEN, X.-T. 2009. Effect of heat treatment upon the mechanical and poro-mechanical behaviour of cement-based materials : hydraulic properties and morphological changes. <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00577102>.
- CHEN, X.-T., ROUGELOT, TH., DAVY, C.A., ET AL. 2009. Experimental evidence of a moisture clog effect in cement-based materials under temperature. *Cement and Concrete Research* 39, 12, 1139–1148.
- CHHUN, P. 2017. Modélisation du comportement thermo-hydro-chemo-mécanique des enceintes de confinement nucléaire en béton armé-précontraint. <http://thesesups.ups-tlse.fr/3612/>.
- CHOE, G., KIM, G., YOON, M., HWANG, E., NAM, J., AND GUNCUNSKI, N. 2019. Effect of moisture migration and water vapor pressure build-up with the heating rate on concrete spalling type. *Cement and Concrete Research* 116, 1–10.
- CHOINSKA, M. 2006. Effets de la température, du chargement mécanique et de leurs interactions sur la perméabilité du béton de structure. <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00334143>.
- CHUN-QIU L.I., KE-FEI L.I., AND ZHAO-YUAN C. 2009. On the boundary condition of moisture transport in concrete. *工程力学* 26, 8, 74–081.
- CLARK, T.W., MCCAMMON, J.A., AND SCOTT, L.R. 1991. Parallel Molecular Dynamics. *Proceedings of the Fifth SIAM Conference on Parallel Processing for Scientific Computing*, Society for Industrial and Applied Mathematics, 338–344.
- CONNOLLY AND RAYMOND, J. 1998. The spalling of concrete in fires. .
- CONNOLLY, R.J. 1995. The spalling of concrete in fires. .
- COPIER, W.J. 1979. The spalling of normal weight and lightweight concrete on exposure to fire. 24.
- COUSSY, O., BAROGHEL-BOUNY, V., DANGLA, P., AND MAINGUY, M. 2001. Evaluation de la perméabilité à l'eau liquide des bétons à partir de leur perte de masse durant le séchage. *Revue Française de Génie Civil* 5, 2–3, 269–284.
- CRANK JOHN. 1956. *The mathematics of diffusion / by J. Crank*. Clarendon Press, Oxford [etc.
- D. FRENKEL AND B. SMIT. 2002. *Understanding Molecular Simulation - 2nd Edition*. Academic press, San diego.
- DAÏAN, J.-F. 2001. Évaluation des propriétés de transfert dans les matériaux cimentaires. 179–202.
- DANTEC, P. AND TERME, G. 1996. *Séchage et comportement différé du béton: influence de la cinétique de dessiccation sur le comportement mécanique des bétons*. .
- DE LARRARD, F. 1999. *Structures granulaires*. .
- DE LARRARD, F., TORRENTI, JEAN MICHEL, AND ROSSI, P. 1988. Le flambement à deux échelles dans la rupture du béton en compression - Two Scales Buckling in the Failure of Concrete under Compression. *Bulletin de Liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, 51–55.
- DE LARRARD, T. 2010. Variability of concrete properties: experimental characterisation and probabilistic modelling for calcium leaching. .
- DE LARRARD, T., BARY, B., ADAM, E., AND KLOSS, F. 2022. Influence de la forme des granulats dans un VER de béton numérique sur la cinétique de séchage et de carbonatation atmosphérique. .
- DE VRIES, D. AND KRUGER, A. 1966. On the value of the diffusion coefficient of water vapour in air. *In Proceedings of colloque Int. du CNRS* 160, 61u72.

