

TABLE DES MATIÈRES

Liste des figures.....	5
Liste des tableaux	11
Liste des notations	13
Liste des abréviations.....	15
Résumé.....	17
Abstract	19
INTRODUCTION GÉNÉRALE	21
Chapitre I - SYNTHÈSE BIBLIOGRAPHIQUE.....	23
I.1 Introduction	25
I.2 Instabilité thermique du béton	25
I.2.1 Différentes formes d'endommagement thermique	25
I.2.2 Mécanisme du phénomène d'écaillage et de l'éclatement du béton chauffé	26
I.2.3 Paramètres favorisant l'instabilité thermique	27
I.3 Phénomènes physiques et chimiques dans le béton chauffé.....	28
I.3.1 Matrice cimentaire	28
I.3.2 Granulats	30
I.4 Propriétés thermiques.....	33
I.4.1 Déformation thermique du béton	33
I.4.1.1 Déformation thermique de la pâte cimentaire.....	33
I.4.1.2 Déformation thermique des granulats	34
I.4.1.3 Déformation thermique du béton	35
I.4.2 Conductivité thermique.....	37
I.4.3 Chaleur massique	38
I.5 Propriétés physiques.....	40
I.5.1 Porosité	40
I.5.2 Perméabilité	41
I.6 Propriétés mécaniques des bétons chauffés	42
I.6.1 Résistance à la compression.....	43
I.6.2 Résistance à la traction.....	45

I.6.3	Module d'élasticité.....	48
I.7	Transferts thermiques, hydriques.....	51
I.7.1	Transferts thermiques.....	51
I.7.2	Transferts hydriques.....	54
I.7.2.1	Pression de vapeur	54
I.7.2.2	Perte de masse.....	59
I.8	Conclusion de l'étude bibliographique	62
Chapitre II	- PROTOCOLE EXPÉRIMENTAL	65
II.1	Introduction	67
II.2	Caractéristiques des matériaux.....	67
II.2.1	Granulats	67
II.2.2	Ciment.....	68
II.2.3	Eau	68
II.2.4	Superplastifiant	69
II.3	Compositions des bétons.....	69
II.4	Dispositif expérimental	70
II.4.1	Fabrication	70
II.4.1.1	Instrumentation	70
II.4.1.2	Gâchage du béton.....	71
II.4.2	Conservation des éprouvettes	72
II.5	Cycle de chauffage – refroidissement.....	73
II.6	Mesures de température, de pression et de masse.....	76
II.7	Mesure de la perméabilité intrinsèque.....	78
II.7.1	Préparation des échantillons	78
II.7.2	Dispositif de mesure de la perméabilité.....	79
II.7.3	Mesure de la perméabilité au gaz k_g	80
II.7.4	Détermination de la perméabilité intrinsèque k_i	81
II.8	Mesure de la masse volumique apparente et de la masse d'eau déshydratée	82
II.8.1	Préparation des échantillons	82
II.8.2	Dispositif expérimental de mesure de masse volumique apparente	82
II.8.3	Détermination de la quantité d'eau de déshydratation.....	83

II.8.4	Détermination de la masse volumique apparente	83
II.9	Mesure des propriétés thermiques	83
II.9.1	Préparation des échantillons	84
II.9.2	Dispositif de mesure des propriétés thermiques	84
II.9.3	Mesure de la conductivité thermique, diffusivité thermique et chaleur volumique	85
Chapitre III	- RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX.....	87
III.1	Mesures des propriétés physiques des bétons	89
III.1.1	Masse volumique apparente.....	89
III.1.2	Déshydratation des bétons	91
III.1.3	Perméabilité au gaz.....	94
III.1.4	Mesures des propriétés thermiques.....	97
III.1.4.1	Conductivité thermique.....	97
III.1.4.2	Diffusivité thermique.....	99
III.1.4.3	Chaleur spécifique	100
III.1.5	Conclusion	101
III.2	Présentation des résultats de transferts thermo-hydriques.....	103
III.2.1	Mesures de la température	103
III.2.1.1	Température	103
III.2.1.2	Gradient thermique et différence de température	113
III.2.2	Mesures de la pression.....	114
III.2.3	Mesure de la perte de masse	117
III.3	Analyse des résultats	118
III.3.1	Confrontation des mesures de température et de pression.....	118
III.3.2	Confrontation des mesures de température et de perte de masse.....	121
III.3.3	Confrontation des mesures de température, de pression et de perte de masse	125
III.3.4	Conclusion	126
Chapitre IV	- ÉTUDE NUMÉRIQUE DES TRANSFERTS COUPLÉS DE CHALEUR ET DE MASSE.....	129
IV.1	Synthèse théorique du modèle	130
IV.1.1	Hypothèses du modèle	130
IV.1.2	Lois de conservation de la masse.....	131
IV.1.2.1	Conservation de la masse d'eau liquide.....	131
IV.1.2.2	Conservation de la masse de vapeur	131

IV.1.2.3	Conservation de la masse d'eau totale	131
IV.1.3	Loi de conservation de l'énergie.....	134
IV.1.4	Présentation des paramètres de la modélisation.....	137
IV.1.4.1	Paramètres relatifs aux fluides	137
IV.1.4.2	Paramètres relatifs aux propriétés thermiques	138
IV.1.4.3	Paramètres déterminés expérimentalement.....	138
IV.2	Présentation de la mise en œuvre du calcul numérique.....	144
IV.2.1	Modélisation numérique 2D	144
IV.2.2	Discrétisation des équations.....	145
IV.2.2.1	Résolution du système d'équations.....	145
IV.2.2.2	Analyse critique	146
IV.2.2.3	Schéma du programme	147
IV.2.3	Données d'entrée de la modélisation pour les bétons B1 et B2.....	147
IV.3	Comparaison des résultats numériques et expérimentaux.....	148
IV.3.1	Comparaison entre les températures numériques et expérimentales	148
IV.3.2	Comparaison entre les pressions numériques et expérimentales	152
IV.3.3	Comparaison entre la perte de masse numérique et expérimentale	153
IV.4	Conclusion	154
CONCLUSION GÉNÉRALE ET PERSPECTIVES.....		157
ANNEXES		163
Annexe A. Mesure de la perméabilité		165
A.1	Perméabilité au gaz	165
A.2	Relation entre la perméabilité intrinsèque et la perméabilité au gaz...	167
Annexe B. Schéma du programme.....		169
RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....		171

Liste des figures

figure I-1 :	<i>Illustration du mécanisme d'éclatement [Consolazio et al. 1997]</i>	27
figure I-2 :	<i>Processus de déshydratation (a) / réhydratation(b) de la pâte de ciment exposée à haute température [Alonso et al. 2004]</i>	29
figure I-3 :	<i>Analyse thermogravimétrique des granulats calcaires (a), siliceux (b) et silex (c) [Xing 2011]</i>	32
figure I-4 :	<i>Déformation thermique des pâtes de ciment [Diederichs et al. 1989]</i>	33
figure I-5 :	<i>Influence de la vitesse de chauffage sur les déformations thermiques de la pâte de ciment [Hager 2004]</i>	34
figure I-6 :	<i>Expansion thermique des granulats [Diederichs et al. 1989]</i>	35
figure I-7 :	<i>Déformation thermique des bétons de granulats silico-calcaire et calcaire par [Hager 2004]</i>	36
figure I-8 :	<i>Déformation thermique des bétons de granulats silico-calcaire et calcaire par [Mindeguia 2009]</i>	36
figure I-9 :	<i>Conductivité thermique du béton en fonction de la température [Haniche 2011, Xing 2011, Mindeguia 2009]</i>	38
figure I-10 :	<i>Influence des types de granulats sur la chaleur massique de bétons : (a)- [Kodur et al. 1998], (b)- [Xing 2011]</i>	39
figure I-11 :	<i>Évolution de la chaleur massique des bétons avec la température (Eurocode 2)</i>	39
figure I-12 :	<i>Évolution de la porosité relative des BO et BHP [Pliya 2010]</i>	40
figure I-13 :	<i>Évolution comparée de la porosité des bétons de fibres de polypropylène (a) et de fibres métalliques (b) [Pliya 2010]</i>	41
figure I-14 :	<i>Évolution de la perméabilité des bétons BO et BHP en fonction de la température [Haniche 2011, Mindeguia 2009, Kanema 2007]</i>	42
figure I-15 :	<i>Influence des fibres de polypropylène sur la perméabilité des BO et BHP (a)- [Mindeguia 2009], (b)- [Haniche 2011]</i>	42
figure I-16 :	<i>Évolution de la résistance résiduelle relative à la compression des BO et BHP [Xing 2011, Pliya 2010, Fares 2009, Mindeguia 2009]</i>	43
figure I-17 :	<i>Évolution de la résistance résiduelle à la compression (en MPa) des BO (a) et BHP (b) avec différents granulats [Xing 2011]</i>	44
figure I-18 :	<i>Évolution de la résistance résiduelle à la compression des BO (a) et BHP (b) avec ou sans les fibres de polypropylène, métalliques, et cocktail de fibres (S-P) [Pliya 2010]</i>	45
figure I-19 :	<i>Évolution de la résistance résiduelle relative à la traction par fendage [Behnood et al. 2009, Kanema 2007, Li et al. 2004, Noumowé 1995]</i>	46
figure I-20 :	<i>Évolution de la résistance résiduelle relative à la traction par fendage des BO et BHP [Xing 2011]</i>	46

figure I-21 :	<i>Évolution de la résistance résiduelle à la traction par flexion de bétons avec et sans fibres de polypropylène : (a) pour BO et (b) pour BHP [Haniche 2011, Pliya 2010, Suhaendi et al. 2006, Chen et al. 2004] . 48</i>
figure I-22 :	<i>Évolution du module d'élasticité résiduel relatif [Haniche 2011, Pliya 2010, Fares 2009, Kanema 2007, Noumowé 1995] 49</i>
figure I-23 :	<i>Évolution du module d'élasticité résiduel relatif de BHP avec ou sans fibres : (a) pour fibres de polypropylène et fibres métalliques (b) [Pliya 2010, Suhaendi et al. 2006] 50</i>
figure I-24 :	<i>Influence des granulats sur le module d'élasticité résiduel relatif : test à l'ambiance (a) [Xing 2011], test à chaud (b) [Cheng et al. 2004]... 51</i>
figure I-25 :	<i>Évolution des températures d'une éprouvette cylindrique (10x20cm) de BHP soumise à la vitesse de chauffage de 5°C/min [Phan et al. 2001] 52</i>
figure I-26 :	<i>Évolution de la différence de température entre le centre et la surface des éprouvettes cylindriques (11x22 cm) de différents bétons [Kanema 2007] 52</i>
figure I-27 :	<i>Influence de la taille de l'éprouvette sur la différence de température entre le centre et la surface : 11x22 cm (a) et 16x32 cm (b) de BO chauffés à 1°C/min [Kanema et al. 2011] 53</i>
figure I-28 :	<i>Évolution de la différence de température entre le centre et la surface de BO calcaire (BO-C), siliceux (BO-S) et silico-calcaire (BO-SC) [Xing 2011] 54</i>
figure I-29 :	<i>Évolution du pic de pression de vapeur en fonction de la distance de la surface chauffée des éprouvettes prismatiques (30x30x12 cm) soumises à un chauffage (600°C en 6 heures) [Kalifa et al. 2000] 55</i>
figure I-30 :	<i>Évolution de la pression de vapeur en fonction du temps dans des éprouvettes prismatiques (30x30x12 cm) de BO (a) et BHP (b) soumises à 600°C, avec un chauffage rapide (600°C en 5 minutes) [Mindeguia et al. 2010] 55</i>
figure I-31 :	<i>Évolution de la pression de vapeur en fonction du temps dans des éprouvettes cylindriques (Ø175x100 mm) de BO et BHP soumises à 600°C, avec un chauffage rapide (600°C en 5 minutes) [Bangi et al. 2012] 55</i>
figure I-32 :	<i>Évolution de la pression de vapeur maximale en fonction du ratio E/C [Mindeguia et al. 2010] 56</i>
figure I-33 :	<i>Évolution de la pression de vapeur maximale en fonction de la teneur en eau du béton BHP [Hager 2004] 56</i>
figure I-34 :	<i>Courbe de pression et de dérivée dT/dt en fonction du temps [Kalifa et al. 2000] 57</i>
figure I-35 :	<i>Pression de vapeur au sein des bétons avec et sans fibres de polypropylène en fonction de la température à différentes vitesses de chauffage [Felicetti et al. 2012] 57</i>

figure I-36 :	<i>Influence des fibres de polypropylène (PP) , hybride (HY) sur la pression de vapeur du béton BHP mesurée à 50 mm (a) et à 30 mm (b) de la surface chauffée à une vitesse de 400°C/h [Bangi et al. 2011] ..</i>	58
figure I-37 :	<i>Évolution du gradient de pression de vapeur en fonction de la distance à la surface chauffée [Kalifa et al. 2000]</i>	59
figure I-38 :	<i>Évolution de la perte de masse en fonction de la température pour différentes compositions de bétons [Hager 2004]</i>	60
figure I-39 :	<i>Comparaison de la perte de masse et de la teneur en eau initiale des bétons soumis à 600°C [Xing 2011, Mindeguia et al. 2010, Kanema 2007, Kalifa et al. 2000]</i>	61
figure I-40 :	<i>Évolution de la perte de masse suivant la vitesse de chauffage [Kanema 2007]</i>	61
figure II-1 :	<i>Courbe granulométrique du sable 0/4 et du gravier 6.3/20</i>	68
figure II-2 :	<i>Dispositif de mesure de température et de pression</i>	70
figure II-3 :	<i>Schéma d'implantation des jauges et des thermocouples (a); moule avec jauges et thermocouples (b).....</i>	71
figure II-4 :	<i>Confection des éprouvettes de béton.....</i>	72
figure II-5 :	<i>Courbe de chargement thermique.....</i>	74
figure II-6 :	<i>Régulateur EURO THERM : Centrale d'acquisition automatique et enregistrement de données (a); Éprouvette placée dans le four (b); Schéma du dispositif d'acquisition de mesures de température, pression et perte de masse (c).....</i>	75
figure II-7 :	<i>Découpage des éprouvettes cylindriques de 15x30 cm en disques de 15x5 cm</i>	78
figure II-8 :	<i>Variation de la masse de disques 15x5cm des bétons B1 et B2 séchés dans l'étuve à 80°C.....</i>	79
figure II-9 :	<i>Perméamètre à charge constante Cembureau</i>	79
figure II-10 :	<i>Cellule du perméamètre au gaz</i>	80
figure II-11 :	<i>Perméabilité au gaz k_g en fonction de l'inverse de la pression moyenne P_m</i>	81
figure II-12 :	<i>Détermination de la masse volumique apparente.....</i>	82
figure II-13 :	<i>Dispositif de mesure des propriétés thermiques (a) ; Paire d'échantillons dans le four (b) ; Sonde (type Mica) (c).....</i>	84
figure II-14 :	<i>Chargement thermique pour la mesure des propriétés thermiques.....</i>	85
figure III-1 :	<i>Masse volumique apparente en fonction de la température</i>	90
figure III-2 :	<i>Masse volumique relative en fonction de la température</i>	90
figure III-3 :	<i>Ouverture des fissures à la surface des éprouvettes de béton B1 après chauffage – refroidissement.....</i>	91
figure III-4 :	<i>Ouverture des fissures à la surface des éprouvettes de béton B2 après chauffage – refroidissement.....</i>	91

figure III-5 :	<i>Évolution de la perte d'eau liée en fonction de la température des bétons B1 et B2</i>	<i>93</i>
figure III-6 :	<i>Évolution du taux eau liée/eau liée totale en fonction de la température des bétons B1 et B2</i>	<i>94</i>
figure III-7 :	<i>Évolution de la perméabilité intrinsèque des bétons en fonction de la température</i>	<i>95</i>
figure III-8 :	<i>Évolution de la perméabilité intrinsèque relative des bétons en fonction de la température</i>	<i>95</i>
figure III-9 :	<i>Comparaison des perméabilités intrinsèques des bétons B1 et B2 à celles de [Haniche 2011, Fares 2009, Mindeguia 2009, Kanema 2007] pour différentes durées de palier</i>	<i>96</i>
figure III-10 :	<i>Évolution de la conductivité thermique des bétons B1 et B2 en fonction de la température</i>	<i>98</i>
figure III-11 :	<i>Comparaison des conductivités thermiques des bétons B1 et B2 à celles d'autres auteurs (béton contenant des granulats calcaires) [Xing 2011, Mindeguia 2009] et Eurocode 2</i>	<i>98</i>
figure III-12 :	<i>Évolution de la diffusivité thermique des bétons B1 et B2 en fonction de la température</i>	<i>99</i>
figure III-13 :	<i>Comparaison des diffusivités thermiques des bétons B1 et B2 à celles proposées par d'autres auteurs (béton contenant des granulats silico-calcaires) [Xing 2011, Mindeguia 2009].....</i>	<i>100</i>
figure III-14 :	<i>Évolution de la chaleur spécifique des bétons B1 et B2 en fonction de la température</i>	<i>101</i>
figure III-15 :	<i>Comparaison des chaleurs spécifiques des bétons B1 et B2 à celles proposées par [Xing 2011] (bétons de granulats silico-calcaires étudiés) et celles proposées par l'Eurocode 2</i>	<i>101</i>
figure III-16 :	<i>Schéma d'implantation des jauges et des thermocouples</i>	<i>103</i>
figure III-17 :	<i>Températures locales et de surface (a) et Dérivée temporelle de température (dT_i/dt) et différences de température entre la surface et les points intérieurs, mesurées sur l'éprouvette de béton B1-1 en fonction du temps (b)</i>	<i>104</i>
figure III-18 :	<i>Températures locales et de surface (a) et Dérivée temporelle de température (dT_i/dt) et différences de température entre la surface et les points intérieurs, mesurées sur l'éprouvette de béton B1-2 en fonction du temps (b)</i>	<i>105</i>
figure III-19 :	<i>Températures locales et de surface (a) et Dérivée temporelle de température (dT_i/dt) et différences de température entre la surface et les points intérieurs, mesurées sur l'éprouvette de béton B2-1 en fonction du temps (b)</i>	<i>106</i>
figure III-20 :	<i>Températures locales et de surface (a) et Dérivée temporelle de température (dT_i/dt) et différences de température entre la surface et les points intérieurs, mesurées sur l'éprouvette de béton B2-2 en fonction du temps (b)</i>	<i>107</i>

figure III-21 :	<i>Agrandissement du 1^{er} palier de température des bétons B1 et B2 ...</i>	112
figure III-22 :	<i>Agrandissement du 2nd palier de température des bétons B1 et B2...</i>	113
figure III-23 :	<i>Gradient thermique global dans les éprouvettes 60x60 cm en fonction de la température de la surface</i>	114
figure III-24 :	<i>Pression de vapeur dans les éprouvettes de bétons B1 et B2 en fonction du temps</i>	116
figure III-25 :	<i>Pression maximale dans les éprouvettes de bétons B1 et B2 suivant le rayon</i>	117
figure III-26 :	<i>Évolution de la perte de masse en fonction du temps (a) et en fonction de la température surface (b).....</i>	118
figure III-27 :	<i>Évolution de la température (a,b) et de la pression (c,d) dans le béton ordinaire (B1-1 et B1-2) en fonction du temps</i>	119
figure III-28 :	<i>Évolution de la température (a,b) et de la pression (c,d) dans le béton à hautes performances (B2-1 et B2-2) en fonction du temps</i>	120
figure III-29 :	<i>Évolution de la pression dans les bétons B1 et B2 et de la pression de vapeur saturante en fonction de la température</i>	121
figure III-30 :	<i>Évolution de la température (a,b) et de la perte de masse (c,d) du béton ordinaire (B1-1 et B1-2) en fonction du temps</i>	124
figure III-31 :	<i>Évolution de la température (a,b) et de la perte de masse (c,d) du béton à hautes performances (B2-1 et B2-2) en fonction du temps</i>	124
figure III-32 :	<i>Évolution de la température, de la pression et de la perte de masse des bétons B1 et B2 en fonction du temps</i>	126
figure IV-1 :	<i>Répartition volumique des différentes phases du béton.....</i>	130
figure IV-2 :	<i>Courbe expérimentale de l'évolution de la déshydratation en fonction de la température des bétons B1 et B2.....</i>	139
figure IV-3 :	<i>Courbe expérimentale de l'évolution de la perméabilité intrinsèque en fonction de la déshydratation des bétons B1 et B2</i>	141
figure IV-4 :	<i>Équation expérimentale de l'évolution de la porosité en fonction de la déshydratation des bétons B1 et B2</i>	143
figure IV-5 :	<i>Courbe expérimentale de la conductivité thermique en fonction de la température des bétons B1 et B2</i>	144
figure IV-6 :	<i>Modélisation réelle -3D (a) ; Modélisation numérique -2D (b).....</i>	145
figure IV-7 :	<i>Comparaison des températures numériques et expérimentales des bétons B1 et B2</i>	149
figure IV-8 :	<i>Agrandissement du premier palier de température dans les bétons B1 et B2</i>	150
figure IV-9 :	<i>Agrandissement du second palier de température dans les bétons B1 et B2</i>	150
figure IV-10 :	<i>Différences de température entre la surface et les points intérieurs ($DT=T_s-T_i$) obtenues par le modèle et l'expérience.....</i>	151

figure IV-11 : *Comparaison des pressions numériques et expérimentales en fonction du temps des bétons B1 et B2.....* 152

figure IV-12 : *Comparaison des pressions numériques et expérimentales en fonction de la température des bétons B1 et B2.....* 153

figure IV-13 : *Comparaison de perte de masse numérique et expérimentale des bétons B1 et B2 en fonction du temps (a) et de la température de surface(b) 154*

Liste des tableaux

tableau I-1 :	<i>Perméabilité intrinsèque et relative des bétons en fonction de la température [Mindeguia 2009].....</i>	41
tableau II-1 :	<i>Propriétés physiques du gravier et du sable.....</i>	67
tableau II-2 :	<i>Propriétés du ciment utilisé</i>	68
tableau II-3 :	<i>Caractéristiques du Cimfluid 3002</i>	69
tableau II-4 :	<i>Composition des bétons B1 et B2.....</i>	69
tableau II-5 :	<i>Régime de conservation des éprouvettes adopté et conservation des éprouvettes selon la RILEM TC 129-MHT</i>	73
tableau II-6 :	<i>Cycles de chauffage-refroidissement – Tailles – Essais</i>	74
tableau II-7 :	<i>Nombre d'éprouvettes fabriquées pour chaque type du béton testé</i>	76
tableau II-8 :	<i>Description de la démarche expérimentale</i>	77
tableau II-9 :	<i>Pression d'entrée en fonction de la température de chauffage et du type de béton.....</i>	80
tableau III-1 :	<i>Masse volumique apparente et relative des bétons en fonction de la température</i>	89
tableau III-2 :	<i>Perte de masse de bétons séchés.....</i>	92
tableau III-3 :	<i>Perméabilité intrinsèque des bétons B1 et B2</i>	94
tableau III-4 :	<i>Propriétés thermiques des bétons B1 et B2 en fonction de la température</i>	97
tableau III-5 :	<i>Valeurs de temps, températures internes et de surface correspondant aux perturbations relatives aux transformations au sein des bétons B1 et B2</i>	110
tableau III-6 :	<i>Valeurs moyennes des températures internes et de surface des perturbations enregistrées au sein des bétons B1 et B2</i>	111
tableau III-7 :	<i>Valeurs de températures internes et de surface et rapport P_i/P_{max} correspondant aux perturbations enregistrées lors des essais</i>	121
tableau III-8 :	<i>Valeurs de températures au centre et à la surface, rapport $\Delta M/\Delta M_{max}$ correspondant aux perturbations sur les courbes de température</i>	123
tableau III-9 :	<i>Valeurs de températures internes et de surface, taux P_i/P_{max} et $\Delta M/\Delta M_{max}$ correspondant aux perturbations sur les courbes de température et aux inflexions sur la courbe de perte de masse des bétons B1 et B2</i>	126
tableau IV-1 :	<i>Masses volumiques, viscosités et perméabilités en fonction de la température (T en °C) et de la déshydratation (d en kg)</i>	137
tableau IV-2 :	<i>Quantité d'eau déliée en fonction de la température.....</i>	139
tableau IV-3 :	<i>Cinétique de déshydratation en fonction de la température</i>	139
tableau IV-4 :	<i>Paramètres α et k_{v0} dans l'Eq. IV-32 pour le béton ordinaire B1</i>	140

tableau IV-5 :	<i>Paramètres α et k_{v0} dans l'Eq. IV-32 pour le béton à hautes performances B2</i>	141
tableau IV-6 :	<i>Porosité en fonction de la température des bétons B1 et B2</i>	141
tableau IV-7 :	<i>Paramètres expérimentaux pour les bétons B1 et B2</i>	148