- DHIR, R.K., HEWLETT, P.C., AND CHAN, Y.N. 1989. Near surface characteristics of concrete: intrinsic permeability. *Magazine of Concrete Research* 41, 147, 87–97.
- DOUGILL, J.W. 1972. Modes of failure of concrete panels exposed to high temperatures. *Magazine of Concrete Research* 24, 79, 71–76.
- DROUET, E. 2010. Impact de la température sur la carbonatation des matériaux cimentaires : prise en compte des transferts hydriques. <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00618092>.
- DROUET, E., POYET, S., LE BESCOP, P., TORRENTI, J.-M., AND BOURBON, X. 2019. Carbonation of hardened cement pastes: Influence of temperature. *Cement and Concrete Research* 115, 445–459.
- DUBOUCHET, A. 1992. Développement d'un pôle de calcul : CESAR-LCPC. Bulletin de liaisons du Laboratoire des Ponts et Chaussées, vol. 178, pp. 77-84. .
- ENGINEERSEDGE. Water - Density Viscosity Specific Weight. https://www.engineersedge.com/physics/water__density__viscosity__specific_weight_13146.htm.
- ESCALANTE-GARCÍA, J.I. AND SHARP, J.H. 1998. Effect of temperature on the hydration of the main clinker phases in portland cements: part ii, blended cements. *Cement and Concrete Research* 28, 9, 1259–1274.
- FAMY, C., SCRIVENER, K.L., ATKINSON, A., AND BROUGH, A.R. 2002. Effects of an early or a late heat treatment on the microstructure and composition of inner C-S-H products of Portland cement mortars. *Cement and Concrete Research* 32, 2, 269–278.
- FLATT, R.J., SCHERER, G.W., AND BULLARD, J.W. 2011. Why alite stops hydrating below 80% relative humidity. *Cement and Concrete Research* 41, 9, 987–992.
- GARBALIŃSKA, H., BOCHENEK, M., MALORNY, W., AND VON WERDER, J. 2017. Comparative analysis of the dynamic vapor sorption (DVS) technique and the traditional method for sorption isotherms determination — Exemplified at autoclaved aerated concrete samples of four density classes. *Cement and Concrete Research* 91, 97–105.
- GENDRON, F. 2019. Carbonatation des matériaux cimentaires : étude de la diffusion du CO₂. <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-02520206>.
- GHABEZLOO, S., SULEM, J., AND SAINT-MARC, J. 2009. The effect of undrained heating on a fluid-saturated hardened cement paste. *Cement and Concrete Research* 39, 1, 54–64.
- GHEZZEHEI, T., TRAUTZ, R.C., FINSTERLE, S., COOK, P.J., AND AHLERS, C.F. 2004. Modeling Coupled Evaporation and Seepage in Ventilated Cavities. *Vadose Zone Journal* 3.
- GRANGER, L. 1995. Comportement différé du béton dans les enceintes de centrales nucléaires : analyse et modélisation. <https://pastel.archives-ouvertes.fr/tel-00520675>.
- HAACK, A. 2003. Carastrophic Tunnel Fires - What have we learnt ? .
- HAGER, I. 2004. Comportement à haute température des bétons à haute performance : évolution des principales propriétés mécaniques. <https://www.theses.fr/2004ENPC0029>.
- HANICHE, R. 2011. Contribution à l'étude des bétons portés en température / Evolution des propriétés de transfert : Etude de l'éclatement. <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00701556>.
- HARMATHY, T.Z. 1965. Effect of Moisture on the Fire Endurance of Building Elements. In: A.F. Robertson, ed., *Moisture in Materials in Relation to Fire Tests*. ASTM International, 100 Barr Harbor Drive, PO Box C700, West Conshohocken, PA 19428-2959, 74-74–22.

- HARMATHY, T.Z. 1966. Experimental study on moisture and fire endurance. *Fire Technology* 2, 1, 52–59.
- HASHIN, Z. AND SHTRIKMAN, S. 1963. A variational approach to the theory of the elastic behaviour of multiphase materials. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 11, 2, 127–140.
- HENDERSON, D., SOKOLOWSKI, S., AND WASAN, D. 1997. Second-order Percus-Yevick theory for a confined hard-sphere fluid. *Journal of Statistical Physics* 89, 1, 233–247.
- HERTZ, K. 1984. Heat-induced explosion of dense concretes. *Technical University of Denmark, Institute of Building Design*.
- HERTZ, K.D. 2003a. Limits of spalling of fire-exposed concrete. *Fire Safety Journal* 38, 2, 103–116.
- HERTZ, K.D. 2003b. Limits of spalling of fire-exposed concrete. *Fire Safety Journal* 38, 2, 103–116.
- HERTZ, K.D. AND SØRENSEN, L.S. 2005. Test method for spalling of fire exposed concrete. *Fire Safety Journal* 40, 5, 466–476.
- HILAIRE, A. 2014. Study of delayed strains for concrete in compression and in tension from early age to long term. <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-01149230>.
- HITECO. 1999. *High Temperature Concrete Brite Euram*. .
- HONORIO, T., CARASEK, H., AND CASCUDO, O. 2022. Water self-diffusion in C-S-H: Effect of confinement and temperature studied by molecular dynamics. *Cement and Concrete Research* 155, 106775.
- HORI, M., TADA, K., SAITOU, H., AND MIURA, T. 1991. Study of diagnosis method of frost damage of concrete based on pore structure change. *Trans. Japan. Concr. Inst.* 13, 187–194.
- HUMBERT, P. 1989. CESAR-LCPC : un code de calcul par éléments finis. *Bullein de liaisons du Laboratoire des Ponts et Chaussées*, vol. 160, pp. 112-115. .
- IAPWS. 2008. Viscosity of Water – viscosity table and viscosity chart :: Anton Paar Wiki. *Anton Paar*. <https://wiki.anton-paar.com/fr-fr/eau/>.
- ICHIKAWA, Y. AND ENGLAND, G.L. 2004. Prediction of moisture migration and pore pressure build-up in concrete at high temperatures. *Nuclear Engineering and Design* 228, 1, 245–259.
- ISO-12571. 2013. *ISO-12571*. .
- JABBOUR, J. 2018. Méthodes d’essais de vieillissement accéléré des bétons à l’échelle des ouvrages. <http://www.theses.fr>. <http://www.theses.fr/2018SACLN038>.
- JANSSON MCNAMEE, R. 2008. *Material properties related to fire spalling of concrete*. Division of Building Materials, LTH, Lund University.
- JANSSON MCNAMEE, R. 2013a. Fire spalling of concrete – A historical overview. *MATEC Web of Conferences* 6, 01001. .
- JANSSON MCNAMEE, R. 2013b. Fire Spalling of Concrete: Theoretical and Experimental Studies. .
- JANSSON MCNAMEE, R. AND BOSTRÖM, L. 2007. Experimental study of the influence of polypropylene fibres on material properties and fire spalling of concrete. 177–188.
- JANSSON MCNAMEE, R. AND BOSTRÖM, L. 2013. Fire spalling in concrete – The moisture effect, part II. *MATEC Web of Conferences* 6, 03003. .