Liste des notations

C_{ds}	Capacité thermique de béton sec	J/(kg.K)
C_c	Capacité thermique de ciment anhydre	J/(kg.K)
C_{bw}	Capacité thermique de l'eau liée	J/(kg.K)
C_ℓ	Capacité thermique de l'eau liquide	J/(kg.K)
C_v	Capacité thermique de la vapeur d'eau	J/(kg.K)
C_g	Capacité thermique des granulats	J/(kg.K)
$L_{s \rightarrow l}$	Chaleur latente de déshydratation	J/kg
$L_{\ell \rightarrow v}$	Chaleur latente de vaporisation	J/kg
λ	Conductivité thermique	W/(m.K)
R	Constant moléculaire du gaz, soit 8.314	J/(mol.K)
S	Entropie interne totale	J/K
s_{bw}	Entropie spécifique de l'eau liée	J.m ³ /(kg.K)
s_ℓ	Entropie spécifique de l'eau liquide	J.m ³ /(kg.K)
s_v	Entropie spécifique de la vapeur d'eau	J.m ³ /(kg.K)
s_{ds}	Entropie spécifique du béton sec	J.m ³ /(kg.K)
\bar{q}	Flux de chaleur	J/(m ³ .s)
\bar{J}_ℓ	Flux massique de l'eau	kg/(m ² .s)
\bar{J}_v	Flux massique de la vapeur	kg/(m ² .s)
h_r	Humidité relative ($h_r = \frac{P_v}{P_{vsat}}$)	%
m_{bw}	Masse d'eau liée	kg
d	Masse d'eau déliée	kg
d_0	Masse d'eau liée initiale	kg
m_ℓ	Masse d'eau liquide	kg
$\mu_{\ell \rightarrow v}$	Masse d'eau liquide vaporisée par unité de temps	kg/(m ³ .s)
m_{ds}	Masse de béton sec	kg
m_c	Masse de ciment	kg
m_g	Masse de granulat	kg
m_s	Masse de phase solide	kg
m_v	Masse de vapeur d'eau	kg
$\mu_{v \rightarrow \ell}$	Masse de vapeur d'eau condensée par unité de temps	kg/(m ³ .s)
M_v	Masse moléculaire de la vapeur d'eau	kg/mol
ρ_{hyd}^*	Masse volumique de l'eau liée	kg/m ³
ρ_ℓ	Masse volumique de l'eau liquide	kg/m ³
ρ_v	Masse volumique de la vapeur	kg/m ³
ρ_{hyd}	Masse volumique des C-S-H	kg/m ³

k_ℓ	Perméabilité intrinsèque à l'eau	m^2
k_v	Perméabilité intrinsèque à la vapeur	m^2
k_{rv}	Perméabilité relative à l'eau	m^2
$k_{r\ell}$	Perméabilité relative à la vapeur	m^2
ϕ	Porosité définie par le volume de pores rapport au volume de béton	
ϕ_0	Porosité initiale	
P_ℓ	Pression d'eau liquide	Pa
P_v	Pression de vapeur	Pa
P_{vsat}	Pression de vapeur saturante	Pa
P_i	Pression mesurée au point i [1;3]	Pa
X_{bw}	Relative à l'eau liée chimiquement (bound water)	
X_v	Relative à phase gazeuse	
X_ℓ	Relative à phase liquide	
X_s	Relative à phase solide	
S_ℓ	Saturation liquide définie par le rapport du volume de la phase liquide et du volume des pores	
T	Température	°C
t	Temps	S
η_ℓ	Viscosité dynamique de l'eau	Pa.s
η_v	Viscosité dynamique de la vapeur d'eau	Pa.s
Ω	Volume de l'éprouvette	m^3

Liste des abréviations

BO	Béton Ordinaire
BHP	Béton à Hautes Performances
B1	BO (formulation décrite dans le tableau II-4)
B2	BHP (formulation décrite dans le tableau II-4)
B1-i	Série d'essai sur le béton B1
B2-i	Série d'essai sur le béton B2

Résumé

Le béton est un des matériaux les plus utilisés pour la réalisation de bâtiments et ouvrages de génie civil. En situation d'incendie, le béton peut présenter une instabilité thermique au-delà d'une certaine température. Les travaux de recherche dans le domaine permettent d'approfondir la connaissance du comportement du béton à haute température afin d'améliorer la sécurité des bâtiments et ouvrages.

Le but de ce travail de recherche est d'étudier les transferts couplés de chaleur et de masse dans les bétons, en utilisant des éprouvettes de grandes dimensions. Cette étude porte sur un béton ordinaire ($f_{c28}= 37$ MPa) et un béton à hautes performances ($f_{c28}=73$ MPa). Des éprouvettes cylindriques de grandes dimensions ($\text{Ø}60 \times 60 \text{ cm}$) sont confectionnées, conservées jusqu'à maturité du béton puis soumises à un cycle de chauffage-refroidissement de la température ambiante jusqu'à 600°C à une vitesse de chauffage de $0.1^\circ\text{C}/\text{min}$. Des mesures de température (en surface et à différentes profondeurs des éprouvettes), de pression et de perte de masse sont réalisées au cours du cycle de chauffage - refroidissement. Des mesures de propriétés physiques (masse volumique, perméabilité, conductivité thermique) sont aussi effectués sur des éprouvettes de petites dimensions (formes cylindrique $\text{Ø}15 \times 5$ cm et prismatique $12 \times 8 \times 4$ cm) à des températures de 80, 150, 300 et 450°C .

Une analyse numérique est faite grâce à un modèle thermo-hydrique implanté dans le code CAST'3M afin de comparer les résultats expérimentaux et numériques.

Cette étude a ainsi permis d'approfondir la connaissance des phénomènes couplés qui ont lieu au sein du béton lorsqu'il est porté à une température élevée et de mettre en évidence des résultats non observés sur des éprouvettes de petites dimensions.

La comparaison des résultats expérimentaux et numériques a montré que le modèle numérique développé reproduit bien les transferts couplés de chaleur et de masse qui s'opèrent dans le béton lorsqu'il est chauffé de 20 à 600°C .

Mots clés : Béton ; Température ; Pression de vapeur ; Perte de masse ; Transfert thermo-hydrique ; Propriétés physiques.

Abstract

Concrete is one of the most materials used widely in the construction of buildings and civil engineering materials. In fire conditions, the concrete may exhibit thermal instability beyond a certain temperature. Researches in the field provide a deeper understanding of the behavior of concrete at high temperature in order to improve the safety of buildings and structures.

The purpose of this research is to study the coupled heat and mass transfers in concrete, using large samples. This study focuses on an ordinary concrete ($f_{c28} = 37$ MPa) and a high-performance concrete ($f_{c28} = 73$ MPa). Cylindrical specimens large ($\text{Ø}60 \times 60$ cm) are fabricated, conserved until maturity of the concrete and then subjected to a cycle of heating and cooling from room temperature to 600°C at a heating rate of $0.1^\circ\text{C}/\text{min}$. Measurements of temperature (at surface and at various internal depths of the specimens), pressure and mass loss are carried out during heating-cooling. Measurements of physical properties (density, permeability, thermal conductivity) are also carried out on samples of small dimensions (cylindrical and prismatic shape: $\text{Ø}15 \times 5$ cm and $12 \times 8 \times 4$ cm) at temperatures of 80, 150, 300 and 450°C .

A numerical analysis is carried out by a thermo-fluid model implanted in the code CAST3M in order to compare the experimental and numerical results.

This research has allowed to deepen the understanding of coupled phenomena which take place within the concrete when it is heated at a high temperature and to highlight results which were not observed on small samples.

The results of experimental and numerical comparison showed that the numerical model developed reproduces the coupled heat and mass transfers occurring in the concrete when it is heated from 20 to 600°C .

Key words: *Concrete; Temperature; Vapor pressure; Mass loss; Thermo-hydrous transfer; Physical properties.*

INTRODUCTION GÉNÉRALE

Le béton est un des matériaux très utilisé pour la réalisation de bâtiments et ouvrages de génie civil. En situation d'incendie, malgré son meilleur comportement à la température ambiante, le béton peut présenter une instabilité thermique au-delà d'une certaine température. Les incendies de tunnels sous la Manche (1996 et 2008) en France, Tauern (1999) en Autriche ou Saint-Gothard (2001) en Suisse sont les exemples illustrant l'endommagement du béton soumis à une température élevée.

Les travaux de recherche sur le comportement du béton à haute température ont permis de lier cette instabilité thermique à la formation de pression (phénomène thermo-hydrique) et de contraintes qui se développent dans le matériau chauffé (phénomène thermo-mécanique). Plusieurs paramètres peuvent être à l'origine de l'instabilité thermique du béton : le type de béton (béton ordinaire, béton à hautes et très hautes performances), l'état hydrique, la nature des granulats, le type de sollicitation thermique, le chargement mécanique...

A travers la littérature, il existe aujourd'hui très peu de résultats sur les transferts couplés de chaleur et de masse. Des mesures de pression ont été réalisées sur des petits éléments de structure de type dalle dont une face est chauffée. Le présent travail de doctorat a pour objectif de contribuer à la compréhension du phénomène de l'instabilité thermique du béton. Cette thèse consiste à l'étude de transferts couplés de chaleur et de masse dans les bétons en utilisant des éprouvettes cylindriques de grandes dimensions ($\varnothing 60 \times 60$ cm). Un béton ordinaire ($f_{c28}=37$ MPa) et un béton à hautes performances ($f_{c28}=73$ MPa) sont utilisés. Les éprouvettes issues de ces compositions de béton sont soumises toute leur surface, à un cycle de chauffage-refroidissement de 600°C à une vitesse de chauffage de $0.1^{\circ}\text{C}/\text{min}$. Des mesures de pression, de température et de perte de masse sont réalisées au cours du cycle de chauffage-refroidissement. Des mesures de propriétés physiques sont aussi effectuées sur des éprouvettes de petites dimensions à des températures de 80, 150, 300 et 450°C . Enfin, une analyse numérique est faite grâce à un modèle thermo-hydrique implanté dans le code CAST³M pour une comparaison des résultats expérimentaux et numériques.

Ce mémoire de doctorat est composé de quatre principaux chapitres.

Le premier chapitre est une analyse bibliographique de différents travaux de recherche sur le béton soumis à une température élevée. Il porte sur les différentes formes d'instabilité thermique, le mécanisme d'écaillage ou d'éclatement et les paramètres favorisant l'instabilité thermique. Ensuite, une synthèse est faite sur le comportement de la matrice cimentaire, des granulats, les propriétés thermiques, physiques et mécaniques du béton chauffé. Enfin, la dernière partie de ce chapitre est consacrée sur les transferts de chaleur et de masse.

Le second chapitre décrit le dispositif expérimental mis en place dans le cadre de ce travail. Cette étude est entièrement réalisée au Laboratoire de Mécanique et Matériaux du Génie Civil de l'Université de Cergy-Pontoise. Les caractéristiques des matériaux, les compositions de béton, l'instrumentation des moules, le mode de cure ainsi que les mesures effectuées sont présentés.

Les résultats expérimentaux sont regroupés dans le troisième chapitre. Pour les différentes compositions de béton, les propriétés physiques, thermiques sont présentées et comparées suivant le type de béton. Enfin, les mesures de température, de pression et de masse sont confrontées.

Le dernier chapitre de ce manuscrit décrit le modèle thermo-hydrique utilisé sur la simulation numérique. C'est un modèle implanté dans la code Cast'3M. Les résultats numériques de l'évolution de température, de pression et de masse sont présentés puis comparés à ceux obtenus expérimentalement.

Enfin, une conclusion générale est faite quant à l'apport de cette étude et aux perspectives qu'elle ouvre.

Chapitre I - SYNTHÈSE BIBLIOGRAPHIQUE

I.1 Introduction

Le présent chapitre est une analyse bibliographique des travaux de recherche sur le comportement du béton porté à une température élevée. Cette analyse portera d'une part, sur les mécanismes de l'instabilité thermique du béton avec les paramètres pouvant influencer cette dernière ; d'autre part, sur les différentes transformations physiques et chimiques, les performances mécaniques, les phénomènes de transfert de chaleur et de masse du béton lorsqu'il est soumis à un traitement thermique.

I.2 Instabilité thermique du béton

I.2.1 Différentes formes d'endommagement thermique

En cas d'incendie de bâtiments, de tunnels, le béton peut présenter une instabilité thermique au delà d'une certaine température. L'instabilité thermique du béton peut se présenter sous diverses formes [Arupfire 2005] :

- **Eclatement explosif** : ce type d'éclatement se produit pendant les trente premières minutes du feu ou d'un essai standard. Il peut se produire à une température supérieure à 100°C. L'éclatement explosif est caractérisé par un détachement brutal de petits ou gros morceaux de béton, accompagné d'un bruit fort.
- **Eclatement de surface** : couramment appelé écaillage, l'éclatement de surface est caractérisé par le détachement de petits morceaux (jusqu'à 20 mm environ) du parement exposé au feu. Il est moins violent que l'éclatement explosif.
- **Eclatement de granulats** : cet éclatement est provoqué par la dilatation thermique des granulats proches de la surface à cause de la montée en température. Les principales causes de ce phénomène sont la conversion de quartz à 570 °C. Les dommages engendrés par l'éclatement de granulats ne sont que superficiels.
- **Eclatement d'angle** : il s'observe dans les stades avancés du feu lorsque le béton est affaibli et que les fissures se développent en raison des contraintes de traction le long des bords et coins de l'ouvrage.
- **Eclatement par détachement des granulats** : ce type d'instabilité est issu de la modification de la microstructure de la pâte de ciment avec la montée en température et aussi des fissures internes engendrées par la dilatation thermique différentielle entre la pâte de ciment et les granulats.
- **Eclatement en phase de refroidissement** : il est non violent et sans bruit. Ce phénomène est causé par la présence de granulats calcaires et de la réhydratation de la chaux lors de la phase de refroidissement.

I.2.2 Mécanisme du phénomène d'écaillage et de l'éclatement du béton chauffé

D'après [Kalifa *et al.* 2000, Consolazio *et al.* 1997], le phénomène de l'éclatement peut être principalement attribué à deux processus : le processus thermomécanique et le processus thermo-hydrique.

- Le processus thermomécanique : il est lié à la température au sein du béton. Le gradient thermique crée une dilatation thermique, et lorsqu'elle est empêchée, elle génère des contraintes de compression parallèles à la face chauffée [Bazant *et al.* 1996] . De plus, au cours du chauffage, les granulats se dilatent [Bazant *et al.* 1996, Khoury 1995, Khoury 1992, Schneider *et al.* 1982], tandis que la pâte de ciment se rétracte en raison de sa déshydratation [Diederichs *et al.* 1989]. La pâte de ciment est ainsi soumise à des contraintes de traction et les granulats, à des contraintes de compression. Lorsque les contraintes thermiques sont importantes, le phénomène d'écaillage peut se produire [Kalifa *et al.* 2000, Consolazio *et al.* 1997].
- Le processus thermo-hydrique : il est associé au transfert de masse qui engendre de fortes pressions de vapeur dans le réseau poreux. La figure I-1 montre le mécanisme d'éclatement [Consolazio *et al.* 1997] lié à la pression de vapeur. Lorsque le béton est exposé à une haute température, l'eau qui se trouve dans les pores sous forme libre ou liée commence à s'évaporer. Une partie de cette eau vaporisée s'évacue vers la surface chauffée et une autre partie migre vers les zones froides à l'intérieur puis se condense. Une accumulation de l'eau liquide dans les pores aux zones froides crée un bouchon saturé qui gêne la migration de l'eau vaporisée. Le bouchon saturé provoque une élévation de la pression interne des pores du côté le plus chaud. Ces pressions de vapeur associées aux fortes contraintes thermiques aboutissent à l'apparition du phénomène d'instabilité thermique. Dans le cas de béton de forte densité et de faible perméabilité, l'augmentation de pression pourrait engendrer l'éclatement.

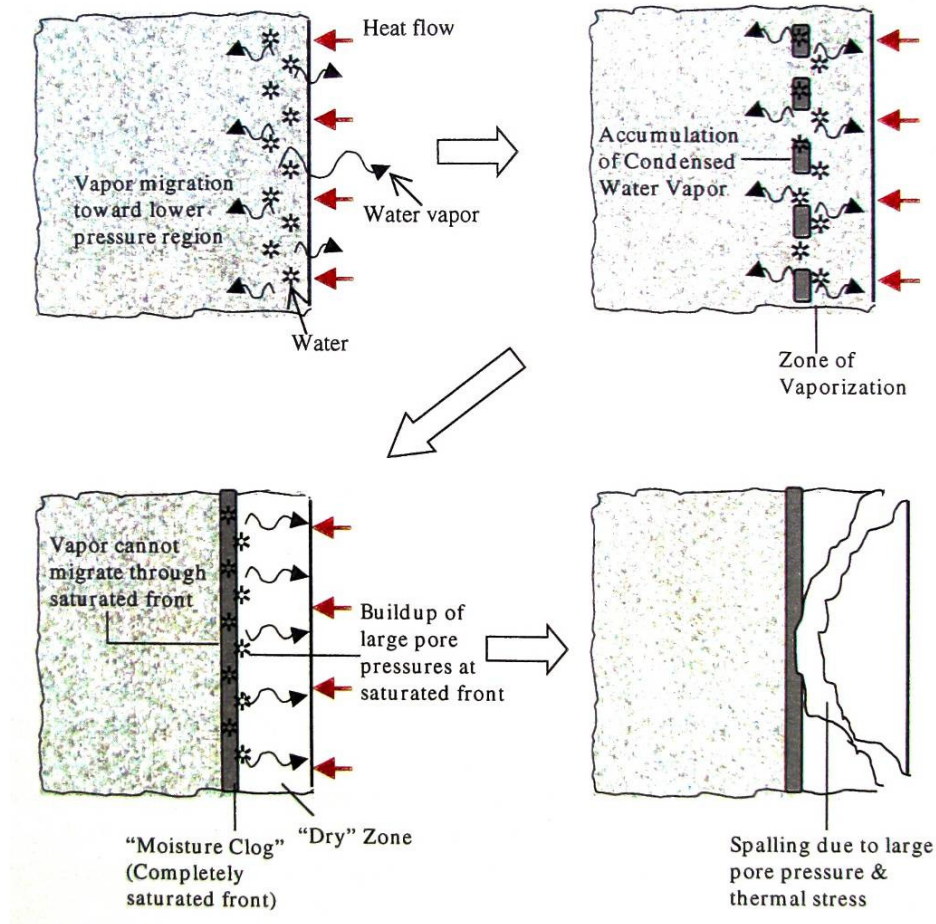


figure I-1 : Illustration du mécanisme d'éclatement [Consolazio et al. 1997]

I.2.3 Paramètres favorisant l'instabilité thermique

Plusieurs paramètres peuvent influencer l'éclatement du béton. Une des causes principales de l'instabilité thermique du béton est la pression de vapeur dans les pores [Phan *et al.* 2001].

- Teneur en eau : elle joue un rôle principal dans la formation de pression de vapeur. Des travaux de recherche de [Robert *et al.* 2008, Hertz 2003], montrent qu'une teneur en eau massique inférieure à 3-4% limiterait le risque d'éclatement. Li *et al.* [Li *et al.* 2004] ont montré, dans le cadre de travaux de l'influence de teneur en eau sur l'endommagement de BHP, une faible fissuration sur des échantillons de teneur en eau inférieure à 2.6%.
- Propriétés physico-mécaniques du matériau (densité, perméabilité, résistances) : les travaux de [Kanema 2007, Phan *et al.* 2001, Anderberg 1997, Consolazio *et al.* 1997] montrent qu'un BHP caractérisé par un faible rapport Eau/Liant est plus sensible à l'éclatement. La faible perméabilité du BHP rend difficile le transfert de fluide engendrant de fortes pressions de vapeur lors de la montée en température.

- Vitesse de chauffage : plus elle est élevée, plus le risque d'instabilité thermique du béton est important. L'échauffement rapide engendre de forts gradients thermiques d'où de fortes contraintes thermiques pouvant entraîner l'écaillage/ éclatement du béton. Des travaux de recherche de [Noumowé 1995] sur l'instabilité thermique du BHP ont montré qu'à la vitesse de chauffage de 1°C/min, des éprouvettes cylindriques (16x32cm) ont éclaté à une température du surface voisine de 300 – 350°C. A l'inverse des éprouvettes exposées à la vitesse de chauffage de 0.1°C/min n'ont pas éclaté. La faible vitesse de montée en température réduit donc le risque d'éclatement.
- Taille des éprouvettes : un effet d'échelle est remarqué sur le comportement de diverses sections d'éprouvettes de béton. Des tests de chauffage réalisés par [Kanema 2007] sur des éprouvettes cylindriques 16x32 cm et 11x22 cm, ont montré plus d'éclatement avec les éprouvettes 16x32cm. La mesure de la perte de masse des éprouvettes au cours du chauffage a conduit à un séchage plus rapide des échantillons 11x22cm. Cette perte de masse peut atténuer la pression de vapeur et limiter l'éclatement.
- Nature des granulats : le comportement des granulats est fortement lié à leur nature chimique et minéralogique. Les granulats siliceux présentent généralement un coefficient de dilatation thermique plus élevé que celui les granulats calcaires [Xing 2011, Mindeguia 2009, Arupfire 2005].

En dehors de ces différents paramètres, la présence d'un chargement mécanique, surtout celle de la précontrainte, favorise dans certains cas le phénomène d'éclatement [Diederichs *et al.* 1989, Jahren 1989].

I.3 Phénomènes physiques et chimiques dans le béton chauffé

Le béton est un matériau composite formé de liant (ciment), de granulats (graviers, sable), de l'eau et éventuellement des ajouts. L'eau dans le béton existe sous diverses formes. Elle joue un double rôle d'hydratation et d'ouvrabilité du mélange. Elle se présente sous forme d'eau libre (ou capillaire) d'eau adsorbée, d'eau chimiquement liée.

Du fait de son hétérogénéité, il est nécessaire de comprendre le rôle de chacun des composants du béton dans la phase de montée et /ou de baisse en température. Lorsque le béton est exposé à une température élevée, il subit diverses transformations physico-chimiques.

I.3.1 Matrice cimentaire

Le ciment est un liant hydraulique, c'est-à-dire un matériau minéral finement moulu qui, gâché avec de l'eau, forme une pâte qui fait prise et durcit par suite de réactions chimiques et de processus d'hydratation. Ce processus conduit à la formation de l'hydrosilicate de calcium (C-S-H), de l'ettringite

($\text{Ca}_6\text{Al}_2(\text{SO}_4)_3(\text{OH})_{12}\cdot 26(\text{H}_2\text{O})$), de la portlandite $\text{Ca}(\text{OH})_2$. Le C-S-H confère au ciment hydraté sa résistance.

L'eau joue un rôle important dans la matrice cimentaire. Avec l'augmentation de la température, elle se dilate puis s'évapore en entraînant une déshydratation des hydrates formés. Alonso et Fernandez [Alonso *et al.* 2004] ont mené des travaux sur le processus de déshydratation et de réhydratation de pâte cimentaire soumise à différents cycles de chauffage-refroidissement à la vitesse de $1^\circ\text{C}/\text{min}$. La figure I-2 montre l'évolution des composants de la matrice en phases de chauffage (a) et de refroidissement (b).