- JOVER, J., HASLAM, A.J., GALINDO, A., JACKSON, G., AND MÜLLER, E.A. 2012. Pseudo hard-sphere potential for use in continuous molecular-dynamics simulation of spherical and chain molecules. *J. Chem. Phys.*, 14.
- KALIFA, P., CHÉNÉ, G., AND GALLÉ, C. 2001. High-temperature behaviour of HPC with polypropylene fibres: From spalling to microstructure. *Cement and Concrete Research* 31, 10, 1487–1499.
- KALIFA, P., MENNETEAU, F.-D., AND QUENARD, D. 2000. Spalling and pore pressure in HPC at high temperatures. *Cement and Concrete Research* 30, 12, 1915–1927.
- KHOURY, G.A. 2000. Effect of fire on concrete and concrete structures. *Progress in Structural Engineering and Materials* 2, 4, 429–447.
- KHOURY, G.A. 2006. Tunnel concretes under fire: Part 1 - explosive spalling. *CONCRETE* 40, 10.
- KHOURY, G.A. 2008. Polypropylene fibres in heated concrete. Part 2: Pressure relief mechanisms and modelling criteria. *Magazine of Concrete Research* 60, 3, 189–204.
- KIM, H.-J., KIM, H.-Y., LEE, J.-S., AND KWAN, K.-H. 2011. An Experimental Study on Thermal Damage and Spalling of Concrete Under Loading Conditions in a Tunnel Fire. *Journal of Asian Architecture and Building Engineering* 10, 2, 375–382.
- KINDA, J. 2021. Impact of drying rate on delayed strain behavior of cement-based materials - experimental and numerical study. <http://www.theses.fr/2021UPAST020>.
- KJELLANDER, R. AND SARMAN, S. 1988. On the statistical mechanics of inhomogeneous fluids in narrow slits. An application to a hard-sphere fluid between hard walls. *Chemical Physics Letters* 149, 1, 102–108.
- KODUR, V. 2014. Properties of Concrete at Elevated Temperatures. *ISRN Civil Engineering 2014*, e468510.
- KONG, D.L.Y. AND SANJAYAN, J.G. 2010. Effect of elevated temperatures on geopolymer paste, mortar and concrete. *Cement and Concrete Research* 40, 2, 334–339.
- KREIJGER, P.C. 1984a. The skin of concrete composition and properties. *Matériaux et Construction* 17, 4, 275–283.
- KREIJGER, P.C. 1984b. The skin of concrete composition and properties. *Matériaux et Construction* 17, 4, 275–283.
- LACKNER, R. AND MANG, H.A. 2004. Chemoplastic material model for the simulation of early-age cracking: From the constitutive law to numerical analyses of massive concrete structures. *Cement and Concrete Composites* 26, 5.
- LENGLET, C. 2011. Evolution of spalling with time and age. *2nd international RILEM Workshop on concrete spalling due to fire exposure*, 6.
- LI, Y., YANG, E.-H., ZHOU, A., AND LIU, T. 2021. Pore pressure build-up and explosive spalling in concrete at elevated temperature: A review. *Construction and Building Materials* 284, 122818.
- LIU, J.-C., TAN, K.H., AND YAO, Y. 2018. A new perspective on nature of fire-induced spalling in concrete. *Construction and Building Materials* 184, 581–590.
- LIU, P., CHEN, Y., SHA, F., YU, Z., AND SHAO, G. 2020. Study on micro structure and composition distribution of concrete surface zone based on fractal theory and XCT technology. *Construction and Building Materials* 263, 120209.
- LU, P., SUN, G., AND YOUNG, J.F. 1993. Phase Composition of Hydrated DSP Cement Pastes. *Journal of the American Ceramic Society* 76, 4, 1003–1007.