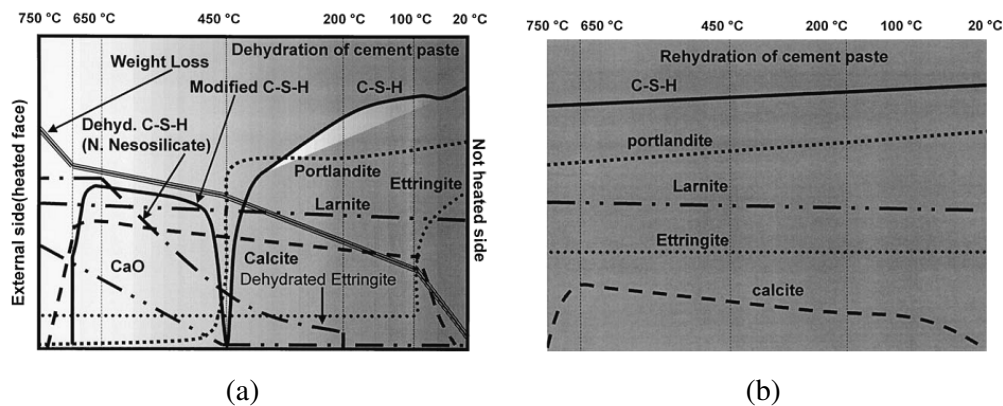


figure I-2 : Processus de déshydratation (a) / réhydratation (b) de la pâte de ciment exposée à haute température [Alonso *et al.* 2004]

Les principales transformations de la matrice cimentaire décrites par plusieurs auteurs [Toumi 2010, Alonso *et al.* 2004, Castellote *et al.* 2004, Noumowé 1995, Schneider *et al.* 1982] avec l'augmentation de la température sont :

- 20 - 120°C : le départ de l'eau libre s'opère de façon marqué vers 100°C. Autour de 120°C, l'eau libre s'échappe complètement [Noumowé 1995, Schneider *et al.* 1982]. A 100°C, l'ettringite se décompose complètement [Alonso *et al.* 2004, Castellote *et al.* 2004].
- 130 - 170°C : la réaction endothermique de décomposition du gypse s'observe [Carles-Gibergues *et al.* 1992].
- La destruction du C-S-H observée avant 100°C se poursuit jusqu'à 400°C [Castellote *et al.* 2004] ou à 450° [Alonso *et al.* 2004].
- 450 - 550 °C : La décomposition de la portlandite en chaux se produit et relâche de l'eau : $\text{Ca}(\text{OH})_2 \rightarrow \text{CaO} + \text{H}_2\text{O}$ [Toumi 2010, Alonso *et al.* 2004, Castellote *et al.* 2004, Schneider *et al.* 1982].
- 600 - 700°C : la seconde décomposition des C-S-H et la formation de $\beta\text{-C}_2\text{S}$ s'opère [Schneider *et al.* 1982].

Le carbonate de calcium (CaCO_3) se décompose en chaux et en gaz carbonique à partir de la température de 600°C [Toumi 2010, Alonso *et al.* 2004, Schneider *et al.* 1982].

Durant la phase de refroidissement, Alonso et Fernandez [Alonso *et al.* 2004] ont montré un processus de réhydratation des silicates qui conduit à la formation de nouveaux gels de C-S-H. De plus, une nouvelle formation de la portlandite est observée (figure I-2-b).

I.3.2 Granulats

Les granulats constituent le squelette du béton et représentent environ 60-80% de son volume. Les granulats utilisés pour la confection du béton peuvent être naturels (origine minérale sans transformation autre que mécanique) artificiels (origine minérale et transformés) ou recyclés.

Les granulats en contact de la pâte de ciment peuvent être réactifs ou neutres. Les granulats réactifs (calcaire) présentent de fortes liaisons avec la pâte de ciment du fait des réactions chimiques qui se produisent au cours du temps. Les granulats neutres (siliceux) ne réagissent pas avec la pâte de ciment et présentent donc de faibles liaisons.

En principe inertes dans le béton à la température ambiante sauf cas de pathologie comme les réactions alcali-granulats, les granulats ont un comportement différent aux températures élevées. Ce comportement dépend de leur nature minéralogique et de leur composition chimique.

Xing [Xing 2011] a étudié l'influence de la composition chimique et minéralogique des granulats siliceux constitués de quartzite, de granulats calcaires et de granulats silico-calcaires constitués majoritairement de silex. Pour chaque nature, des analyses thermogravimétriques et par diffraction aux rayons X ont été réalisées. La figure I-3 illustre les résultats d'analyses thermogravimétriques de granulats calcaires (a), de granulats siliceux (b) et granulats de silex (c).

Les granulats calcaires sont assez stables jusqu'à la température 650°C où l'on observe ensuite une perte de masse de l'ordre de 40% (figure I-3-a). Cette perte est liée à la décarbonatation de la calcite (CaCO_3) conduisant à la formation de gaz (CO_2) et de la chaux libre (CaO). La chaux (CaO) ainsi formée peut réagir avec l'humidité de l'air durant la phase de refroidissement et générer de la portlandite. La formation d'une nouvelle portlandite entraîne un accroissement de fissures dans le béton qui engendrerait une baisse de ses performances mécaniques résiduelles [Dias *et al.* 1990, Schneider *et al.* 1982].

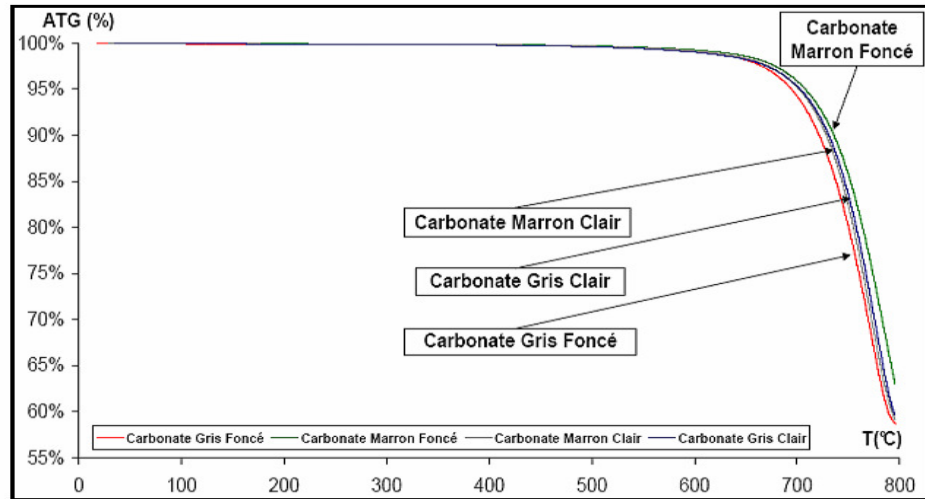
En ce qui concerne les granulats de quartzite (siliceux) (figure I-3-b), un comportement physique relativement stable vis-à-vis de la température imposée est constaté. Le quartz présent dans ces granulats, est sous forme d'édifice tétraédrique qui, à partir d'une température de 575°C , subit une légère rotation de liaisons pour former une structure cristalline de symétrie hexagonale. Ce changement de phase

du quart α en quart β est suivi d'un changement de volume de 1% à 5.7%. Cette variation de volume pourrait engendrer un endommagement dans le béton [Schneider *et al.* 1982]. La perte de masse des granulats de quartzite est deux fois plus faible que celle du silex.

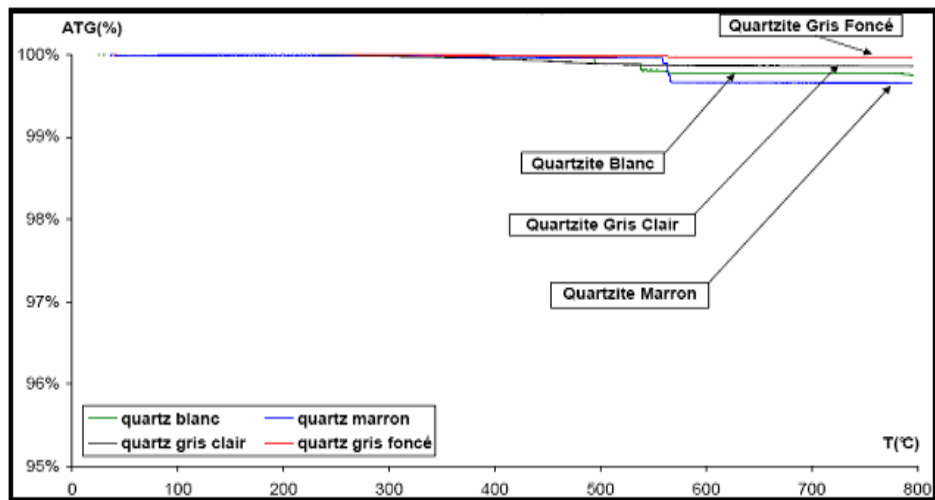
Les granulats de silex ont perdu environ 1% de leur masse (figure I-3-c). L'instabilité thermique de ces granulats est observée dès 110 - 165°C pour les travaux de [Mindeguia 2009] et 150 - 450°C pour [Xing 2011]. Le caractère instable à relativement faible température semble être lié à la présence d'eau piégée dans les micropores ou provenant de la déshydroxylation des groupes silanols.

Les granulats occupant 60 - 80% du volume du béton, la stabilité thermique d'un béton dépend fortement des propriétés des granulats. Les propriétés du granulat du point de vue de l'utilisation à haute température sont [Khoury 1992] :

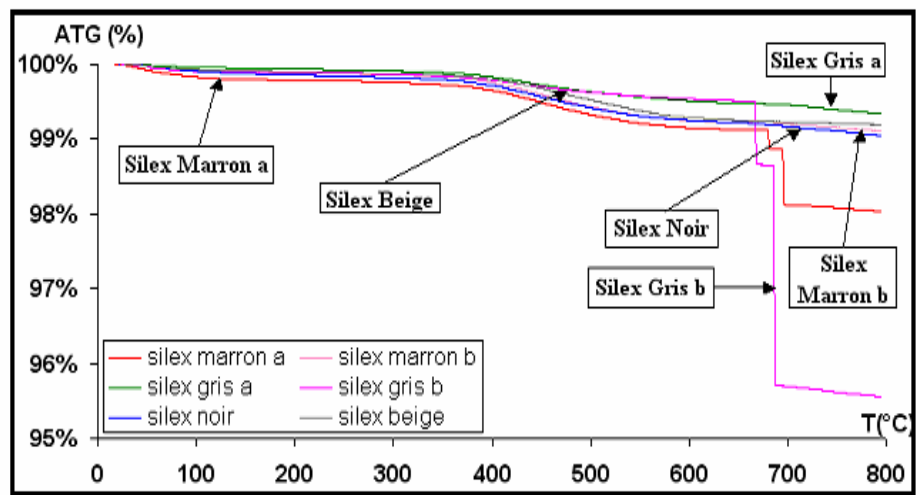
- Un faible coefficient de déformation thermique,
- L'absence de déformations résiduelles après refroidissement,
- Une bonne stabilité thermique, c'est à dire, un faible nombre de pics sur les courbes d'analyse thermique différentielle et d'analyse thermo gravimétrique, soit peu ou pas de changement de phase,
- Une structure mono minérale de la roche composante du granulat.



(a)



(b)



(c)

figure I-3 : Analyse thermogravimétrique des granulats calcaires (a), siliceux (b) et silex (c) [Xing 2011]

I.4 Propriétés thermiques

I.4.1 Déformation thermique du béton

Le béton est composé d'une matrice cimentaire et de granulats. L'étude de la déformation thermique du béton nécessite de connaître comment se déforme chacun de ses composants.

I.4.1.1 Déformation thermique de la pâte cimentaire

L'analyse de la déformation thermique de la pâte de ciment montre que celle-ci se décompose en une phase d'expansion et une phase de retrait. Les travaux menés par [Diederichs *et al.* 1989] sur la déformation thermique de différentes pâtes de ciment (figure I-4) ont montré que le comportement n'est pas lié à la nature de la pâte. L'expansion thermique est observée jusqu'à la température 150°C pour les trois pâtes utilisées. Cette phase de dilatation initiale de la pâte de ciment est attribuée aux mouvements et à la dilatation volumique des molécules d'eau ainsi qu'à la réduction des forces capillaires de l'eau du fait que la température augmente (Dettling, 1964, rapporté par [Menou 2004] ; Bazant et Kaplan 1996, rapporté par [Mindeguia 2009]). Au-delà de la température de 150°C, la pâte de ciment subit un retrait qui devient très important au-delà de la température de 300°C. Le retrait est lié au départ de l'eau contenue dans le matériau.

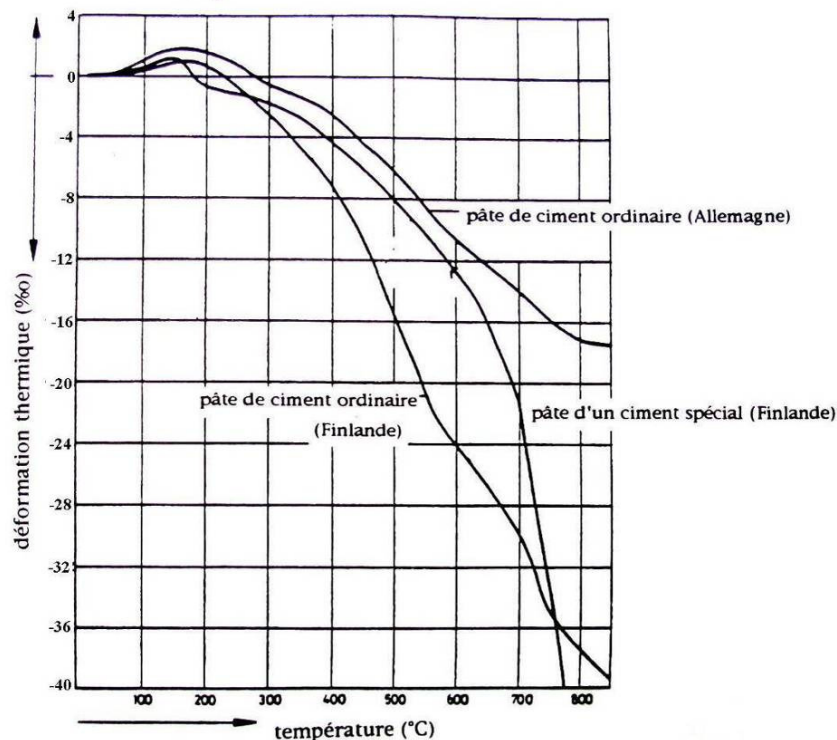


figure I-4 : Déformation thermique des pâtes de ciment [Diederichs *et al.* 1989]

La figure I-5 présente l'influence de la vitesse de montée en température sur la déformation thermique de la pâte de ciment [Hager 2004]. Il y a une température à

laquelle la dilatation thermique de la pâte de ciment atteint un pic. Au delà de ce seuil de température, la pâte de ciment se rétracte. Cette température dépend de la vitesse d'échauffement. Pour une vitesse de chauffage de 0,5°C/min, cette température se situe autour de 125°C. Elle atteint environ de 180°C pour une vitesse de chauffage 1°C/min.

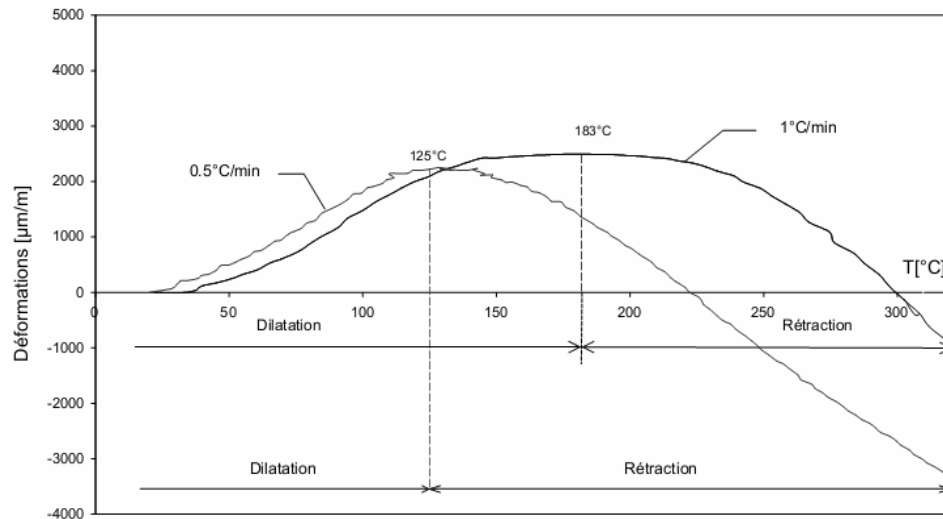


figure I-5 : Influence de la vitesse de chauffage sur les déformations thermiques de la pâte de ciment [Hager 2004]

I.4.1.2 Déformation thermique des granulats

Les granulats ont un comportement différent de celui de la pâte de ciment. Au cours du chauffage, les granulats se dilatent. Cette expansion thermique dépend de la nature minéralogique des roches notamment de leur teneur en silice. Le granulat calcaire a un coefficient d'expansion thermique plus faible que celui du granulat de nature siliceuse mais plus haute que le granulat de basalte [Khoury 1995, Khoury *et al.* 1985, Schneider *et al.* 1982].

La figure I-6 présente les évolutions de l'expansion thermique de différents granulats (des granulats contenant principalement des minéraux quartzites : gneiss, granite, granodiorite ; granulat de basalte). Tous les granulats se dilatent avec la montée de la température. Durant la phase de refroidissement, leur expansion thermique est irréversible. Les granulats contenant principalement des minéraux quartzites présentent une accélération rapide d'expansion thermique après 570°C. Ce phénomène a été attribué à la transformation de structure du quartz α en quartz β entraînant un gonflement [Schneider *et al.* 1982]. Schneider constate qu'avec le granulat de basalte, grâce à sa structure cristalline fine par rapport à la structure cristalline plus importante du granulat quartzite, sa déformation thermique est plus faible.

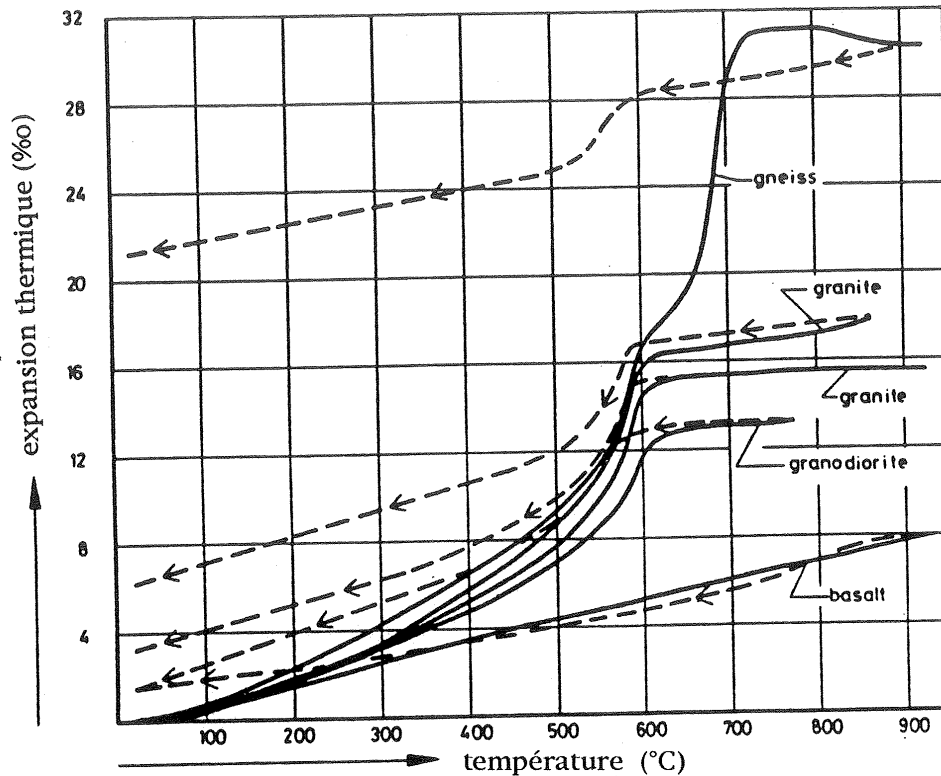


figure I-6 : Expansion thermique des granulats [Diederichs et al. 1989]

I.4.1.3 Déformation thermique du béton

Le béton est composé majoritairement de granulats. Les travaux de [Piasta 1984] sur une étude comparée de déformation thermique de la pâte de ciment par rapport à celle du béton contenant des granulats d'origines diverses, montrent que la déformation thermique du béton est fortement liée à la nature des granulats qui constituent son squelette. La dilatation du béton est caractérisée par une expansion volumique non linéairement dépendante de la température.

D'autres études menées par [Hager 2004] (figure I-7) et [Mindeguia 2009] (figure I-8) sur les bétons de granulats calcaire et silico-calcaire ont montré une forte dilatation thermique des bétons de granulat silico-calcaire au delà de la température 300°C. Autour de 600°C, il y a une accélération de la dilatation thermique des bétons de granulat calcaire liée à la transformation du quartz du sable. Néanmoins, la dilatation thermique du béton de granulat silico-calcaire est approximativement 2,5 fois plus élevée que celle des bétons de granulat calcaire. Le granulat silico-calcaire possède un coefficient de dilatation thermique plus élevé que celui du granulat calcaire.

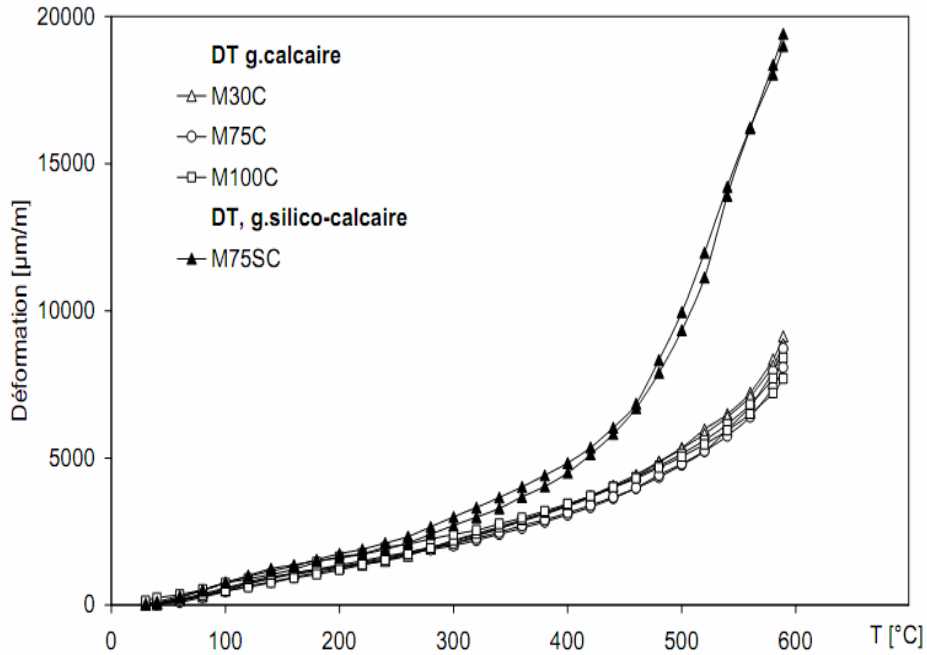


figure I-7 : Déformation thermique des bétons de granulats silico-calcaire et calcaire par [Hager 2004]

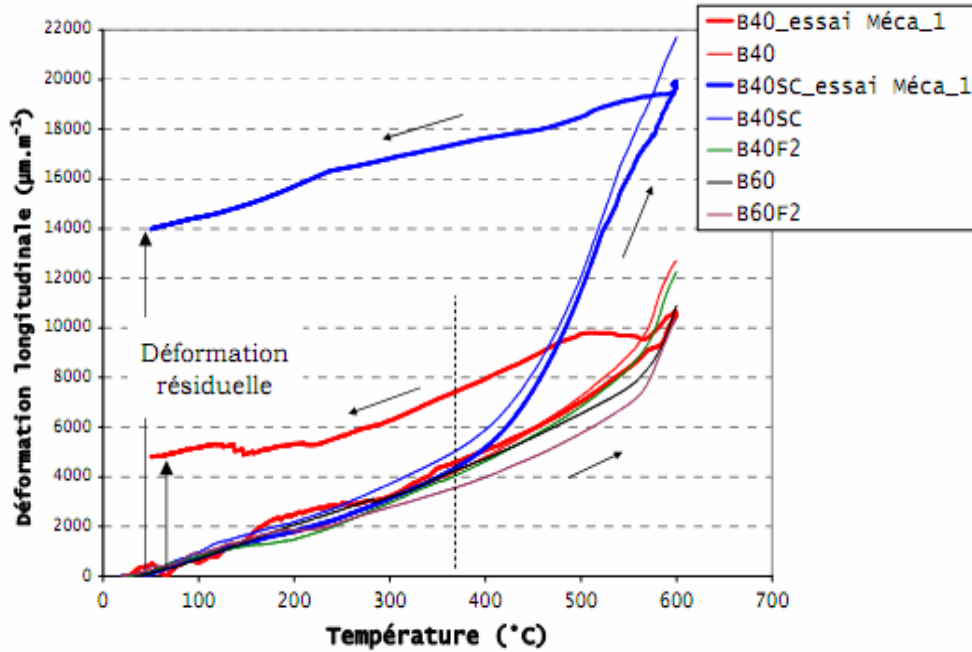


figure I-8 : Déformation thermique des bétons de granulats silico-calcaire et calcaire par [Mindeguia 2009]

Après refroidissement, le béton de granulat silico-calcaire présente une déformation résiduelle trois fois plus élevée que celle des autres bétons étudiés. Ce phénomène est attribué à la fissuration générée au sein du matériau du fait de

l'incompatibilité de déformation entre la pâte cimentaire (retrait) et les granulats (dilatation) au delà de la température 400°C. L'ouverture de ces fissures pendant le cycle de chauffe est maintenue après refroidissement jusqu'à la température ambiante. Ceci explique la déformation résiduelle liée à la phase de refroidissement [Mindeguia 2009, Hager 2004].