- MAIER, M., ZEIML, M., AND LACKNER, R. 2020a. On the effect of pore-space properties and water saturation on explosive spalling of fire-loaded concrete. *Construction and Building Materials* 231, 117150.
- MAIER, M., ZEIML, M., AND LACKNER, R. 2020b. On the effect of pore-space properties and water saturation on explosive spalling of fire-loaded concrete. *Construction and Building Materials* 231, 117150.
- MAINGUY, M. 1999. Modèles de diffusion non linéaire en milieux poreux. Applications a la dissolution et au séchage des matériaux cimentaires. <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00869152>.
- MAINGUY, M., COUSSY, O., AND BAROGHEL-BOUNY, V. 2001a. Role of Air Pressure in Drying of Weakly Permeable Materials. *Journal of Engineering Mechanics-asce - J ENG MECH-ASCE* 127.
- MAINGUY, M., COUSSY, O., AND BAROGHEL-BOUNY, V. 2001b. Role of Air Pressure in Drying of Weakly Permeable Materials. *Journal of Engineering Mechanics-asce - J ENG MECH-ASCE* 127.
- MALHOTRA, H.L. 1984. *Spalling of concrete in fires", Technical note 118, CIRA, London, UK*. London.
- MARUYAMA, I. 2022. Impact of drying on concrete and concrete structures. *RILEM Technical Letters* 7, 1–11.
- MAUROUX, T. 2011. Impact du séchage sur les propriétés d'adhérence entre un mortier et un support : influence de l'adjuvantation par des éthers cellulose. <https://www.theses.fr/2011LAROS350>.
- MAXIME, L. AND JULIEN, S. 2018. Perméabilité à l'eau des bétons : développement d'une méthode alternative par séchage. 10.
- MEYER OTTENS, C. 1972. The question of spalling of concrete structural elements of standard concrete under fire loading. .
- MIAH, J. 2017. The Effect of Compressive Loading and Cement Type on the Fire Spalling Behaviour of Concrete. <https://hal.archives-ouvertes.fr/tel-02369507>.
- MILLINGTON, R.J. AND QUIRK, J.P. 1961. Permeability of porous solids. *Transactions of the Faraday Society* 57, 0, 1200–1207.
- MINDEGUIA, J.-C. 2005. *Etude de l'éclatement du béton soumis à de hautes températures*. Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- MINDEGUIA, J.-C. 2009. Contribution expérimentale à la compréhension des risques d'instabilité thermique des bétons. <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00418218>.
- MINDEGUIA, J.-C., CARRÉ, H., PIMIENTA, P., AND BORDERIE, C.L. 2014. Experimental discussion on the mechanisms behind the fire spalling of concrete. .
- MOHAINE, S., BOSTRÖM, L., LION, M., MCNAMEE, R., AND ROBERT, F. 2021. Cross-comparison of screening tests for fire spalling of concrete. *Fire and Materials* 45, 7, 929–942.
- MOHD ALI, A.Z., SANJAYAN, J., AND GUERRIERI, M. 2017. Effect of Aggregate Size on the Spalling of High-Strength Wall Panels Exposed to Hydrocarbon Fire. *Journal of Materials in Civil Engineering* 29, 12, 04017237.
- MOHD ALI, A.Z., SANJAYAN, J., AND GUERRIERI, M. 2018. Specimens size, aggregate size, and aggregate type effect on spalling of concrete in fire. *Fire and Materials* 42, 1, 59–68.
- MORI, T., SHIRAMAYAKA, K., KAMIMURA, K., AND YODA, A. 1972. Carbonation of blast-furnace slag cement. *Proceedings of the 26th annual meeting of cement association of Japan*, 326–329.
- MORI, T. AND TANAKA, K. 1973a. Average stress in matrix and average elastic energy of materials with misfitting inclusions. *Acta Metallurgica* 21, 5, 571–574.