L'évolution opposée des granulats et de la pâte de ciment génère à l'interface pâte – granulats des incompatibilités de formations qui génèrent des contraintes de traction au sein de la pâte de ciment et des contraintes de compression au niveau des granulats. Ce comportement opposé granulats – pâte de ciment pourrait donc engendrer l'endommagement du matériau béton.

I.4.2 Conductivité thermique

La conductivité thermique est l'aptitude d'un matériau à conduire de la chaleur. Cette aptitude du béton dépend essentiellement de la nature des granulats et sa teneur en eau. D'une manière générale, la conductivité thermique du béton diminue avec l'augmentation de la température. Cette baisse de conductivité est montrée à travers les travaux de [Mindeguia 2009], [Xing 2011] et [Haniche 2011] suivant le type de béton et la nature des granulats (figure I-9). La baisse de conductivité thermique est générée par le séchage du matériau, la déshydratation des C-S-H. De plus, au delà de 300°C, l'apparition et le développement des fissures causées par l'incompatibilité de déformation entre le retrait de la pâte de ciment et la dilatation des granulats limitent le transfert de chaleur dans le béton [Mindeguia 2009, Schneider *et al.* 1982, Maréchal 1970]. Les bétons de granulats siliceux présentent une conductivité thermique plus élevée que celle des bétons de granulats calcaires [Kodur *et al.* 1998].

Les bétons de granulats calcaires avaient une conductivité thermique de 2.6 W.m⁻¹.K⁻¹ à la température ambiante et celle des granulats siliceux était de 5.2 W.m⁻¹.K⁻¹ (figure I-9). La différence de conductivité thermique est attribuée à la forte cristallinité des granulats siliceux. Xing [Xing 2011] observe une diminution plus élevée de la conductivité thermique des granulats siliceux en fonction de la température.

Les résultats de [Mindeguia 2009] montrent que la conductivité thermique des bétons étudiés décroît de façon quasi linéaire jusqu'à la température de 600°C. Cependant, l'influence de la nature des granulats calcaires et silico-calcaires sur la conductivité thermique est négligeable. Ceci est lié à la très faible teneur en quartz (0.3 %) des granulats silico-calcaires utilisés. En comparant la conductivité thermique du béton de granulats calcaire et silico-calcaire à la température ambiante, les valeurs mesurées par [Mindeguia 2009] sont supérieures à celles mesurées par [Xing 2011]. Ceci est lié à la teneur en eau initiale des éprouvettes testées. Des bétons saturés en eau présentent une valeur de conductivité thermique plus haute que celle des bétons séchés.

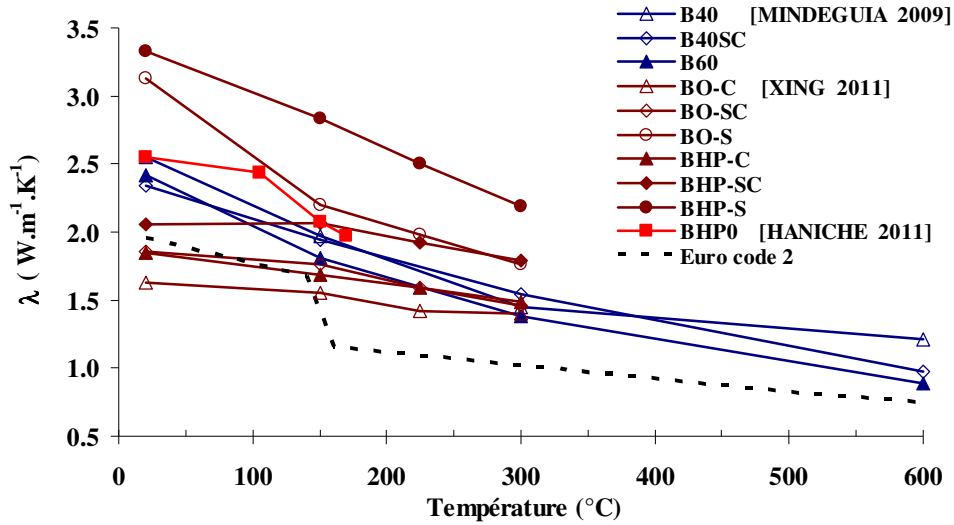


figure I-9 : Conductivité thermique du béton en fonction de la température [Haniche 2011, Xing 2011, Mindeguia 2009]

I.4.3 Chaleur massique

La chaleur spécifique est déterminée par la quantité d'énergie à apporter par échange thermique pour élever d'un kelvin la température de l'unité de masse d'une substance. Cette quantité d'énergie est absorbée ou restituée par des réactions endothermiques ou exothermiques pour des transformations physiques chimiques dans le matériau. Par conséquent, durant le chauffage, la chaleur spécifique du béton va être fortement modifiée par les différentes transformations physiques chimiques, plus particulièrement le départ de l'eau libre (séchage du matériau), la déshydratation des C-S-H, et la déshydroxylation de la portlandite.

La chaleur spécifique augmente d'une manière générale avec la montée de la température. Cette variation est liée aux différentes réactions endothermiques [Kodur *et al.* 1998, Schneider 1988, Schneider *et al.* 1982]. En effet, la chaleur massique du béton à haute température est gouvernée significativement par la nature du granulat existant dans la composition du béton. Une augmentation de la chaleur massique du béton contenant les granulats siliceux se produit autour de 500°C liée à la transformation du quartzite [Kodur *et al.* 1998] (figure I-10-a). L'influence des granulats calcaires sur la chaleur massique du béton est négligeable pour une température inférieure à 600°C - 800°C [Kodur *et al.* 1998, Schneider 1988]. Cependant, au delà de cette température, la chaleur massique du béton calcaire s'accroît immédiatement et est liée à la consommation de chaleur sous forme latente pour la décarbonatation du calcaire. La chaleur latente nécessaire pour élever la même température du béton de granulat calcaire est dix fois plus élevée que celle du béton de granulat siliceux lorsque la température est supérieure à 600°C [Kodur *et al.* 1998].

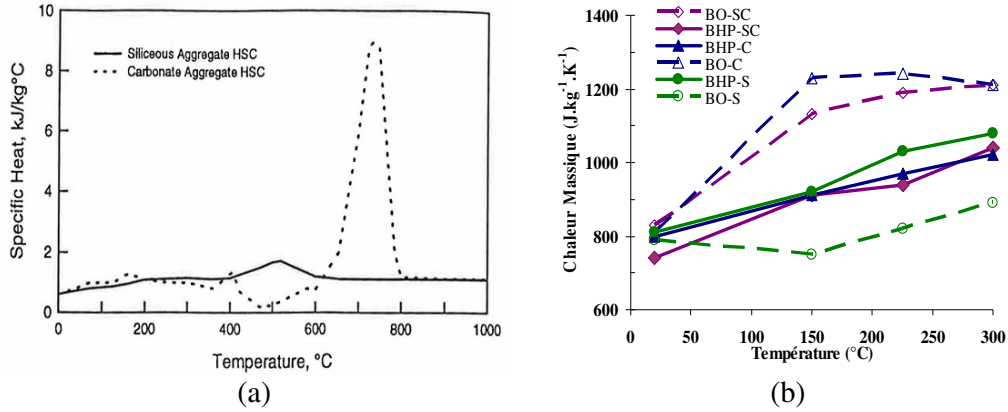


figure I-10 : Influence des types de granulats sur la chaleur massique de bétons : (a)- [Kodur et al. 1998], (b)- [Xing 2011]

L'eau joue un rôle important dans l'évolution de la chaleur massique du béton. Schneider [Schneider 1988] note que la présence de l'eau influence la chaleur massique du béton à des températures inférieures à 200°C. Le béton saturé présente une chaleur massique deux fois plus élevée que celle du béton séché. L'observation de [Xing 2011] montre l'influence de l'eau sur l'augmentation de la chaleur massique du béton BO (E/C=0.6) contenant les granulats calcaires ou silico-calcaires dans un domaine de température 20°C - 300°C par rapport aux bétons BHP (E/C=0.3) (figure I-10-b).

D'un point de vue réglementaire (Eurocode2), l'effet de séchage est pris en compte et un pic de chaleur spécifique entre les températures 100°C et 200°C est proposé dépendant de la teneur en eau du béton (figure I-11).

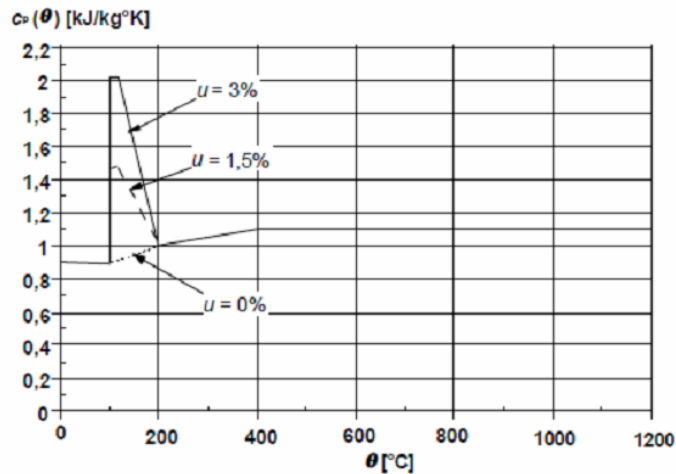


figure I-11 : Évolution de la chaleur massique des bétons avec la température (Eurocode 2)

I.5 Propriétés physiques

I.5.1 Porosité

La mesure de la porosité à l'eau ou au mercure de bétons chauffés a fait l'objet de plusieurs études. Les résultats ont montré une augmentation de la porosité avec la température pour le béton ordinaire ou le béton à hautes performances en présence ou non de fibres [Pliya 2010, Mindeguia 2009, Hager 2004, Kalifa *et al.* 2001, Noumowé 1995]. Pour des bétons ordinaires et des bétons à hautes performances sans fibres, Pliya [Pliya 2010] a observé une croissance relative du même ordre de grandeur de 16% jusqu'à la température de 300°C pour tous les bétons testés. Au delà de 300°C, la porosité relative du BO augmente de 34% tandis que celle du BHP est de 20% (figure I-12). L'auteur attribue cette forte croissance de la porosité à l'ouverture de microfissures engendrée par la dilatation différentielle pâte –granulat puisqu'une grande partie de l'eau liée s'est échappée.

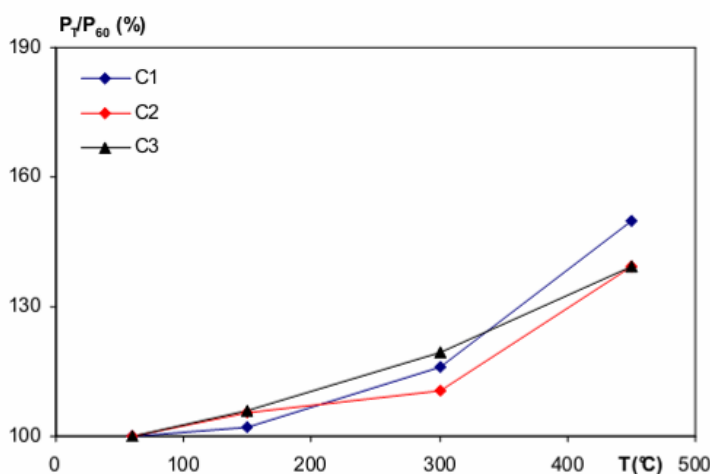


figure I-12 : Évolution de la porosité relative des BO et BHP [Pliya 2010]

Des travaux de recherche sur l'influence de la nature et de la proportion des fibres dans le béton chauffé ont été réalisés par [Pliya 2010]. Un béton ordinaire, un béton à hautes performances, trois proportions des fibres de polypropylène (1 ; 1.5 ; 2 kg/m³) et trois proportions des fibres métalliques (20 ; 30 ; 40 kg/m³) sont utilisées dans cette étude. L'auteur remarque une croissance rapide de la porosité des bétons contenant des fibres de polypropylène entre le chauffage à 150°C et le chauffage à 300°C par rapport aux bétons sans fibres. La porosité supplémentaire est liée à la proportion de fibres. L'impact des fibres de polypropylène est lié à la composition du béton. Plus le rapport E/C est faible, plus l'endommagement est important. En présence des fibres métalliques, l'accroissement rapide de la porosité ne s'observe pas au delà du chauffage à 300°C. À 450°C, l'augmentation de la porosité des bétons de fibres métalliques est plus importante que celle des bétons sans fibres. Ce phénomène est lié à l'affaiblissement de la liaison pâte de ciment - fibres consécutive à la déshydratation des C-S-H. De plus, les micropores existants entre fibres et matrice prennent des tailles plus importantes (figure I-13).

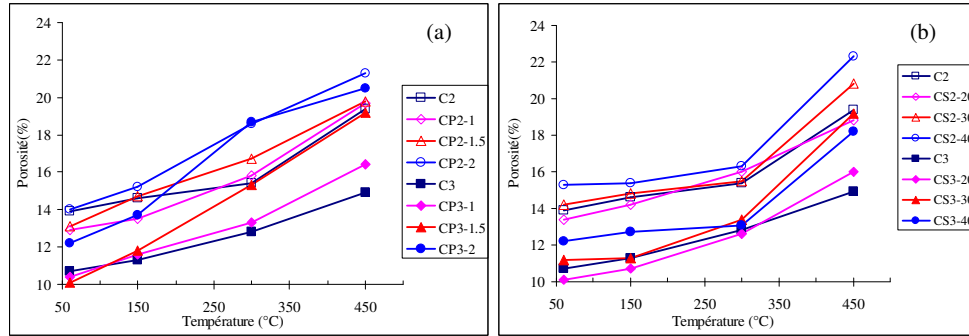


figure I-13 : Évolution comparée de la porosité des bétons de fibres de polypropylène (a) et de fibres métalliques (b) [Pliya 2010]

I.5.2 Perméabilité

La figure I-14 regroupe l'évolution de la perméabilité de bétons BO et BHP en fonction de la température [Haniche 2011, Mindeguia 2009, Kanema 2007]. Les auteurs remarquent une augmentation de la perméabilité en fonction de la température. Un accroissement rapide de la perméabilité est remarqué au delà du chauffage à 250°C. Les résultats de Mindeguia montrent que les rapports entre la perméabilité mesurée à 250, 400 et 600°C et celle à 80°C, sont respectivement de 2, 8 et 214 pour le béton B40, et 3, 92 et 140 pour le béton B60 (tableau I-1). L'augmentation de la perméabilité est attribuée au départ de l'eau capillaire, à la microfissuration de la matrice liée à la déshydratation des C-S-H et aussi à l'incompatibilité de déformation entre pâte et granulat.

tableau I-1 : Perméabilité intrinsèque et relative des bétons en fonction de la température [Mindeguia 2009]

Type du béton		Température				
		80	120	250	400	600
B40	Perméabilité intrinsèque K_i ($10^{-16} \cdot m^2$)	5.5	5.9	10.7	42.0	1186.7
	K_i/K_{80}	1	1	2	8	215
B60	Perméabilité intrinsèque K_i ($10^{-16} \cdot m^2$)	1.7	1.9	4.6	153.7	233.3
	K_i/K_{80}	1	1	3	92	140

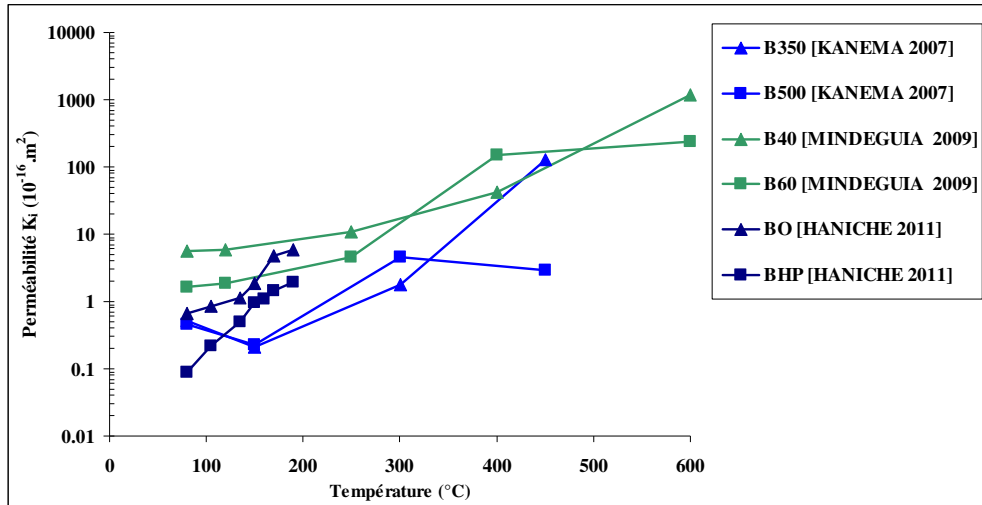


figure I-14 : Évolution de la perméabilité des bétons BO et BHP en fonction de la température [Haniche 2011, Mindeguia 2009, Kanema 2007]

L'ajout de fibres de polypropylène contribue à l'augmentation de la perméabilité à haute température. Des résultats expérimentaux de [Kalifa *et al.* 2001], [Mindeguia 2009] et [Haniche 2011] de bétons BO et BHP montrent un accroissement très significatif de la perméabilité dans des bétons de fibres de polypropylène à partir d'une température voisine de 170°C. En effet, d'une part la fibre fondue (170°C) est absorbée par la matrice cimentaire. D'autre part, la fusion et vaporisation génèrent un canal favorisant le transport de flux. La figure I-15 met en évidence l'impact des fibres de polypropylène sur la perméabilité des bétons.

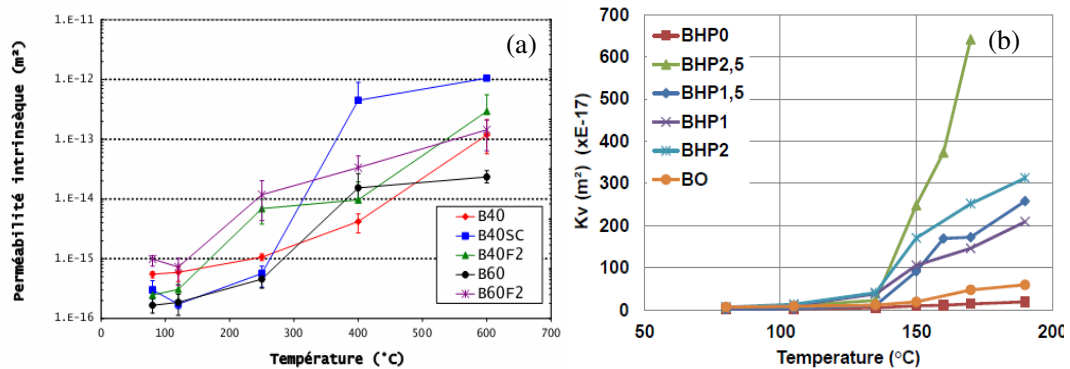


figure I-15 : Influence des fibres de polypropylène sur la perméabilité des BO et BHP (a)- [Mindeguia 2009], (b)- [Haniche 2011]

I.6 Propriétés mécaniques des bétons chauffés

En général, la résistance à la compression, la résistance à la traction et le module élastique en compression diminuent avec l'augmentation de la température. Des transformations chimiques se produisent au cours du chauffage induisant une dégradation de la structure du béton [Phan *et al.* 2001, Castillo 1987].

I.6.1 Résistance à la compression

La figure I-16 montre l'évolution des résistances résiduelles en compression de bétons autoplaçants [Fares *et al.* 2009], de bétons ordinaire et à hautes performances [Xing 2011, Pliya 2010, Mindeguia 2009]. D'une manière générale, les résultats de la littérature montrent que la résistance à la compression du béton (à chaud ou après refroidissement) baisse avec l'élévation de la température. L'analyse de la courbe d'évolution permet de grouper le comportement de résistance en deux domaines.

- Le premier domaine, de la température ambiante à 300°C - 400°C, est caractérisé par une légère baisse, un maintien ou une augmentation de résistance. La baisse de résistance est observée autour de 100°C – 150°C suivant les auteurs. Cette légère baisse de résistance est liée au départ de l'eau qui, lors de la montée en température, se dilate et entraîne un écartement des feuillets du gel. Cet écartement occasionne ainsi une baisse des forces de cohésion. Jusqu'à la température de 300°C - 400°C, un gain de résistance est remarqué et peut être retardé avec les BHP compte tenu de leur faible perméabilité qui ralentit le départ de l'eau [Pimienta 2005, Castillo 1987]. Le départ de l'eau peut entraîner une augmentation des forces de liaison entre les hydrates avec un accroissement des énergies de surface [Dias *et al.* 1990, Castillo 1987].
- Le second domaine, au delà de la température 300°C – 400°C, est caractérisé par une baisse continue de la résistance à la compression liée aux différentes transformations physico-chimiques [Schneider 1988].

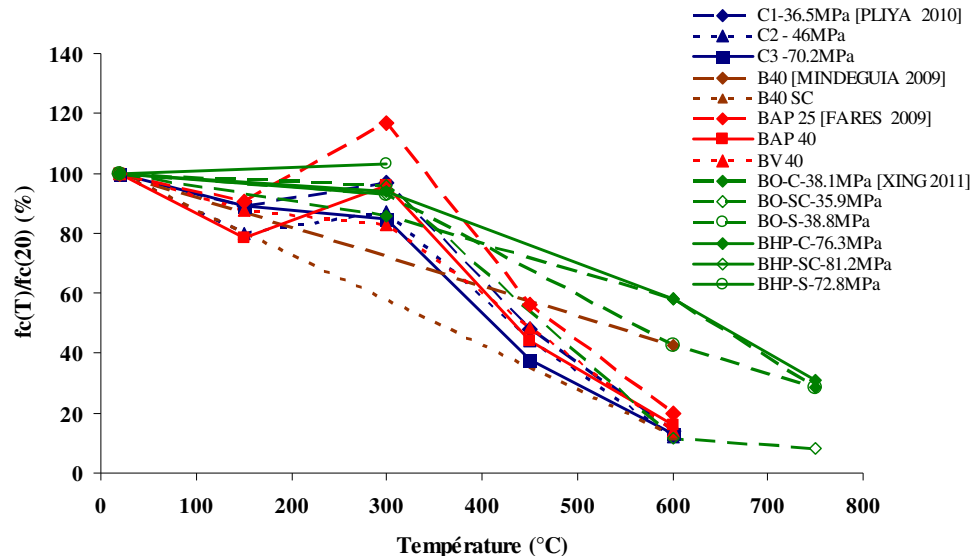


figure I-16 : Évolution de la résistance résiduelle relative à la compression des BO et BHP [Xing 2011, Pliya 2010, Fares 2009, Mindeguia 2009]

L'étude de l'influence de la nature des granulats a fait l'objet de plusieurs études [Xing 2011, Kowalski 2010, Mindeguia 2009, Schneider 1988]. Xing [Xing 2011] a étudié l'influence de granulats calcaire, de silex (silico-calcaire) et siliceux dans les bétons ordinaires (figure I-17 -a) et dans les bétons à hautes performances (figure I-17 -b). Xing a constaté une très faible résistance résiduelle des bétons de granulat de silex à partir du chauffage à 600°C. Cette faible résistance des bétons de granulat de silex (4.2MPa à 600°C) est à 3 à 5 fois plus faible que celle des bétons de granulat calcaire (16.5 MPa) et béton de granulat siliceux (22.2 MPa). La diminution de la résistance résiduelle à la compression de béton de granulat calcaire est plus faible que celle du béton de granulat siliceux [Kowalski 2010, Schneider 1988].

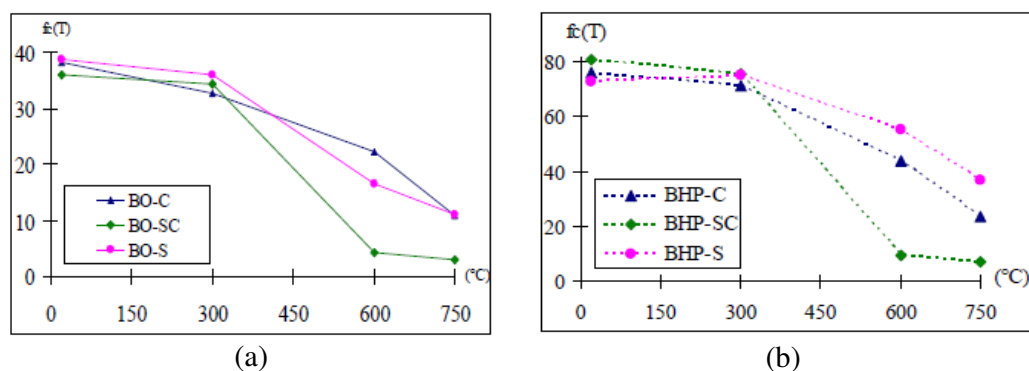


figure I-17 : Évolution de la résistance résiduelle à la compression (en MPa) des BO (a) et BHP (b) avec différents granulats [Xing 2011]

Des études ont été menées aussi sur l'ajout des fibres de polypropylène, métalliques ou de cocktail de fibres dans le béton porté à une température élevée.

La présence de fibres de polypropylène dans le béton améliore sa stabilité thermique. Le polypropylène fond, se vaporise en générant un canal qui facilite le transport de masse. La présence de fibres de polypropylène entraîne une porosité supplémentaire du matériau lors du chauffage [Pliya 2010, Noumowé 2005, Kalifa *et al.* 2001]. Sur les performances mécaniques, les avis divergent selon les auteurs. Les auteurs [Pliya 2010, Suhaendi *et al.* 2006, Noumowé 2005, Poon *et al.* 2004] ont remarqué une baisse de résistance résiduelle tandis que les autres auteurs [Behnood *et al.* 2009, Xiao *et al.* 2006, Chen *et al.* 2004] ont observé le phénomène contraire. Il faut toutefois noter que la teneur hydrique, la vitesse de chauffage ainsi que les conditions expérimentales ne sont pas identiques.

En présence de fibres métalliques ou de cocktail de fibres, une amélioration de la résistance résiduelle à la compression a été remarquée à travers la littérature [Pliya 2010, Suhaendi *et al.* 2006, Chen *et al.* 2004, Poon *et al.* 2004] (figure I-18).

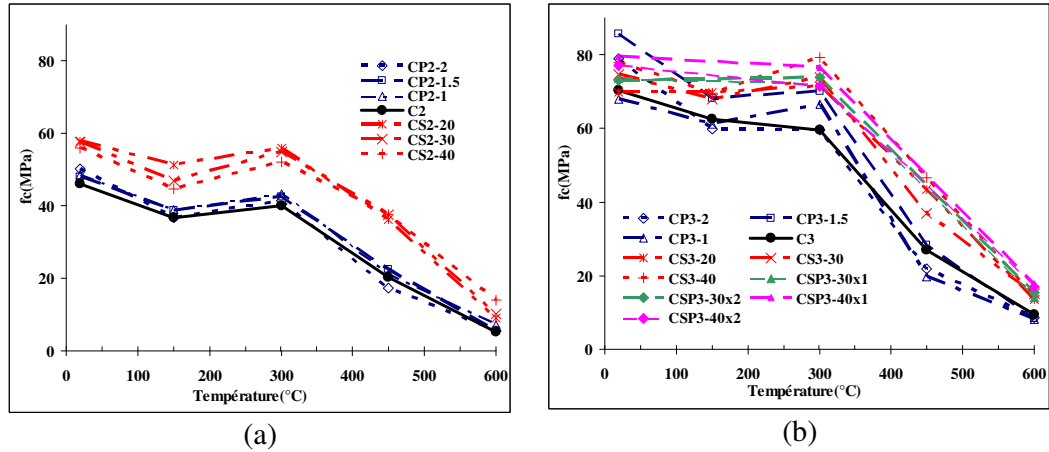


figure I-18 : Évolution de la résistance résiduelle à la compression des BO (a) et BHP (b) avec ou sans les fibres de polypropylène, métalliques, et cocktail de fibres (S-P) [Pliya 2010]

Les résultats de [Suhaendi *et al.* 2006] et [Chen *et al.* 2004] permettent de mettre en évidence l'impact des fibres de carbone sur la résistance résiduelle des bétons BHP. À la température de 800°C, la résistance résiduelle est d'environ 32% par rapport à la résistance initiale pour un BHP contenant 0.6% de fibres de carbone [Chen *et al.* 2004].

I.6.2 Résistance à la traction

La figure I-19 – (a) montre les résultats d'essais de résistance résiduelle à la traction par fendage de bétons ordinaires et de bétons à hautes performances de [Noumowé 1995], [Li *et al.* 2004], [Kanema 2007] et [Behnood *et al.* 2009]. La résistance résiduelle à la traction diminue avec la température. Une légère baisse s'observe jusqu'à la température de 350°C, puis une chute de résistance plus importante [Behnood *et al.* 2009, Kanema 2007, Li *et al.* 2004, Noumowé 1995].

Les bétons à faible rapport E/C présentent une baisse plus significative de résistance que les bétons à rapport E/C élevé dès la température 150°C [Kanema 2007].

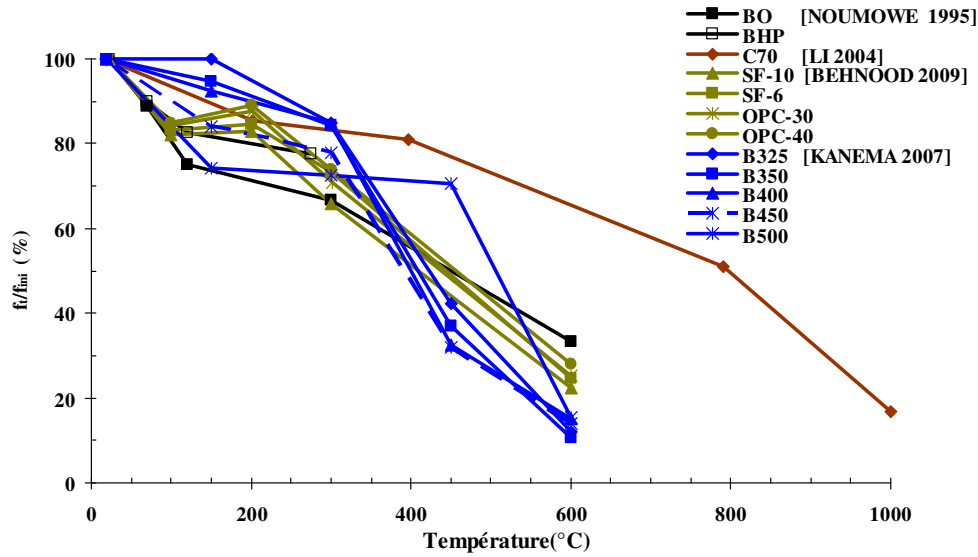


figure I-19 : Évolution de la résistance résiduelle relative à la traction par fendage [Behnood et al. 2009, Kanema 2007, Li et al. 2004, Noumowé 1995]

Comme en compression, l'influence de la nature des granulats sur l'évolution de la résistance résiduelle à la traction est remarquée par [Xing 2011] (figure I-20). L'auteur note une plus grande accélération de la perte de résistance entre 300 et 600°C des bétons de granulats siliceux et de granulats de silex. La perte de résistance des bétons de granulats siliceux, de silex et calcaire est respectivement de 87%, 71% et 48% à 600°C. Au delà de cette température, la perte de résistance des bétons de granulats calcaires devient plus importante et est liée à la décarbonatation.

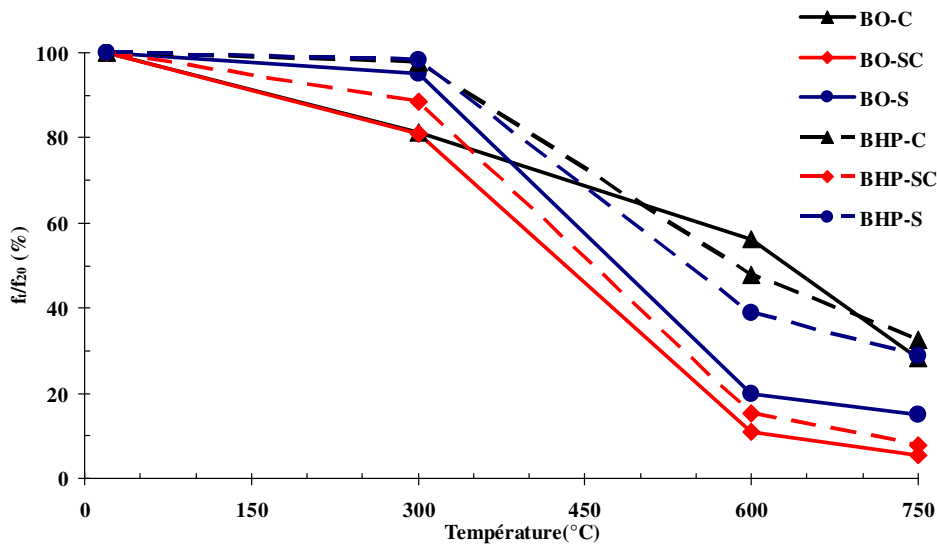


figure I-20 : Évolution de la résistance résiduelle relative à la traction par fendage des BO et BHP [Xing 2011]

La variation du rapport E/C du béton a un effet négligeable sur la résistance résiduelle des bétons de granulats calcaire et silico-calcaire entre 600°C – 750°C. La résistance des bétons ordinaires contenant des granulats siliceux est respectivement de 11% et 5% de la résistance initiale à 600°C et 750°C, tandis que celle des bétons à hautes performances avec le même granulats est de 15% et 8% de la résistance initiale. De la même manière avec les bétons de granulats calcaire, la résistance résiduelle varie peu pour les deux bétons ordinaires (56% et 28% à 600°C et 750°C) et bétons à hautes performances (48% et 33% à 600°C et 750°C). La résistance résiduelle relative à la traction entre 600°C et 750°C du béton à hautes performances de granulats siliceux est deux fois plus élevée que celle du béton ordinaire avec le même granulats. Un plus faible rapport E/C améliore le comportement mécanique résiduel du béton de granulats siliceux [Xing 2011].

Pliya [Pliya 2010] a étudié l'influence des fibres de polypropylène sur le comportement du béton suivant la classe de béton. Des bétons ordinaires (E/C=0.45) et des bétons à hautes performances (E/C=0.3) ont été confectionnés et chauffés suivant différents cycles de chauffage – refroidissement. Pliya a remarqué un impact élevé des fibres de polypropylène sur la résistance à la traction des bétons ordinaires entre les températures 150°C et 450°C (figure I-21 -a). L'auteur attribue cette amélioration de résistance à la fusion du polypropylène qui remplit les pores du béton et se resolidifie durant la phase de refroidissement. Les forces de contact et les liaisons entre les différents grains s'améliorent ainsi. Avec le béton à hautes performances, du fait de sa forte densité, les fibres fondues diffusent moins dans la matrice cimentaire. Cette faible propagation du polypropylène fondu, couplée à une fissuration induite par l'augmentation de volume du polypropylène avec la température explique le fait que la résistance résiduelle à la traction par flexion des bétons BHP ne s'améliore pas. Après le chauffage à 600°C, les résistances résiduelles à la traction des bétons avec et sans fibres de polypropylène sont presque les mêmes.

Noumowé [Noumowé 2005], Suhaendi et Horiguchi [Suhaendi *et al.* 2006] , Behnood et Ghandehari [Behnood *et al.* 2009] ont aussi souligné un effet négligeable de la présence des fibres de polypropylène sur la résistance résiduelle des bétons BHP (figure I-21 -b).

Par contre, Haniche, Chen et Liu [Haniche 2011, Chen *et al.* 2004] ont constaté un gain de résistance à la traction par fendage de BHP en présence de fibres de polypropylène après 300°C ou 400°C (figure I-21 -b).

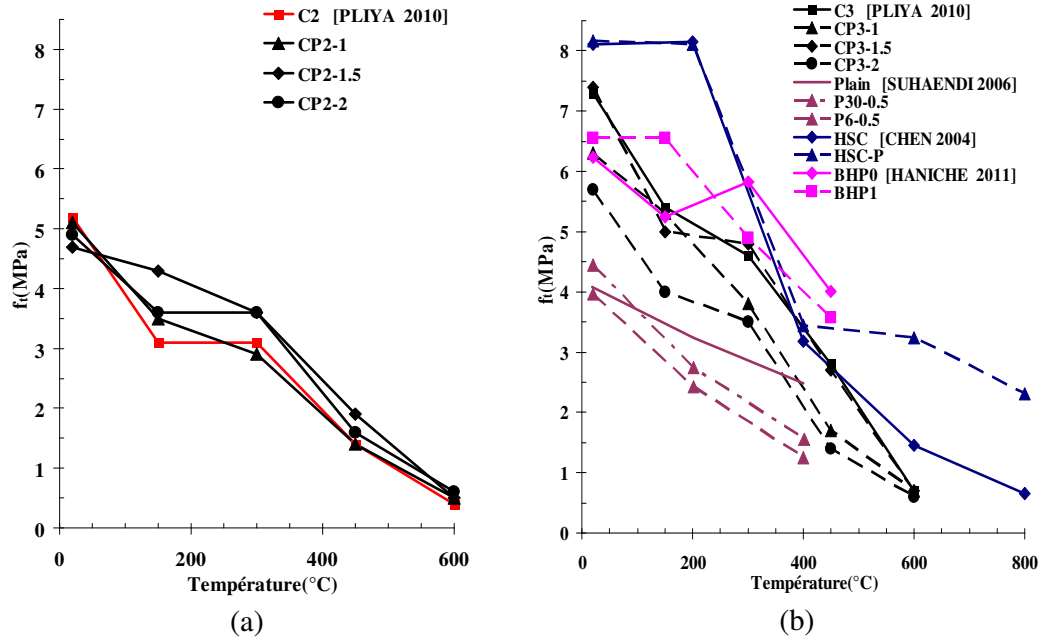


figure I-21 : Évolution de la résistance résiduelle à la traction par flexion de bétons avec et sans fibres de polypropylène : (a) pour BO et (b) pour BHP [Haniche 2011, Pliya 2010, Suhaendi et al. 2006, Chen et al. 2004]

En présence de fibres métalliques, on observe une influence positive de celles-ci sur la résistance résiduelle à la traction du béton. Comme pour le béton avec et sans fibres de polypropylène, cette résistance diminue avec l'augmentation de la température. Mais, la réduction de la résistance résiduelle à la traction varie lentement pour le béton avec les fibres métalliques [Pliya 2010, Suhaendi *et al.* 2006, Chen *et al.* 2004]. L'effet des fibres de carbone sur la résistance résiduelle à la traction est le même que celui des fibres métalliques. L'ajout de fibres métalliques ou de carbone, non seulement améliore la capacité résistante à la traction pour le béton exposé à haute température, mais encore limite l'ouverture des fissures [Chen *et al.* 2004].

I.6.3 Module d'élasticité

Contrairement aux mesures de résistances à la compression et à la traction, il existe très peu de données dans la littérature sur l'évolution du module d'élasticité du béton porté à une température élevée.

La figure I-22 regroupe les évolutions de module d'élasticité résiduel de différents bétons [Haniche 2011, Pliya 2010, Fares 2009, Kanema 2007, Noumowé 1995]. D'une manière générale, le module d'élasticité résiduel diminue d'une manière progressive et identique en fonction de la température et quel que soit le rapport eau/ciment. Le type de béton n'influe donc pas sur l'évolution du module d'élasticité [Pliya 2010, Kanema 2007, Hager 2004]. Kanema a observé une rigidité presque nulle (2%) à la suite d'un chauffage à 600°C. La forte baisse de rigidité du béton chauffé est liée aux différentes transformations physico-chimiques de la matrice cimentaire, de la déformation des granulats avec

l'interface pâte – granulats et l'augmentation du volume poreux [Pliya 2010, Hager 2004, Noumowé 1995].

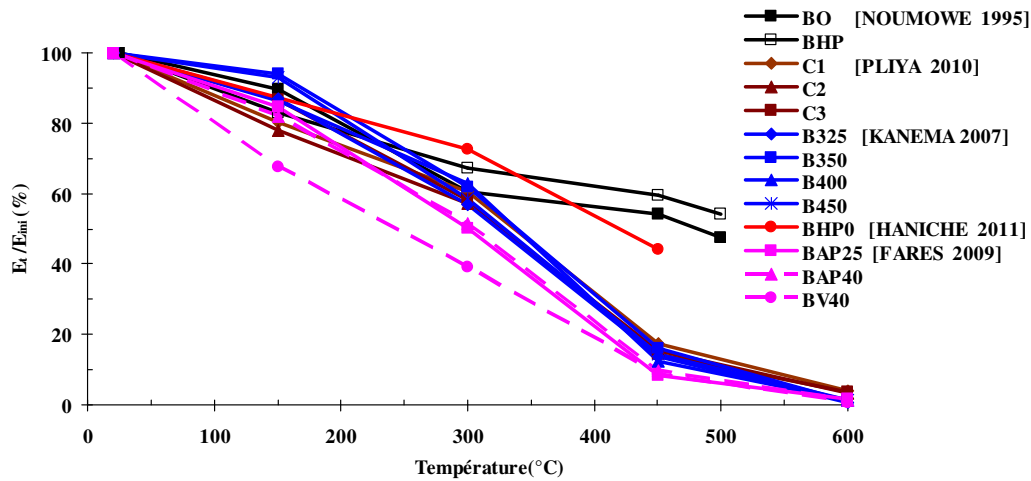


figure I-22 : Évolution du module d'élasticité résiduel relatif [Haniche 2011, Pliya 2010, Fares 2009, Kanema 2007, Noumowé 1995]

L'ajout de fibres de polypropylène semble mener à une baisse du module d'élasticité résiduel du béton à haute résistance au cours du chauffage [Suhaendi *et al.* 2006, Noumowé 2005]. Le module d'élasticité résiduel du béton à haute résistance diminue avec le dosage de fibres de polypropylène utilisé [Suhaendi *et al.* 2006] et une diminution significative (33%) avec le dosage de $1,8 \text{ kg/m}^3$ en fibres à 200°C est notée par [Noumowé 2005]. Des tests réalisés à chaud par [Hager 2004] montrent le même phénomène pour des bétons contenant $0,9 \text{ kg/m}^3$ et $1,75 \text{ kg/m}^3$ de polypropylène. Cependant, il y a de légers gains sur les modules d'élasticité pour des bétons BHP de fibres de polypropylène après un chauffage à 300°C . Au-delà de cette température, les modules d'élasticité résiduels des bétons avec et sans fibres de polypropylène sont voisins [Pliya 2010] (figure I-23-a).

Avec les fibres métalliques, un effet bénéfique est constaté jusqu'à la température 300°C - 400°C [Pliya 2010, Suhaendi *et al.* 2006]. Au delà de cette température, la différence entre le béton sans fibres et le béton de fibres n'existe plus quasiment, quel que soit le dosage [Pliya 2010] (figure I-23-b). Les résultats concernant le module d'élasticité mesuré à chaud par [Cheng *et al.* 2004] aboutissent à la même évolution pour des bétons BHP avec des fibres métalliques. Une perte de module du béton dosé à 0.54% de fibres métalliques est plus grande que celle du béton sans fibres [Cheng *et al.* 2004].

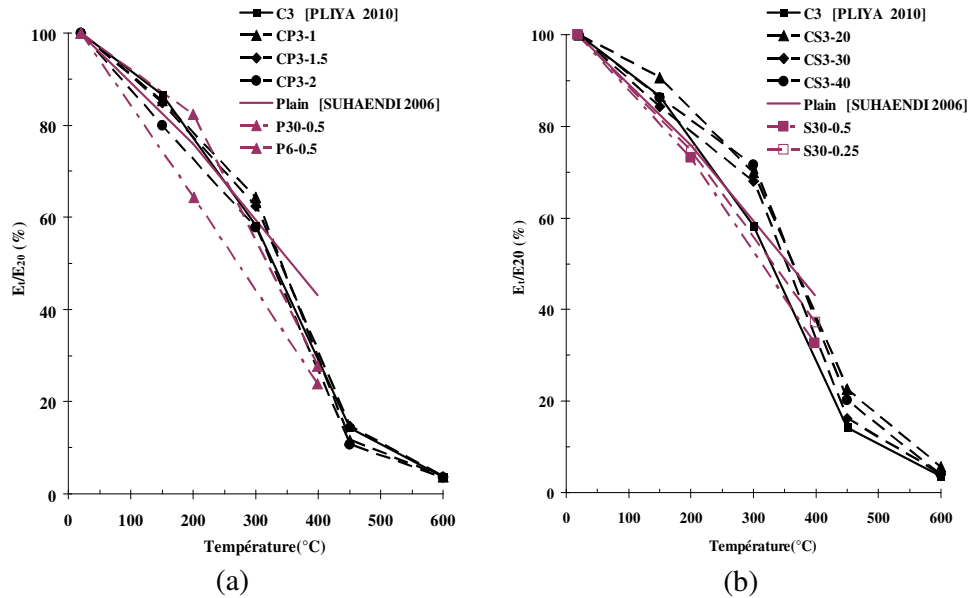


figure I-23 : Évolution du module d'élasticité résiduel relatif de BHP avec ou sans fibres : (a) pour fibres de polypropylène et fibres métalliques (b) [Pliya 2010, Suhaendi et al. 2006]

L'influence de la nature des granulats sur l'évolution du module d'élasticité a été présentée dans la littérature [Xing 2011, Mindeguia 2009, Cheng *et al.* 2004, Schneider *et al.* 1982]. Schneider constate que le module d'élasticité dépend significativement du type de granulats. Le béton calcaire présente une décroissance du module élastique plus faible que le béton de quartzite. Ce phénomène est aussi observé sur le béton ordinaire contenant de granulats calcaires par rapport à ceux contenant des granulats siliceux et silico-calcaires [Xing 2011] (figure I-24 –a). À 600°C, le module d'élasticité du béton de granulat silico-calcaire a une rigidité presque nulle [Xing 2011, Mindeguia 2009]. Néanmoins, il n'y a pas de différence de module d'élasticité entre les bétons à hautes performances contenant de granulats calcaires et siliceux [Xing 2011]. Pour des tests réalisés à chaud, les granulats calcaires et siliceux n'influencent pas sur la variation des modules d'élasticité du béton à hautes performances [Cheng *et al.* 2004] (figure I-24 –b) .