- MORI, T. AND TANAKA, K. 1973b. Average stress in matrix and average elastic energy of materials with misfitting inclusions. *Acta Metallurgica* 21, 5, 571–574.
- MSAAD, Y. 2007. Comparison between Hydraulic and Thermal Spalling in Heated Concrete Based on Numerical Modeling. *Journal of Engineering Mechanics* 133, 6, 608–615.
- MUALEM, Y. 1976. A new model for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated porous media. *Water Resources Research* 12, 3, 513–522.
- NAGATAKI, S. AND UJIKE, I. 1988. Effect of heating condition on air permeability of concrete at elevated temperature. 147-154.
- NAHHAS, F. AL. 2004. Comportement thermo-mécanique des murs en maçonnerie de blocs creux en béton sous l'action d'un feu conventionnel. <https://www.theses.fr/2004MARN0197>.
- NAMOULNIARA, D.K. 2015. Etude expérimentale de la diffusion du CO₂ et des cinétiques de carbonatation de matériaux cimentaires à faible dosage en clinker. <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-01279105>.
- NGUYEN, VAN T. 2013. Comportement des bétons ordinaire et à hautes performances soumis à haute température : application à des éprouvettes de grandes dimensions. <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00915666>.
- NYAME, B.K. AND ILLSTON, J.M. 1981. Relationships between permeability and pore structure of hardened cement paste. *Magazine of Concrete Research* 33, 116, 139–146.
- NYGÅRD, K., KJELLANDER, R., SARMAN, S., ET AL. 2012. Anisotropic Pair Correlations and Structure Factors of Confined Hard-Sphere Fluids: An Experimental and Theoretical Study. *Physical Review Letters* 108, 3, 037802.
- OLIVIER, J.-P.), VICHOT, A., AND ÉCOLE FRANÇAISE DU BETON, P. 2008. La durabilité des bétons: bases scientifiques pour la formulation de bétons durables dans leur environnement. .
- OLLIVIER, J.P. 1998. Les modes opératoires AFPC-AFREM sur la durabilité des bétons, application au diagnostic du béton. 51–57.
- OZAWA, M. AND MORIMOTO, H. 2014. Effects of various fibres on high-temperature spalling in high-performance concrete. *Construction and Building Materials* 71, 83–92.
- PAN, Z., SANJAYAN, J.G., AND RANGAN, B.V. 2009. An investigation of the mechanisms for strength gain or loss of geopolymer mortar after exposure to elevated temperature. *Journal of Materials Science* 44, 7, 1873–1880.
- PAPADAKIS, V., VAYENAS, C., AND FARDIS, M. 1991. Fundamental modeling and experimental investigation of concrete carbonation. .
- PARROTT, L.J. 1994. Moisture conditioning and transport properties of concrete test specimens. *Materials and Structures* 27, 8, 460–468.
- PAULINO, G.H., JIN, Z., AND DODDS JR, R.H. Failure of Functionally Graded Materials. In: University of Illinois, USA, 38.
- PENG, G.-F. 2000. Evaluation of fire damage to high-performance concrete. <https://www.proquest.com/openview/e75e7c1737a6f8542f62688417241b88/1?pq-origsite=gscholar&cbl=18750&diss=y>.
- PERFDUB. 2015. Projet National PERFDUB. *PERFDUB*. <https://www.perfdub.fr/>.
- PHAN, L.T. AND CARINO, N.J. 2002. Effects of Test Conditions and Mixture Proportions on Behavior of High-Strength Concrete Exposed to High Temperatures. 54-66.

- PHAN, M.T. 2012. Modélisation explicite de l'écaillage sous incendie du béton : approche thermo-hydro-mécanique avec des conditions aux limites évolutives. .
- PIHLAJAVAARA, S.E. 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.
- PIMIENTA, P., ALONSO, M.C., MCNAMEE, R.J., AND MINDEGUIA, J.-C. 2017. Behaviour of high-performance concrete at high temperatures: some highlights. *RILEM Technical Letters* 2, 45–52.
- PINCHES, M.R.S., TILDESLEY, D.J., AND SMITH, W. 1991. Large Scale Molecular Dynamics on Parallel Computers using the Link-cell Algorithm. *Molecular Simulation* 6, 1–3, 51–87.
- PLIMPTON, S. 1995. Fast Parallel Algorithms for Short-Range Molecular Dynamics. *Journal of Computational Physics* 117, 1, 1–19.
- PLIMPTON, S. AND HENDRICKSON, B. 1996. A new parallel method for molecular dynamics simulation of macromolecular systems. *Journal of Computational Chemistry* 17, 3, 326–337.
- PLIMPTON, S.J. AND WOLF, E.D. 1990. Effect of interatomic potential on simulated grain-boundary and bulk diffusion: A molecular-dynamics study. *Physical Review B* 41, 5, 2712–2721.
- PLIYA, P. 2010. Contribution des fibres de polypropylène et métalliques à l'amélioration du comportement du béton soumis à une température élevée. <https://www.worldcat.org/title/contribution-des-fibres-de-polypropylene-et-metalliques-a-lamelioration-du-comportement-du-beton-soumis-a-une-temperature-elevee/oclc/758960051>.
- PONS, G. AND TORRENTI, J.M. 2008. La structure poreuse des bétons et les propriétés de transfert. In: *La durabilité des bétons*. Presses de l'école nationale des ponts et chaussées, 167–213.
- POWERS. 1979. The specific surface area of hydrated cement obtained from permeability data. 159–168.
- POWERS, T.C. AND BROWNYARD, T.L. 1946. Studies of the Physical Properties of Hardened Portland Cement Paste. *Journal Proceedings* 43, 9, 101–132.
- POWERS, T.C., COPELAND, L.E., HAYES, J.C., AND MANN, H.M. 1954. Permeability of Portland Cement Paste. *Journal Proceedings* 51, 11, 285–298.
- POWIERZA, B., STELZNER, L., OESCH, T., GOLLWITZER, C., WEISE, F., AND BRUNO, G. 2018. Water Migration in One-Side Heated Concrete: 4D In-Situ CT Monitoring of the Moisture-Clog-Effect. *Journal of Nondestructive Evaluation* 38, 1, 15.
- 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. AND CHARLES, S. 2009. Temperature dependence of the sorption isotherms of cement-based materials: Heat of sorption and Clausius–Clapeyron formula. *Cement and Concrete Research* 39, 11, 1060–1067.
- POYET, S., CHARLES, S., HONORÉ, N., AND 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, 1015.
- POYET, S., TRENTIN, K., AND AMBLARD, E. 2016. The Use of Sorption Balance for the Characterization of the Water Retention Curve of Cement-Based Materials. *Journal of Advanced Concrete Technology* 14, 7, 354–367.