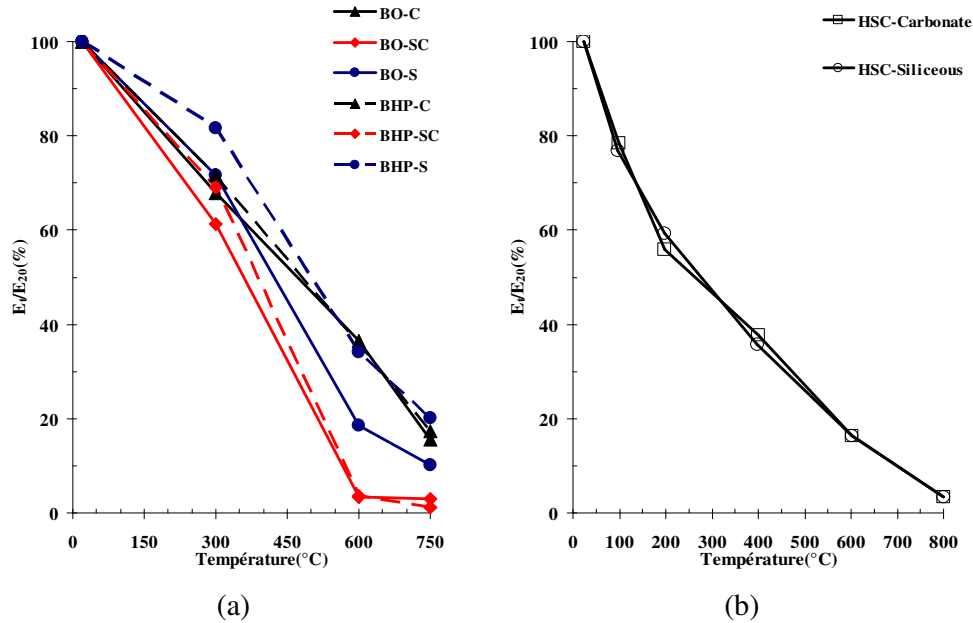


figure I-24 : Influence des granulats sur le module d'élasticité résiduel relatif : test à l'ambiance (a) [Xing 2011], test à chaud (b) [Cheng et al. 2004]

I.7 Transferts thermiques, hydriques

I.7.1 Transferts thermiques

Lorsque le béton est porté à une température élevée, il subit diverses transformations qui conduisent à la modification de ses propriétés de transferts telles que la conductivité thermique et la chaleur spécifique.

La figure I-25 montre l'évolution de la température dans le four, à la surface, à mi-rayon et au centre d'une éprouvette cylindrique (10x20 cm) de BHP (53 MPa) soumise à une vitesse rapide de chauffage de 5°C/min [Phan *et al.* 2001]. Phan et Carino remarquent trois perturbations au niveau des températures à mi-rayon et au centre des éprouvettes. Le test est réalisé jusqu'à la température de 450°C. La première perturbation apparaît autour d'une température interne de 100°C. Cette phase correspond à la vaporisation de l'eau libre. La deuxième perturbation se produit entre les températures internes de 150°C à 170°C et explique le début de libération de l'eau chimiquement liée. La troisième, lorsque la température du centre de l'éprouvette atteint 240 à 270°C pour les bétons BHP et plutôt 190°C pour le béton BO, la différence de température entre la surface et le centre arrive alors à un pic. A ce moment là, une baisse de la température est observée.

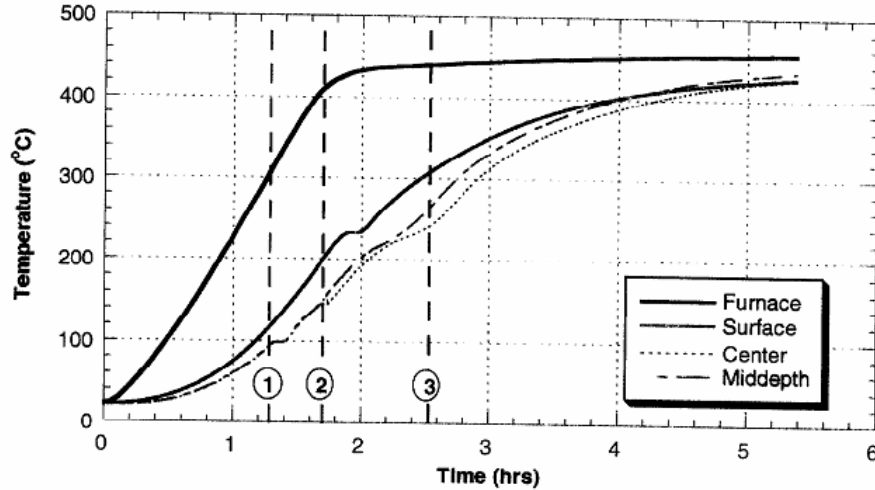


figure I-25 : Évolution des températures d'une éprouvette cylindrique (10x20cm) de BHP soumise à la vitesse de chauffage de 5°C/min [Phan et al. 2001]

Des résultats expérimentaux de plusieurs auteurs [Xing 2011, Mindeguia *et al.* 2010, Pliya 2010, Kanema 2007, Kalifa *et al.* 2000, Noumowé 1995] indiquent que la baisse de température survient à la température de surface voisine de 300°C-350°C correspondant à une température du centre autour 190-200°C pour le BO et 220-270°C pour le BHP. Kanema, *et al.* [Kanema *et al.* 2011] illustrent les variations de différence de température de différentes compositions de bétons (E/C=0.62 ; 0.55 ; 0.44 ; 0.36) chauffés à la vitesse de 1°C/min jusqu'à la température de 450°C (figure I-26). Plus le rapport E/C augmente, plus la différence de température devient importante. Le pic de différence de température apparaît tardivement avec les bétons à faible E/C. Le comportement du transfert thermique du béton chauffé est fortement lié à sa teneur en eau [Mindeguia *et al.* 2010].

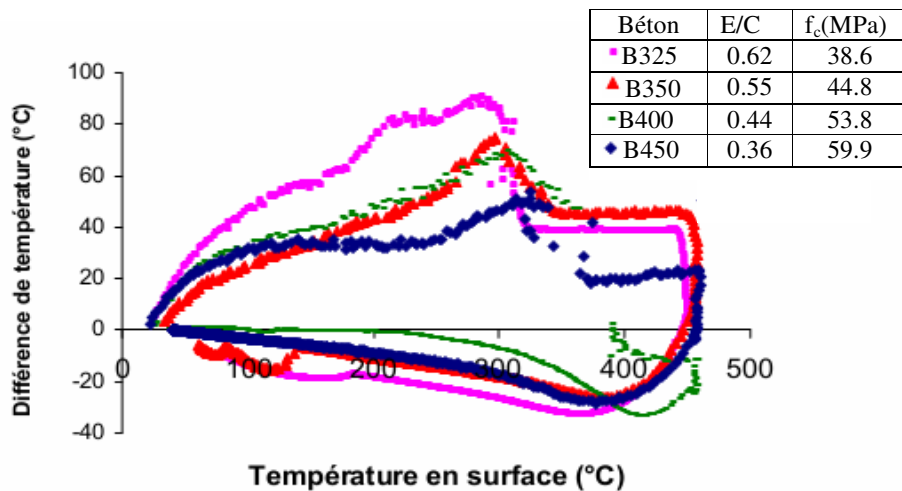


figure I-26 : Évolution de la différence de température entre le centre et la surface des éprouvettes cylindriques (11x22 cm) de différents bétons [Kanema 2007]

Un effet d'échelle est aussi observé par [Kanema *et al.* 2011] en faisant varier la taille des éprouvettes testées. Les éprouvettes 16x32 cm ont une différence de température plus élevée que les éprouvettes 11x22 cm (figure I-27). La vitesse de chauffage joue un rôle important sur la différence de température. Plus la vitesse de chauffage est élevée, plus on génère une différence de température élevée d'où de fortes contraintes thermiques.

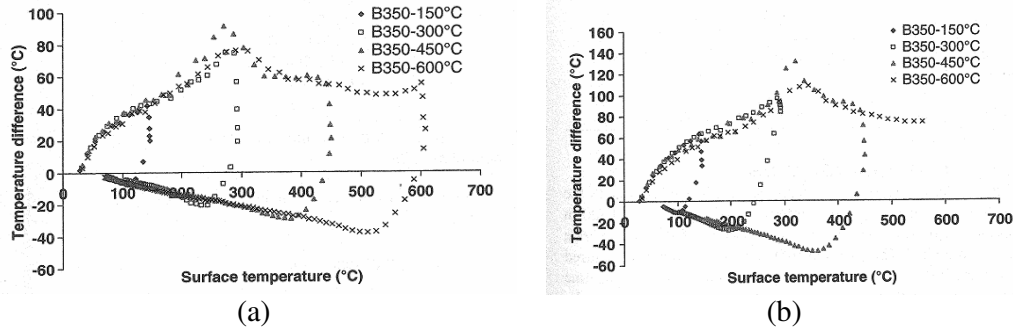


figure I-27 : Influence de la taille de l'éprouvette sur la différence de température entre le centre et la surface : 11x22 cm (a) et 16x32 cm (b) de BO chauffés à 1°C/min [Kanema *et al.* 2011]

L'effet de la nature des granulats sur la différence de température entre la surface et le centre a été étudié par [Xing 2011]. La figure I-28 montre l'existence de pics sur les courbes de différence de température des bétons. Le premier se situe à une température de surface comprise entre 330°C et 370°C correspondant à la fin de la première phase de déshydratation des C-S-H. La valeur du premier pic est 120°C, 119°C et 127°C respectivement pour le béton BO calcaire (BO-C), silico-calcaire (BO-SC) et siliceux (BO-S). Le deuxième pic apparaît à une température 650°C - 700°C et correspond à la deuxième phase de décomposition des C-S-H. La différence de température maximale est de 108°C et 127°C respectivement pour le béton BO calcaire (BO-C) et siliceux (BO-S). Cette différence de température maximale entre la surface et le centre de l'éprouvette du BO ne semble pas être liée à la nature des granulats. L'auteur fait la même remarque pour les BHP contenant des granulats calcaire, silico-calcaire et siliceux [Xing 2011].

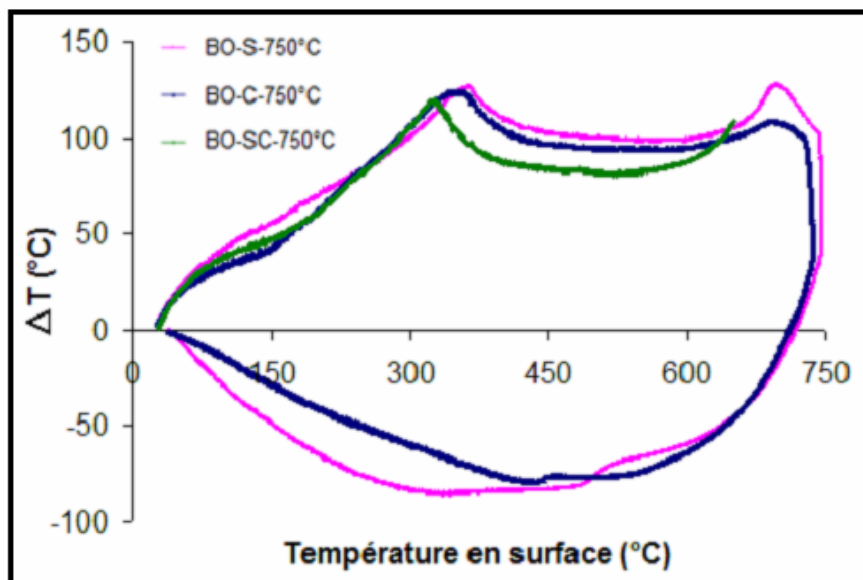


figure I-28 : Évolution de la différence de température entre le centre et la surface de BO calcaire (BO-C), siliceux (BO-S) et silico-calcaire (BO-SC) [Xing 2011]

I.7.2 Transferts hydriques

Le processus de transfert hydrique qui se produit dans le béton exposé à une haute température peut conduire à un éclatement des bétons à cause de l'augmentation de pression de vapeur d'eau dans le réseau poreux.

I.7.2.1 Pression de vapeur

Les résultats expérimentaux de [Kalifa *et al.* 2000], [Mindeguia *et al.* 2010], et [Bangi *et al.* 2012] montrent que la pression de vapeur dans les bétons BHP est supérieure à celle dans les BO. Selon les résultats de [Kalifa *et al.* 2000], la pression de vapeur maximale dans le BHP ($f_c=92$ MPa) est autour de 4 MPa, tandis que celle dans le BO ($f_c=35$ MPa) est approximativement de 2 MPa (figure I-29). Dans les résultats de [Mindeguia *et al.* 2010], cette pression est autour de 1,2 MPa et 0,2 MPa respectivement pour le BHP ($f_c=76$ MPa) et le BO ($f_c=35$ MPa) (figure I-30). Les résultats de [Bangi *et al.* 2012] montrent que cette valeur est voisine de 5 MPa et 2.1 MPa respectivement pour le BHP ($f_c=90$ MPa) et le BO ($f_c=33$ MPa) (figure I-31). Ce point confirme l'effet de la perméabilité sur le développement de la pression de vapeur au sein du béton au cours du chauffage. Plus la perméabilité est faible, plus la pression de vapeur est élevée. La figure I-32 présente la pression maximale de vapeur en fonction du ratio de E/C dans le cas d'un chauffage rapide (600°C en 5 minutes).

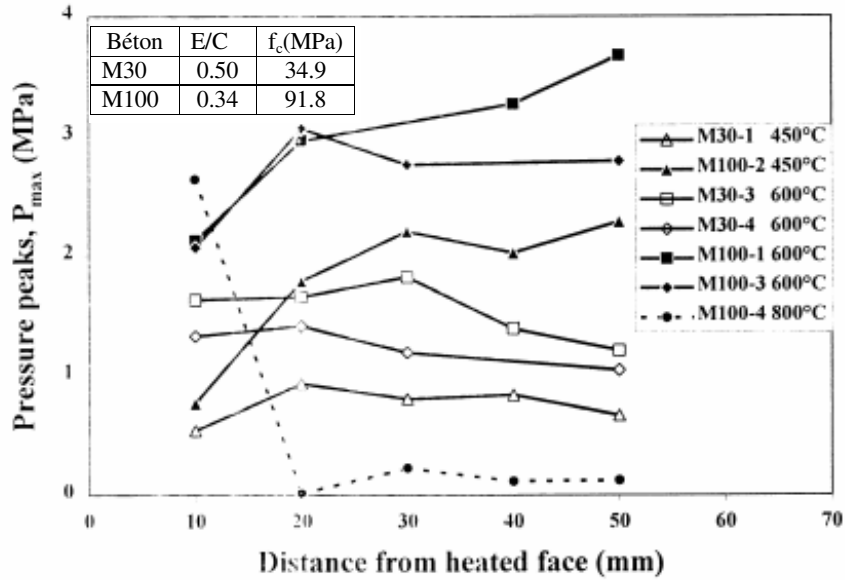


figure I-29 : Évolution du pic de pression de vapeur en fonction de la distance de la surface chauffée des éprouvettes prismatiques (30x30x12 cm) soumises à un chauffage (600°C en 6 heures) [Kalifa et al. 2000]

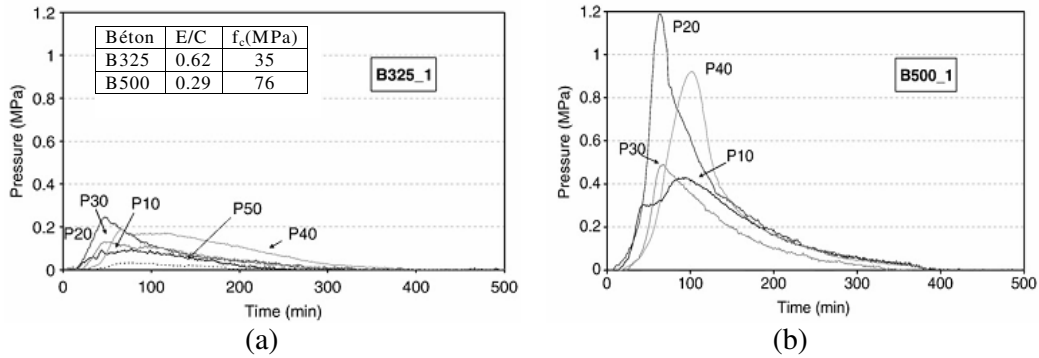


figure I-30 : Évolution de la pression de vapeur en fonction du temps dans des éprouvettes prismatiques (30x30x12 cm) de BO (a) et BHP (b) soumises à 600°C, avec un chauffage rapide (600°C en 5 minutes) [Mindeguia et al. 2010]

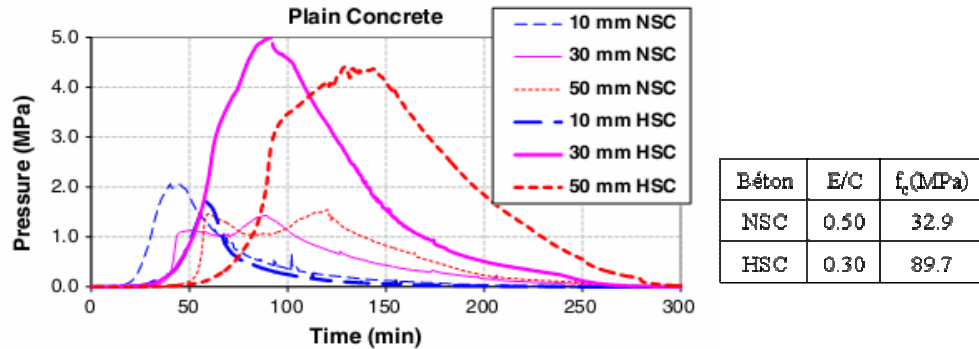


figure I-31 : Évolution de la pression de vapeur en fonction du temps dans des éprouvettes cylindriques ($\varnothing 175 \times 100$ mm) de BO et BHP soumises à 600°C, avec un chauffage rapide (600°C en 5 minutes) [Bangi et al. 2012]

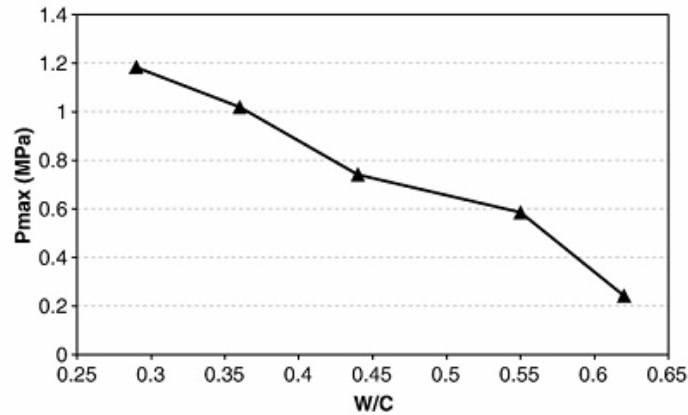


figure I-32 : Évolution de la pression de vapeur maximale en fonction du ratio E/C [Mindeguia et al. 2010]

En faisant varier la teneur en eau par pré-séchage, la pression de vapeur d'eau maximale mesurée sur des éprouvettes séchées à 105°C, 80°C et non pré séchées, est respectivement de 0.26 MPa, 0.28 MPa et 4.0 MPa, pour une teneur en eau de 0%, 0.38% et 3.1%. La pression maximale observée sur une éprouvette séchée à 105°C est 14 fois plus faible par rapport à celle d'une éprouvette non pré séchée (figure I-33). Ceci souligne que l'eau libre est principalement responsable du développement des pressions internes dans le matériau béton [Hager 2004].

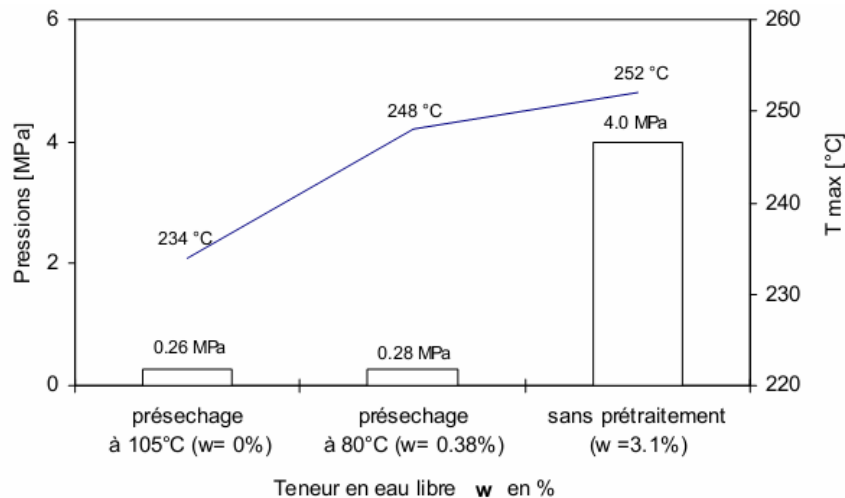


figure I-33 : Évolution de la pression de vapeur maximale en fonction de la teneur en eau du béton BHP [Hager 2004]

La figure I-34 montre que le pic sur des courbes de dT/dt en fonction du temps, c'est-à-dire correspondant au ralentissement sur les courbes de température interne, coïncide avec le pic de la pression de vapeur. Ceci s'explique par la consommation de chaleur liée au changement d'état de l'eau. Ce phénomène amène une diminution de la température et une augmentation de pression de vapeur [Mindeguia et al. 2010, Kalifa et al. 2000].

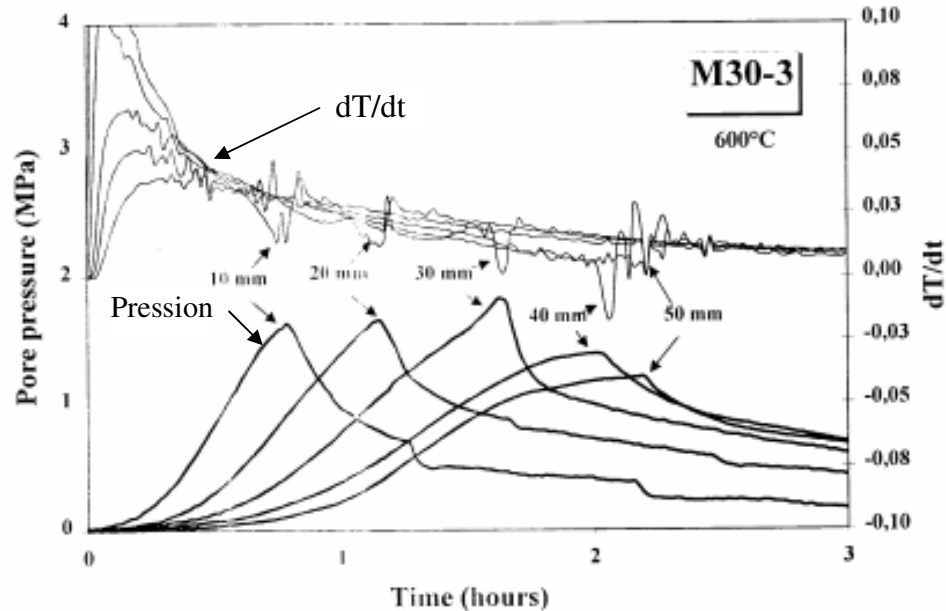


figure I-34 : Courbe de pression et de dérivée dT/dt en fonction du temps [Kalifa *et al.* 2000]

La présence de fibres dans le béton montre une influence positive sur la limitation de l'augmentation de pression dans les pores [Bangi *et al.* 2012, Felicetti *et al.* 2012, Bangi *et al.* 2011, Kalifa *et al.* 2001]. La figure I-35 indique que la présence de fibres de polypropylène peut réduire la pression de vapeur. Cet ajout fait passer la pression de 1.1 MPa à 0.6 MPa sur une éprouvette soumise à un chauffage à $2^\circ\text{C}/\text{min}$, correspondant à une diminution de 45% (figure I-35 -a). Cette diminution peut aller jusqu'à 75% sur une éprouvette soumise à un chauffage à $10^\circ\text{C}/\text{min}$ [Felicetti *et al.* 2012] (figure I-35 -b). La fusion des fibres de polypropylène autour de 171°C , et la vaporisation des fibres à 341°C augmente le volume poreux [Kalifa *et al.* 2001]. Ceci contribue à une baisse de la pression dans le béton de fibres de polypropylène.