- RANAIVOMANANA, H., VERDIER, J., SELLIER, A., AND BOURBON, X. 2011. Toward a better comprehension and modeling of hysteresis cycles in the water sorption–desorption process for cement based materials. *Cement and Concrete Research* 41, 8, 817–827.
- RAZNJEVIC, K. AND PODHORSKY, R. 1970. *Tables et diagrammes thermodynamiques*. Paris: Eyrolles.
- RESENDE, H.F., REIS, E.D., ARROYO, F.N., ET AL. 2022. Residual Mechanical Properties and Durability of High-Strength Concrete with Polypropylene Fibers in High Temperatures. *Materials* 15, 13, 4711.
- RILEM TC 116-PCD. 1999. *Recommendation of TC 116- Tests for gas permeability of concrete – Part A : Preconditioning of concrete test specimens for the measurement of gas permeability and capillary absorption of water*. .
- ROBERT, F., COLINA, H., AND DEBICKI, G. 2008. La durabilité des bétons face aux incendies. In: *La durabilité des bétons*. .
- SALGUES, M. 2013. Modélisation des effets structuraux des réactions sulfatiques internes : application aux barrages en béton. <http://www.theses.fr/2013TOU30300>.
- SAMOUH, H., ROZIÈRE, E., WISNIEWSKI, V., AND LOUKILI, A. 2017. Consequences of longer sealed curing on drying shrinkage, cracking and carbonation of concrete. *Cement and Concrete Research* 95, 117–131.
- SANJAYAN, G., STOCKS, L.J., AND STOCKS, L.J. 1993. Spalling of High-Strength Silica Fume Concrete in Fire. *Materials Journal* 90, 2, 170–173.
- SCHNEIDER, U. 1988. Concrete at high temperatures — A general review. *Fire Safety Journal* 13, 1, 55–68.
- SCHNEIDER, U. AND DIEDERICHS, U. 1981. Physical Properties of Concrete from 20 C to melting. .
- SCHNEIDER, U. AND HORVATH, J. 2003. Behaviour of ordinary concrete at high temperatures. .
- SIDDIQUE, R. AND IKBAL KHAN, M. 2011. *Supplementary Cementing Materials*. .
- SIDDIQUE, R. AND IQBAL KHAN, M. 2011. Metakaolin. In: R. Siddique and M.I. Khan, eds., *Supplementary Cementing Materials*. Springer, Berlin, Heidelberg, 175–230.
- SOLEILHET, F. 2018. Etudes expérimentales et numériques des matériaux cimentaires sous sollicitations hydro-mécaniques. <http://www.theses.fr>. <http://www.theses.fr/2018SACLN013>.
- TAERWE, L. AND MATTHYS, S. 2013. *fib model code for concrete structures 2010*. Ernst & Sohn, Wiley.
- TAYLOR, H.F.W. 1997. *Cement chemistry, 2nd ed. ed. T. Telford*. London.
- TENNIS, P.D. AND JENNINGS, H.M. 2000. A model for two types of calcium silicate hydrate in the microstructure of Portland cement pastes. *Cement and Concrete Research* 30, 6, 855–863.
- THIERY, M., BAROGHEL-BOUNY, V., BOURNETON, N., VILLAIN, G., AND STÉFANI, C. 2007. Modélisation du séchage des bétons. *Revue Européenne de Génie Civil* 11, 5, 541–577.
- TORQUATO, S. 2002. *Random Heterogeneous Materials: Microstructure and Macroscopic Properties*. Springer Science & Business Media.
- TORRENTI, J.-M. 1987. Comportement multiaxial du béton: aspects expérimentaux et modélisation. .
- TORRENTI, J.M. AND BENBOUDJEMA, F. 2005. Mechanical threshold of cementitious materials at early age. *Materials and structures* 38, 277, 299–304.

- ULM, F.-J., ACKER, P., AND LÉVY, M. 1999a. The “Chunnel” Fire. II: Analysis of Concrete Damage. *Journal of Engineering Mechanics* 125, 3, 283–289.
- ULM, F.-J., COUSSY, O., AND BAŽANT, Z.P. 1999b. The “Chunnel” Fire. I: Chemoplastic Softening in Rapidly Heated Concrete. *Journal of Engineering Mechanics* 125, 3, 272–282.
- UOMOTO, T. AND TAKADA, Y. 1993. Factors affecting concrete carbonation. *Concrete library of JSCE* (21), 31–44.
- VAN GENUCHTEN, M.TH. 1980. A Closed-form Equation for Predicting the Hydraulic Conductivity of Unsaturated Soils. *Soil Science Society of America Journal* 44, 5, 892–898.
- VILLAIN, G., BAROGHEL-BOUNY, V., KOUNKOU, C., AND HUA, C. 2001. Mesure de la perméabilité aux gaz en fonction du taux de saturation des bétons. *Revue Française de Génie Civil* 5, 2–3, 251–268.
- VILLAIN, G., COCHET, D., OLIVIER, G., AND THIERY, M. 2007. Vers un mode opératoire performant et discriminant de carbonatation accélérée des bétons pour ouvrages d’art. .
- VILLAIN, G. AND PLATRET, G. 2006. Two experimental methods to determine carbonation profiles in concrete. *ACI Materials Journal* 103, 265–271.
- VORECHOVSKÁ, D. 2022. Relation between spalling behaviour and water content of concrete. .
- WALLER, V. 1999. Relations entre composition des betons, exothermie en cours de prise et resistance en compression. <https://www.researchgate.net/publication/283307741>.
- WALLER, V., D’ALOÏA, L., CUSSIGH, F., AND LECRUX, S. 2004. Using the maturity method in concrete cracking control at early ages. *Cement and Concrete Composites* 26, 5, 589–599.
- WITTMANN. 1982. Creep and shrinkage mechanisms, dans : Bažant Z.P., Wittmann F.H. (Eds.), *Creep and Shrinkage in concrete Structures*, Wiley, Chi Chester, p. 129-161. .
- WITTMANN, F. 1970. Einfluß des Feuchtigkeitsgehaltes auf das Kriechen des Zementsteines. 282–287.
- WU, B., LUO, Y., AND ZANG, J. 2019. Thermal Behavior of Tunnel Segment Joints Exposed to Fire and Strengthening of Fire-damaged Joints with Concrete-filled Steel Tubes. *Applied Sciences* 9, 1781.
- WU, Q. 2014. Isothermes de désorption de matériaux cimentaires: étude d’un protocole accéléré et estimation du VER. <http://www.theses.fr/2014LIL10149/document>.
- WU, Q., ROUGELOT, T., BURLION, N., AND BOURBON, X. 2015. Representative volume element estimation for desorption isotherm of concrete with sliced samples. *Cement and Concrete Research* 76, 1–9.
- WYRZYKOWSKI, M., MCDONALD, P., SCRIVENER, K., AND LURA, P. 2017. Water Redistribution within the Microstructure of Cementitious Materials Due to Temperature Changes Studied with 1 H NMR. *The Journal of Physical Chemistry C* 121, 27950–27962.
- XI, Y., BAŽANT, Z.P., MOLINA, L., AND JENNINGS, H.M. 1994. Moisture diffusion in cementitious materials Moisture capacity and diffusivity. *Advanced Cement Based Materials* 1, 6, 258–266.
- XING, Z., BEAUCOUR, A.-L., HEBERT, R., NOUMOWE, A., AND LEDESERT, B. 2011. Influence of the nature of aggregates on the behaviour of concrete subjected to elevated temperature. *Cement and Concrete Research* 41, 4, 392–402.
- XU, W.X., LV, Z., AND CHEN, H.S. 2013. Effects of particle size distribution, shape and volume fraction of aggregates on the wall effect of concrete via random sequential packing of polydispersed ellipsoidal particles. *Physica A: Statistical Mechanics and its Applications* 392, 3, 416–426.