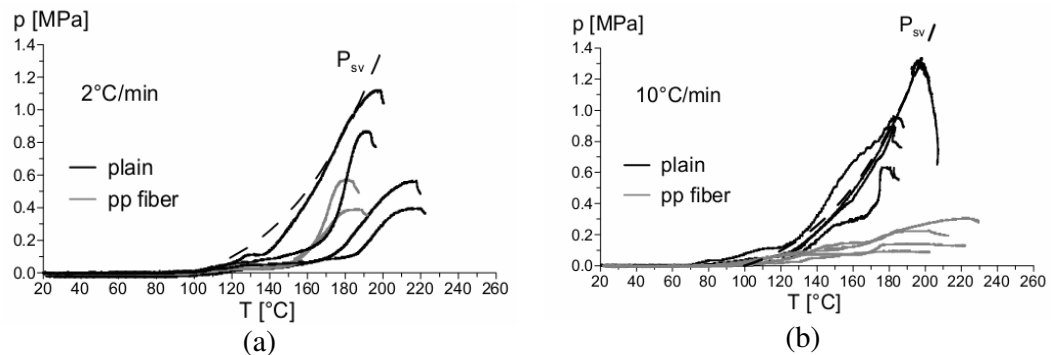


figure I-35 : Pression de vapeur au sein des bétons avec et sans fibres de polypropylène en fonction de la température à différentes vitesses de chauffage [Felicetti *et al.* 2012]

Bangi et Horiguchi [Bangi *et al.* 2011] ont mesuré des pressions de vapeur de bétons avec / sans fibres de polypropylène ou hybrides de fibres (fibres de polypropylène et fibres métalliques - HY). La figure I-36 montre que la pression

maximale dans le béton de famille hybride est inférieure à celle du béton de famille de fibres de polypropylène. La pression maximale du béton sans fibres est plus élevée. Ce résultat permet de mettre en évidence l'impact des fibres métalliques (S) sur la réduction de la pression dans la zone la plus profonde du béton [Bangi *et al.* 2011].

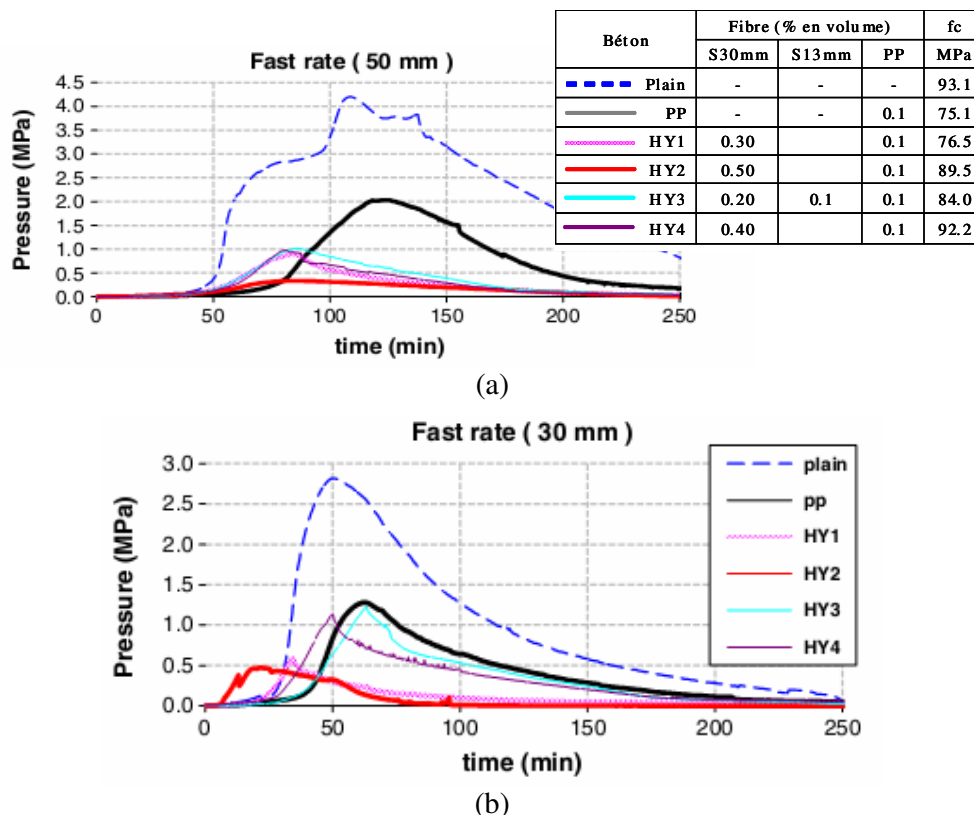


figure I-36 : Influence des fibres de polypropylène (PP), hybride (HY) sur la pression de vapeur du béton BHP mesurée à 50 mm (a) et à 30 mm (b) de la surface chauffée à une vitesse de 400°C/h [Bangi *et al.* 2011]

L'influence de la géométrie de la fibre joue un rôle important dans la diminution de la pression de vapeur. Des fibres longues forment un réseau connecté plus important que dans le cas des fibres courtes. Les fibres de plus petit diamètre en nombre plus important favorisent également la baisse de pression [Bangi *et al.* 2012, Salomoni *et al.* 2008].

Le développement de la pression de vapeur est gouverné par la sollicitation thermique. Un chauffage rapide conduit à une pression plus forte dans la zone la plus profonde par rapport à un chauffage lent. Les surfaces fissurées facilitent le départ de vapeur d'eau et conduisent à des pressions internes plus basses [Bangi *et al.* 2011]. Les résultats expérimentaux de [Felicetti *et al.* 2012], comme présentés sur la figure I-35, montrent l'influence de la vitesse de chauffage sur la pression interne dans les pores du béton. Une vitesse de chauffage de 10°C/min engendre des pressions de vapeur d'eau très proches de la pression de vapeur d'eau saturante. Au contraire, des pressions de vapeur d'eau sont notablement inférieures à la pression de vapeur saturante pour une vitesse de chauffage de 2°C/min.

Selon [Kalifa *et al.* 2000], le gradient de pression de vapeur dans le béton BHP est supérieur à celui dans le béton BO. Le plus fort gradient est situé à 20 mm de la surface chauffée où l'éclatement apparaît (figure I-37). Ceci explique que le béton BHP est plus susceptible d'éclater que le béton ordinaire.

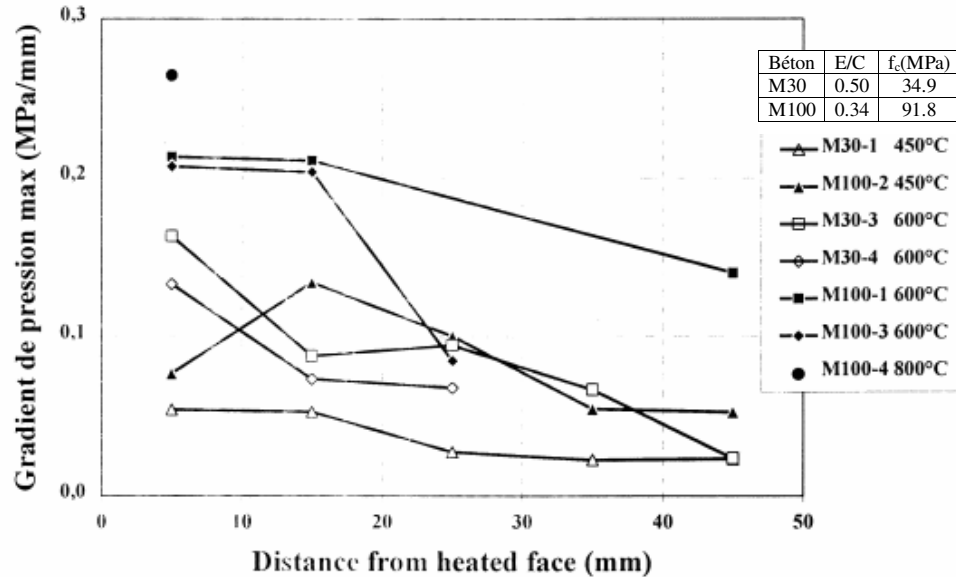


figure I-37 : Évolution du gradient de pression de vapeur en fonction de la distance à la surface chauffée [Kalifa *et al.* 2000]

I.7.2.2 Perte de masse

Le processus de perte de masse se produit lorsque la température augmente. Le départ de l'eau est la principale cause de la perte de masse du béton avant 600°C [Kalifa *et al.* 2001].

La figure I-38 montre les résultats expérimentaux de perte de masse en fonction de la température obtenus par [Hager 2004]. Généralement, ce processus se déroule en trois étapes liées à la perte d'eau dans le béton [Xing 2011, Pliya 2010, Kanema 2007, Xiao *et al.* 2006, Hager 2004, Phan *et al.* 2001, Noumowé 1995] :

- De la température ambiante jusqu'à 100 - 150°C, il y a une faible perte de masse due au départ de l'eau libre contenue dans le béton.
- Entre 150 et 300°C, la perte de masse augmente rapidement. Ceci est lié au départ de l'eau contenue initialement dans les hydrates C-S-H et à la décomposition du gypse ($\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$). Jusqu'à 300°C, le béton perd approximativement 65 à 80 % de la masse d'eau totale [Kanema 2007].
- Au-delà de la température 300°C, il y a une faible perte de masse correspondant à la déshydroxylation de la portlandite (450-550°C), à la décomposition des silanols (SiOH), du silex (400-570°C) [Xing 2011], et à

la décarbonatation du calcaire CaCO_3 (600-800°C) [Xing 2011, Xiao *et al.* 2006, Khoury 1992].

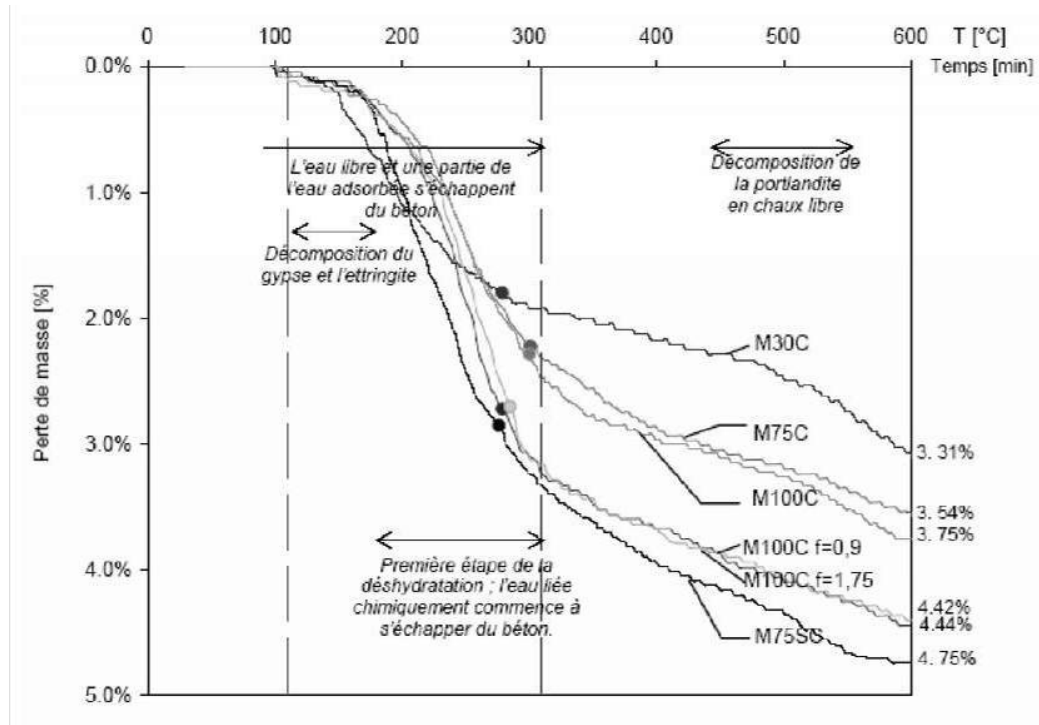


figure I-38 : Évolution de la perte de masse en fonction de la température pour différentes compositions de bétons [Hager 2004]

Des études menées par plusieurs auteurs montrent que la perte de masse du BHP est toujours inférieure à celle du BO. Ceci est lié à la quantité d'eau initiale contenue dans le mélange du béton [Kanema 2007]. En effet, avec un chauffage à $1^\circ\text{C}/\text{min}$ et un palier de température constante à 600°C d'une durée de 1h, la perte de masse mesurée par [Xing 2011, Kanema 2007] est approximativement celle de la teneur en eau initiale. Avec un chauffage rapide et en l'absence d'un palier de temps pour 600°C , le béton n'est pas totalement séché. La perte de masse mesurée par [Mindeguia *et al.* 2010, Kalifa *et al.* 2000] est inférieure à la teneur en eau initiale (figure I-39).

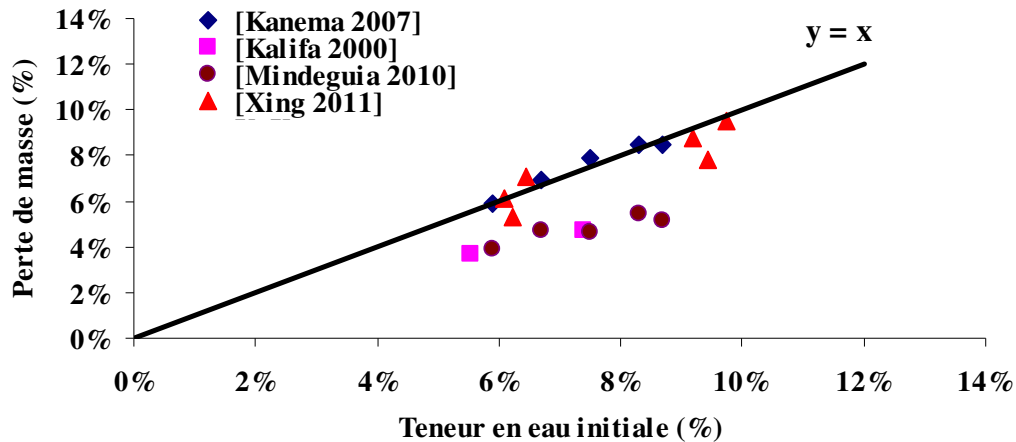


figure I-39 : Comparaison de la perte de masse et de la teneur en eau initiale des bétons soumis à 600°C [Xing 2011, Mindeguia et al. 2010, Kanema 2007, Kalifa et al. 2000]

L'effet de la vitesse de chauffage a été étudié par [Kanema 2007] (figure I-40). L'auteur remarque que lorsque la vitesse de chauffage est lente, la quantité d'eau évacuée est plus grande à chaque température entre 100 et 300°C.

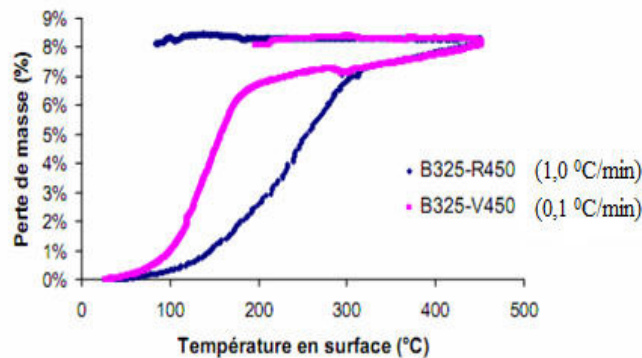


figure I-40 : Évolution de la perte de masse suivant la vitesse de chauffage [Kanema 2007]

L'influence de la perte de masse suivant la nature des granulats est liée au coefficient d'absorption des granulats [Xing 2011]. L'auteur constate que, étant très peu poreux, les granulats de quartzite perdent peu d'eau lors du chauffage. Par contre, la plus grande perte de masse des bétons de granulats silico-calcaire provient du départ d'eau absorbée par les carbonates poreux présents dans ce granulats et du départ d'eau des silex après 450°C.

I.8 Conclusion de l'étude bibliographique

Lorsque le béton est soumis à une température élevée, il subit diverses transformations physico-chimiques conduisant à la modification de la microstructure et de ses propriétés mécaniques.

L'eau, présente dans le béton sous forme libre, liée ou adsorbée, s'échappe progressivement et représente la principale cause de perte de masse du béton. L'évolution de la perte de masse est regroupée en trois domaines : de 20 – 150°C, on observe une faible perte de l'ordre de 3% ; entre 150 - 300°C une perte rapide puis au delà de 300°C, un ralentissement de perte de masse.

Les diverses transformations physico-chimiques que subit le béton chauffé sont : la déshydratation des C-S-H (une première entre 150 – 300°C et une seconde au delà de la température 600°C), la déshydroxylation de la portlandite (vers 570°C) qui conduit à la formation de la chaux qui, durant la phase de refroidissement, réagit avec l'eau contenue dans l'air occasionnant ainsi un volume important de portlandite. Au delà de 600°C, on note une décarbonatation des calcaires.

La mesure des déformations thermiques montre l'incompatibilité de déformation entre la pâte de ciment et les granulats. La déformation thermique du béton est fortement liée à la nature des granulats qui constituent son squelette. Ces différentes transformations ainsi que l'incompatibilité de déformations génèrent une augmentation du volume poreux et une perméabilité supplémentaire du matériau. La modification de la structure du matériau entraîne donc une baisse de ses propriétés de transfert telle que la conductivité thermique et la chaleur spécifique.

Sur le plan macroscopique, une baisse des propriétés mécaniques (résistance à la compression, à la traction, module d'élasticité) est remarquée et l'évolution mécanique est regroupée en deux domaines : 20-300/400°C, faible baisse de résistance et au delà, une chute de résistance. Les BHP perdent plus de résistance que les BO mais leur résistance reste supérieure à celle des BO.

En termes d'instabilité thermique, le BHP est plus susceptible que le BO du fait de sa forte densité et une très faible perméabilité. L'instabilité thermique du béton se traduit par un comportement explosif ou un écaillage. Trois hypothèses sont avancées pour expliquer le comportement instable du béton : la première est attribuée à la pression d'eau liquide et de vapeur, la seconde aux contraintes thermiques et la dernière, la combinaison des deux premières hypothèses. La vitesse de chauffage, les propriétés physico-mécaniques du béton, la taille du spécimen, la teneur en eau, la nature des granulats, la charge mécanique sont des paramètres influençant l'instabilité thermique du béton.

En vue d'améliorer le comportement thermique du béton, des fibres de polypropylène sont utilisées. Ces fibres ont une propriété de fondre autour de 160 – 170°C puis de se vaporiser autour de 340°C en générant un canal supplémentaire

favorisant ainsi le transport de masse. Les mesures de pressions effectuées sur des bétons fibrés chauffés ont montré une baisse de cette dernière par rapport au béton non fibré chauffé. L'utilisation de ces fibres est même recommandée par l'Eurocode 2 dans une proportion de 2 kg/m³. Une baisse des performances mécaniques des bétons de fibres de polypropylène est remarquée par certains auteurs.

Des fibres métalliques ou des fibres de carbone sont aussi utilisées afin d'améliorer les résistances mécaniques résiduelles, mais la question de la stabilité thermique reste.

A travers la littérature, il existe très peu de données sur l'évolution de la pression dans le béton chauffé. Les tests réalisés par Kalifa, Hager Mindeguia, Bangi sur des éprouvettes prismatiques ou cylindriques, dont une seule surface est sollicitée thermiquement, montrent une augmentation de la pression avec la température. Les tests de la littérature concernent des éprouvettes de petites dimensions avec des conditions expérimentales différentes. Il est donc difficile de comparer les résultats et de voir l'effet d'échelle.

Nous proposons dans la suite du document d'étudier le comportement de bétons ordinaire et à hautes performances. Des éprouvettes cylindriques de grandes dimensions ont été confectionnées et soumises à un cycle de chauffage – refroidissement. Cette étude vise à mieux comprendre les phénomènes de transferts couplés de chaleur et de masse dans ces compositions de bétons.

Chapitre II - PROTOCOLE EXPÉRIMENTAL

II.1 Introduction

L'objectif de ce travail est d'analyser les transferts couplés de chaleur et de masse dans un béton ordinaire (BO) et un béton à hautes performances (BHP). Des éprouvettes issues des deux compositions de béton ont été confectionnées, conservées, puis soumises à un traitement thermique. Des mesures de température, de pression de vapeur et de perte de masse sont enregistrées au cours du chauffage. Afin de quantifier les phénomènes qui ont lieu dans le béton au cours du chauffage, des mesures de perméabilité, de conductivité thermique et de sorption isotherme ont aussi été réalisées.

Nous commençons par présenter les caractéristiques des matériaux utilisés et les compositions des bétons testés avant de décrire le dispositif expérimental mis en place dans le cadre de cette étude.

II.2 Caractéristiques des matériaux

II.2.1 Granulats

Les granulats utilisés sont des granulats semi concassés de type silico-calcaire. Ils sont constitués de 70-75% de silice, 20-25% de calcaire et 5% de feldspath.