- YERMAK, N., PLYIA, P., BEAUCOUR, A.-L., SIMON, A., AND NOUMOWÉ, A. 2017a. Influence of steel and/or polypropylene fibres on the behaviour of concrete at high temperature: Spalling, transfer and mechanical properties. *Construction and Building Materials* 132, 240–250.
- YERMAK, N., PLYIA, P., BEAUCOUR, A.-L., SIMON, A., AND NOUMOWÉ, A. 2017b. Influence of steel and/or polypropylene fibres on the behaviour of concrete at high temperature: Spalling, transfer and mechanical properties. *Construction and Building Materials* 132, 240–250.
- YOUSSEF, M., PELLENQ, R.J.-M., AND YILDIZ, B. 2011. Glassy Nature of Water in an Ultraconfining Disordered Material: The Case of Calcium–Silicate–Hydrate. *Journal of the American Chemical Society* 133, 8, 2499–2510.
- YSSORCHE, M.P. 1995. Microfissuration et durabilité des bétons à hautes performances. <http://www.theses.fr/1995ISAT0008>.
- ZHANG, Z. AND ANGST, U.M. 2021. Effects of model boundary conditions on simulated drying kinetics and inversely determined liquid water permeability for cement-based materials. *Drying Technology* 0, 0, 1–18.
- ZHENG, J.J., LI, C.Q., AND ZHAO, L.Y. 2003. Simulation of Two-Dimensional Aggregate Distribution with Wall Effect. *Journal of Materials in Civil Engineering* 15, 5, 506–510.
- ZHUKOV, V. 1976. Reasons of explosive spalling of concrete by fire. In: *Beton I zhelezobeton (Concrete and Reinforcement Concrete)*. .

Titre :  tude de la cinétique de séchage des bétons : Application à l'atteinte d'un gradient hydrique représentatif dans le cadre des essais au feu

Mots clés : Comportement au feu, écaillage des bétons, Cinétique de séchage, Teneur en eau

Résumé : L'écaillage des bétons est une forme d'instabilité thermique face à l'incendie qu'il convient de prendre en compte lorsque le comportement au feu de certaines structures doit être évalué.

Le comportement au feu est communément évalué en se référant aux exigences de la norme à NF EN 1363 -1 « Essais de résistance au feu Partie 1 : Exigences générales ». Selon cette norme, un conditionnement à 23  C, 50 %HR environ pendant au moins 3 mois doit être appliqué pour les éléments en béton et devrait permettre à l'élément testé d'atteindre un état hydrique et mécanique représentatifs de son état de service normal le jour de l'essai, quel que soit le type de b ton et la géométrie de la structure.

Dans ce contexte, l'objectif principal de la thèse est d'étudier l'impact de la durée et des conditions de séchage sur (i) les profils d'écaillage de différents bétons et sur (ii) les profils hydriques qui leurs sont associés. Des protocoles de séchage accéléré sont proposés sur la base d'une étude expérimentale et numérique.

Les protocoles de séchage visent soit (i)   réduire le temps de conditionnement usuellement utilisé en conditions normalisées (3 mois) tout en gardant une représentativité acceptable ou (ii)   proposer un protocole permettant de reproduire l'état hydrique de structures en béton en état de service (2 ans) tout en s'assurant de la reproductibilité des faciès d'écaillage. Une campagne expérimentale extensive et une étude numérique de la cinétique de séchage sont réalisées sur deux bétons hautes performances et deux bétons ordinaires. Le comportement au feu de dalles chargées ou non mécaniquement a été évalué aux diverses échéances et aux modes de conditionnement étudiés. L'importance du gradient hydrique et de la teneur en eau vis-à-vis de l'écaillage a été mise en avant. Une bonne représentativité des protocoles de séchage accéléré proposés a également été observée.

Title : Drying kinetics of concrete: application to the achievement of a representative hydric profile in the case of fire testing

Keywords : Fire behavior, Concrete spalling, Drying kinetics, Water content

Abstract: Spalling of concrete is a form of thermal instability induced by fire exposure. It needs to be investigated when the fire behaviour of certain structures is to be assessed.

Fire behaviour is commonly assessed by reference to the requirements of EN 1363-1 "Fire resistance tests - Part 1: General requirements". According to this standard, conditioning at 23 °C, 50 %RH for at least 3 months should be applied for concrete elements and should allow the tested element to reach a hydric and mechanical state representative of its normal service state on the day of the test, whatever the type of concrete and the geometry of the structure.

In this context, the main objective of the thesis is to study the impact of drying time and conditions on (i) the spalling profiles of different concretes and (ii) the associated water profiles. Accelerated drying protocols are proposed on the basis of experimental and numerical study.

The drying protocols aim either (i) to reduce the conditioning time usually used in standard conditions (3 months) while maintaining acceptable representativity or (ii) to propose a protocol allowing to reproduce the hydric state of concrete structures in service condition (2 years) while ensuring the reproducibility of the spalling facies. An extensive experimental campaign and a numerical study of the drying kinetics are carried out on two high-performance concretes and two ordinary concretes. The fire behaviour of mechanically loaded and non-mechanically loaded slabs was evaluated at the various times and conditioning modes studied. The importance of the water gradient and the water content in relation to spalling was highlighted. A good representativity of the proposed accelerated drying protocols was also observed.