La classe granulaire du sable est 0/4 et celle des graviers est 6.3/20. La figure II-1 montre les analyses granulométriques des granulats utilisés. Le tableau II-1 présente les propriétés des matériaux.

tableau II-1 : Propriétés physiques du gravier et du sable

Caractéristique	Unité	Gravier	Sable
Masse volumique absolue	g/cm ³	2.608	2.618
Masse volumique réelle	g/cm ³	2.477	2.565
Masse volumique réelle saturée surface sec	g/cm ³	2.527	2.585
Coefficient d'absorption d'eau	%	2.02	0.79
Coefficient de Los Angeles	%	23.6	-

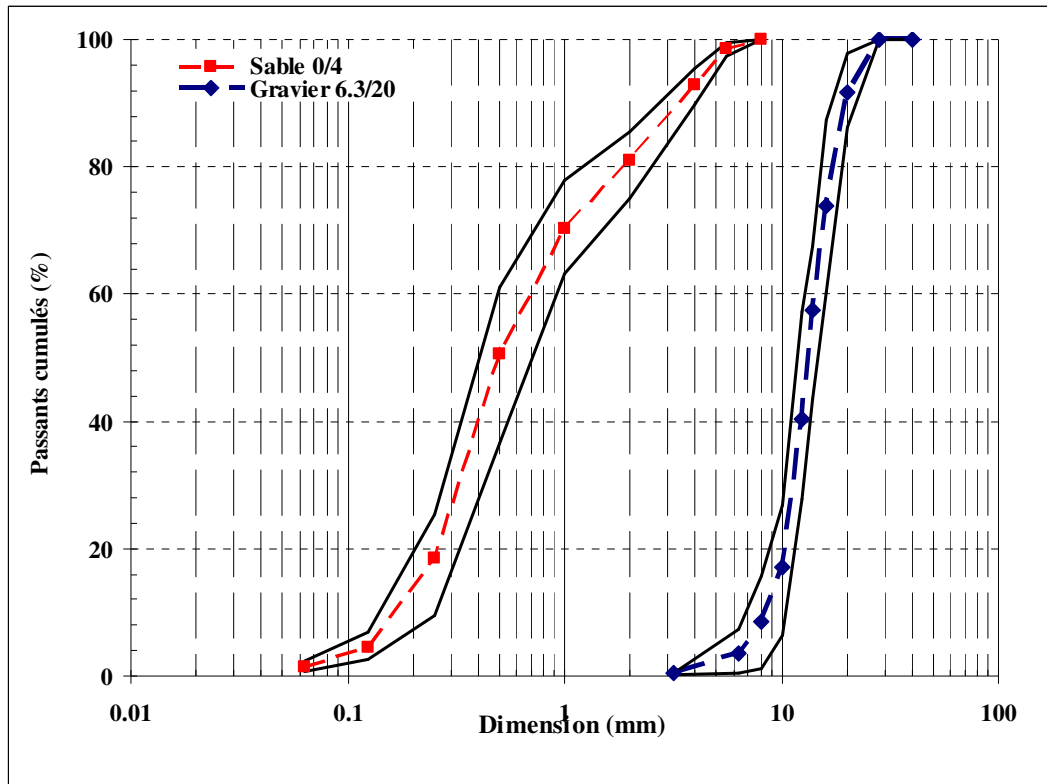


figure II-1 : Courbe granulométrique du sable 0/4 et du gravier 6.3/20

II.2.2 Ciment

Le ciment utilisé est du CEM I 52.5N CE CP2 NF produit par Calcia à Villiers au Bouin. Les caractéristiques de ce ciment sont présentées dans le tableau II-2.

tableau II-2 : Propriétés du ciment utilisé

Caractéristiques mécaniques et physiques									
Résistance à la compression en MPa à 28 jours		Retrait en $\mu\text{m}/\text{m}$ à 28 jours		Début de prise en mn		Chaleur en J/h à 41 heures		Masse volumique en g/cm^3	
61.3		580		165		351		3.13	
Composition élémentaire (%)									
SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	TiO ₂	MnO	CaO	MgO	SO ₃	K ₂ O	Na ₂ O
20.23	4.29	2.35	0.25	0.02	63.67	3.88	2.80	0.69	0.14

II.2.3 Eau

L'eau du robinet est utilisée. La masse volumique prise en compte pour les calculs de formulation est de $1000 \text{ kg}/\text{m}^3$.

II.2.4 Superplastifiant

L'adjuvant Cimfluid 3002 est utilisé pour la confection du béton BHP. C'est un superplastifiant pour béton de nouvelle génération à base de polycarboxylates modifiés. Le Cimfluid 3002 permet d'obtenir une augmentation de la plasticité du mélange. Grâce à celui-ci, la quantité d'eau utilisée pour fabriquer le béton est fortement réduite, spécialement pour le BHP avec un rapport de E/C faible. Les propriétés du Cimfluid 3002 sont données dans le tableau II-3.

tableau II-3 : Caractéristiques du Cimfluid 3002

Masse volumique à 20°C (kg/dm ³)	1.080± 0.02
pH	5.5± 1.0
Extrait sec (halogène)	30.00%± 1.5 %
Extrait sec (NF EN 480-8)	30.80%± 1.5 %
Na ₂ O _{équivalent}	≤ 1.5 %
Cl ⁻	≤ 0.10 %
Température de congélation	- 18°C environ

II.3 Compositions des bétons

Les bétons confectionnés sont : un béton ordinaire (indiqué B1) avec un rapport eau/ciment (E/C) de 0.67 et un béton à hautes performances (indiqué B2) avec un rapport E/C de 0.30. La classe de consistance des deux compositions de béton est S4 avec un affaissement au cône de 16 à 21 cm selon la NORME NF EN 206-1. Le tableau II-4 regroupe la composition des deux bétons.

tableau II-4 : Composition des bétons B1 et B2

Dosage (kg/m ³)	B1	B2
Ciment (kg)	327.5	500.0
Eau (kg)	218.6	150.0
Gravier silico-calcaire (6.3-20) (kg)	1068.6	1090.0
Sable silico-calcaire (0-4) (kg)	630.4	640.0
Superplastifiant (kg)	0	4.4
Masse volumique (kg/m ³)	2272	2408
Rapport Eau/Ciment (E/C)	0.67	0.30
Rapport superplastifiant/ciment	0.00%	0.88%
Affaissement moyen (mm)	190	210
Résistance à la compression à 28 j (MPa)	37±1	73±2

II.4 Dispositif expérimental

II.4.1 Fabrication

II.4.1.1 Instrumentation

L'étude des transferts couplés de chaleur et de masse dans les éprouvettes de béton est faite à travers la mesure de température interne et en surface des éprouvettes, des pressions de vapeur et de la masse de l'éprouvette de béton au cours du chauffage.

Les éprouvettes testées ont une forme cylindrique de diamètre de 60 cm et une hauteur de 60 cm. Chaque moule est instrumenté avant le gâchage du béton.

Chaque moule est équipé de sept thermocouples de type K équidistants de 10 cm dont deux en surface. Trois thermocouples insérés dans des tubes inox de diamètre interne 1.6 mm sont positionnés à 10, 20 et 30 cm du bord du moule. Des embouts cylindriques frittés (diamètre 12.5 mm et de hauteur de 24.2 mm) sont fixés à l'extrémité des tubes comme illustrés sur la figure II-2. L'autre extrémité des tubes est reliée à un raccord en T sur lequel est connecté un capteur de pression. La présence du thermocouple dans le tube permet aussi de réduire les volumes morts.

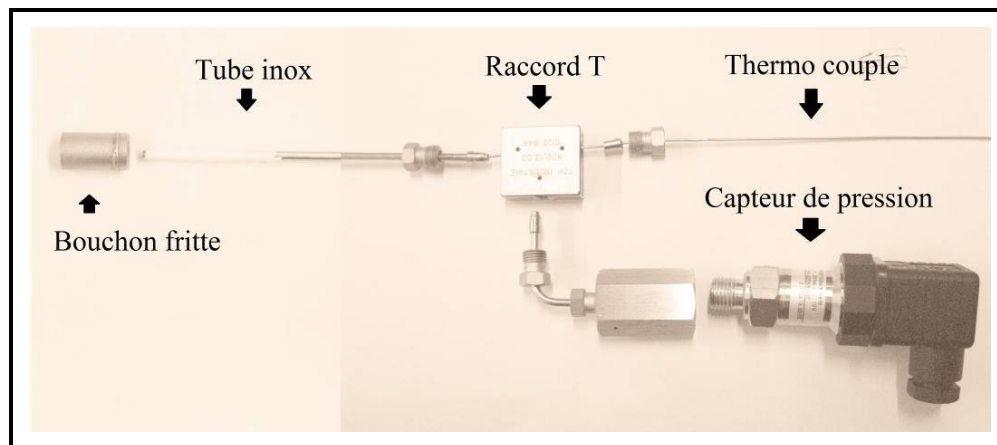


figure II-2 : *Dispositif de mesure de température et de pression*

Ce dispositif intégrant un thermocouple et un capteur de pression permet de mesurer la température et la pression en un même point. La figure II-3 montre des jauges et des thermocouples installés dans le moule avant le coulage du béton.

L'utilisation d'éprouvettes cylindriques de dimensions de $\text{Ø}60 \times 60$ cm se justifie par l'encombrement que peut amener la place prise par ces sondes. En effet, les bouchons frittés sont de diamètre 12.5 mm et l'on veut effectuer 3 mesures de pression sur un rayon de l'éprouvette. Le choix d'une éprouvette trop petite aurait pour conséquence de rendre les mesures trop intrusives (la présence du capteur modifierait les transferts thermo-hydriques au sein du béton) et non indépendante.

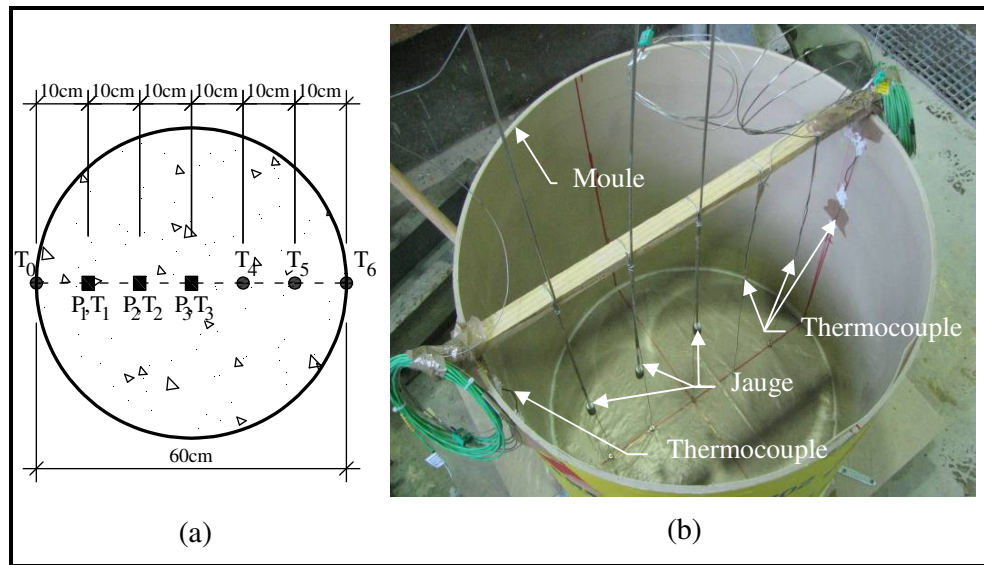


figure II-3 : Schéma d'implantation des jauges et des thermocouples (a); moule avec jauges et thermocouples (b)

II.4.1.2 Gâchage du béton

Une centrale à béton d'une capacité de 300 litres avec une puissance de 5.5 kW est utilisée. Un volume total de 250 litres de béton frais est nécessaire pour la confection d'une éprouvette.

Tous les granulats sont mis dans des containers étanches pendant un jour avant l'utilisation. La teneur en eau du sable et du gravier est déterminée avant chaque coulage.

Les matériaux sont versés dans la centrale dans l'ordre suivant : Graviers - Sable - Ciment. Un mélange à sec est fait durant 1-2 minutes. L'eau (pour la gâchée du béton B1) ou le mélange d'eau et superplastifiant (pour la gâchée du béton B2) est ajoutée progressivement avec un temps de malaxage de 3-5 minutes.

Un test d'affaissement est fait pour s'assurer d'avoir un béton de classe de consistance S4. Le remplissage des moules est fait en une couche pour des éprouvettes prismatiques 24x24x7cm, deux couches pour des éprouvettes cylindriques 15x30cm et trois couches pour l'éprouvette cylindrique 60x60cm. Chaque couche est compactée à la table vibrante pour les petites éprouvettes pendant 10 - 15 secondes, à l'aiguille vibrante pour les grandes éprouvettes pendant 1-2 minutes. Une fois remplis, les moules sont recouverts de sacs plastiques (figure II-4).



figure II-4 : Confection des éprouvettes de béton

II.4.2 Conservation des éprouvettes

Les éprouvettes 60x60 cm sont conservées dans leur moule recouvert de sac plastique pendant 75 jours. Elles sont ensuite démoulées quelques heures avant le traitement thermique.

En ce qui concerne les petites éprouvettes destinées à la détermination des propriétés physiques, elles sont démoulées le lendemain de leur confection puis conservées dans des sacs plastiques étanches. Une période de cure d'au moins 28 jours est respectée pour les petites éprouvettes.

Les conditions de conservation définies dans le cadre de notre projet diffèrent peu des recommandations de la RILEM TC 129-MHT (tableau II-5).

tableau II-5 : Régime de conservation des éprouvettes adopté et conservation des éprouvettes selon la RILEM TC 129-MHT

Régime de conservation réelle	RILEM TC129-MHT
<ul style="list-style-type: none"> – Période de cure de 75 jours – Température ambiante: 20±5°C – Conservé dans leur moule recouvert de sac plastique 	Pendant 24 h après confection : conservé dans le moule
	Pendant 6 jours suivants : immergé dans l'eau ou le milieu de HR >98%
	Période de cure suivante : >83 jours Condition « d » : <ul style="list-style-type: none"> – T=20±2°C; – R=50±5% Conservé dans le moule recouvert de sac plastique.

II.5 Cycle de chauffage – refroidissement

Le chargement thermique se fait en trois phases : la phase de montée en température à la vitesse de 0.1°C/min jusqu'à la température de consigne, le palier à température constante, et la phase de refroidissement.

La vitesse de chauffage est choisie de manière à éviter le risque d'instabilité thermique du béton. Comme cela a été présenté dans la partie I.2.3, des éprouvettes cylindriques (16x32cm) ont présenté une instabilité thermique lorsqu'elles étaient chauffées à 1°C/min et aucune instabilité lorsqu'elles étaient chauffées à 0.1°C/min. Par ailleurs, plus la taille de l'éprouvette est grande, plus le risque d'instabilité thermique est grand. Dans le cas des éprouvettes 60x60cm, la vitesse 0.1 °C/min permet d'observer les transferts thermique et hydrique sans risque d'éclatement du béton. Le palier à température constante permet d'uniformiser la température au sein de l'éprouvette et de stabiliser la masse de l'éprouvette. La durée du palier est donc fonction de la taille de l'éprouvette et de la température du cycle de chauffage. Le refroidissement des éprouvettes se fait naturellement à l'intérieur du four maintenu fermé. La figure II-5 montre les phases du chargement thermique.

Dans le cadre de cette étude, nous avons choisi quatre cycles de chauffage – refroidissement de la température ambiante jusqu'à la température de 150, 300, 450 et 600°C. Afin de déterminer la perméabilité et la masse volumique apparente des bétons étudiés en fonction de la température, les spécimens cylindriques 15x5 cm ont été sollicités aux cycles de température 150, 300 et 450°C. Afin de mesurer l'évolution de masse du béton, la température et la pression en différents points, les grandes éprouvettes cylindriques 60x60 cm ont été sollicitées jusqu'à la température 600°C.

Chaque cycle de chauffage-refroidissement est composé de trois phases : une phase de chauffage jusqu'à la température de $T_{\text{chauffage}}$; une phase de maintien à $T_{\text{chauffage}}$ et une phase de refroidissement jusqu'à la température ambiante (figure II-5). Le tableau II-6 regroupe les différents cycles de chauffage – refroidissement suivant la taille des éprouvettes et le type de test réalisé.

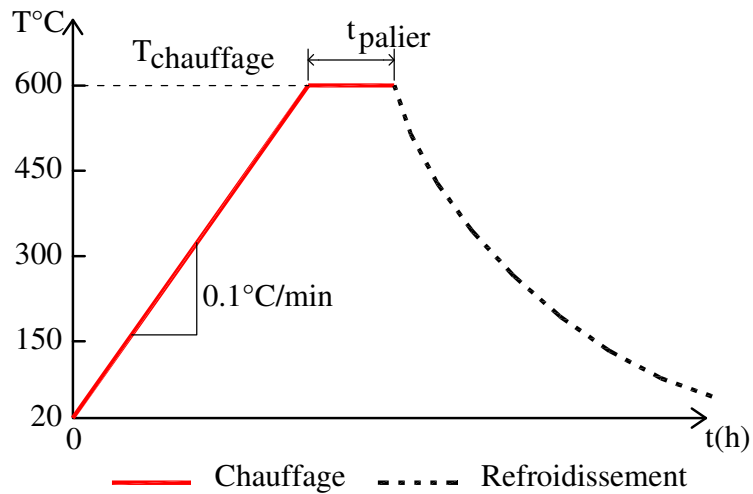




figure II-5 : Courbe de chargement thermique

tableau II-6 : Cycles de chauffage-refroidissement – Tailles – Essais

$T_{\text{chauffage}}$ (°C)	Vitesse (°C/min)	Durée palier (h)	Tailles	Essais
150	0.1	30	 Ø15x5cm	– Perméabilité. – Masse volumique.
300	0.1	6		
450	0.1	1		
600	0.1	24	 Ø60x60 cm	– Perte de masse. – Pression de vapeur. – Température intérieure et de surface.

Le chauffage est réalisé grâce à un four électrique piloté par un régulateur programmeur EURO THERM (figure II-6-a). La figure II-6-(b) montre une éprouvette 60x60 cm accrochée à un capteur de force TC4 d'une capacité de 1 tonne et d'une précision de 0.5%.

Les thermocouples, les capteurs de pression et le capteur de force sont reliés à une centrale d'acquisition automatique de données HP 323. Les mesures reçues par la centrale sont enregistrées sur un ordinateur. La figure II-6-(c) présente le dispositif mis en place pour chauffer les éprouvettes et acquérir les résultats.

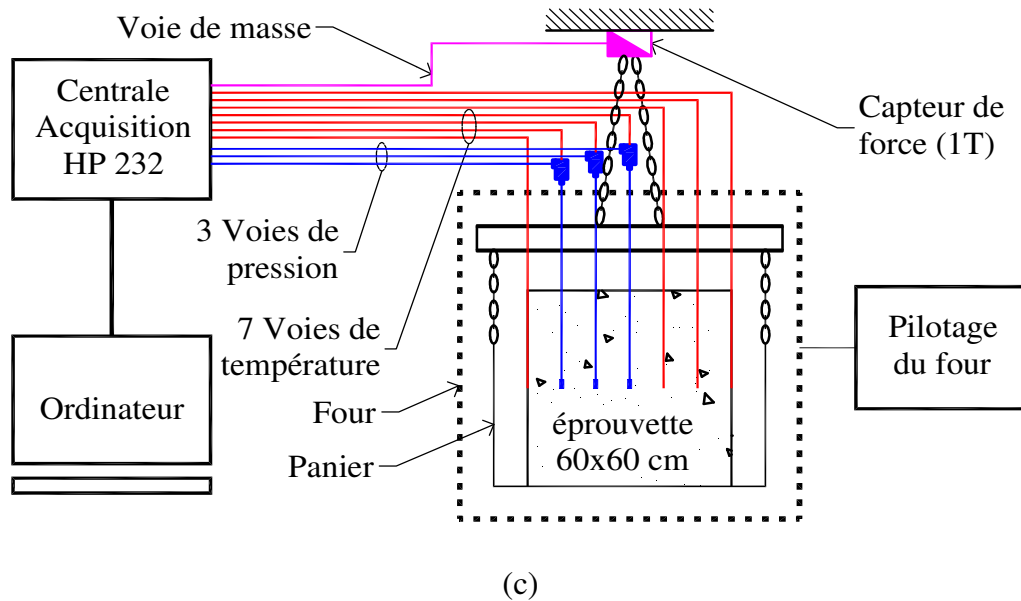
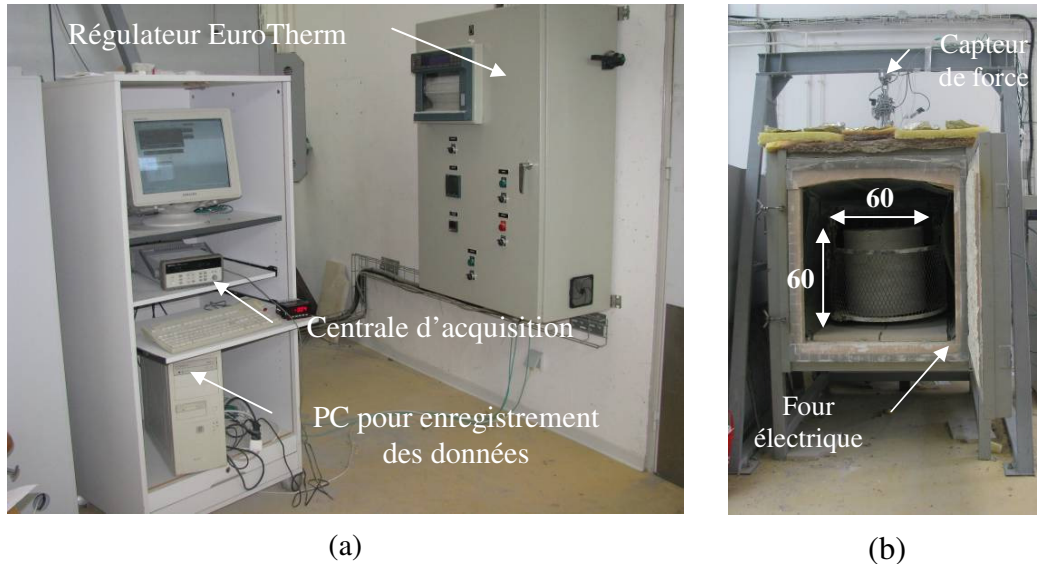


figure II-6 : Régulateur EURO THERM : Centrale d'acquisition automatique et enregistrement de données (a); Éprouvette placée dans le four (b); Schéma du dispositif d'acquisition de mesures de température, pression et perte de masse (c)

Pour chaque composition de béton, deux éprouvettes sont testées pour l'étude du transfert thermo-hydrique et des éprouvettes cylindriques et prismatiques pour la détermination des propriétés physiques des bétons. Le tableau II-7 présente le nombre d'éprouvettes fabriquées pour chaque composition de béton testé avec les propriétés étudiées.

tableau II-7 : Nombre d'éprouvettes fabriquées pour chaque type de béton testé

Essai	Taille (cm)	Température (°C)					
		20	80	150	300	450	600
Propriétés physiques							
Masse volumique	ø15x5		3	3	3	3	
Déshydratation	ø15x5		3	3	3	3	3
Perméabilité	ø15x5		3	3	3	3	
Propriétés thermiques	8x12x4	6					
Transfert thermo-hydrique	ø60x60						2

II.6 Mesures de température, de pression et de masse

Le but de cet essai est de quantifier les transferts couplés de chaleur et de masse dans les deux bétons étudiés via des mesures de températures internes, de température de surface, de pressions de vapeur d'eau et de masse sur les éprouvettes cylindriques 60x60 cm. Les températures internes et les pressions de vapeur d'eau sont mesurées au sein des éprouvettes de béton grâce au dispositif mis en place.







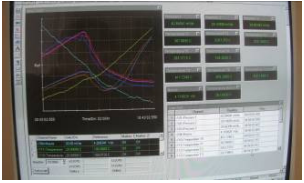

Pour chaque composition de béton, deux éprouvettes sont testées.

Avant le chargement thermique, un test à blanc est réalisé avec des masses marquées afin de vérifier l'étalonnage du capteur de force.

Après la période de cure, l'éprouvette est testée selon la démarche décrite dans le tableau II-8.

Les valeurs de température, de pression de vapeur d'eau et de masse sont automatiquement enregistrées à 15 minutes d'intervalle.

tableau II-8 : Description de la démarche expérimentale

	Illustration	Description
		<p>Démoulage de l'éprouvette. Marquage des thermocouples et capteurs de pression</p>
		<p>Mise de l'éprouvette dans le panier métallique. Installation du système de suspension</p>
		<p>Mise de l'éprouvette et du panier métallique dans le four</p>
		<p>Connexion des capteurs de pression et capteur de force à la centrale d'acquisition automatique de données</p>
		<p>Connexion des thermocouples à la centrale d'acquisition automatique de données</p>
		<p>Enregistrement automatique des mesures de températures, pressions et masse</p>
		<p>Sortie de l'éprouvette après chauffage. Observation des dégradations en surface de l'éprouvette</p>

II.7 Mesure de la perméabilité intrinsèque

L'objectif est la détermination de la perméabilité intrinsèque (k_i) des bétons B1 et B2 en fonction de la température. La perméabilité mesurée est la perméabilité au gaz (k_g).

La mesure de la perméabilité intrinsèque au gaz a été effectuée à température ambiante après que les échantillons aient été soumis aux cycles de chauffage-refroidissements présentés dans le tableau II-6.

La spécification technique RILEM TC 116-PCD – méthode CEMBUREAU a été appliquée.

Les éprouvettes utilisées sont des disques de 15 cm de diamètre et 5 cm d'épaisseur.

II.7.1 Préparation des échantillons

Les éprouvettes cylindriques 15x30 cm (\emptyset xh) conservées comme décrit dans le paragraphe II.4.2 sont découpées en six disques de 5 cm d'épaisseur chacune. La figure II-7 montre les disques issus du découpage d'éprouvette 15x30 cm.

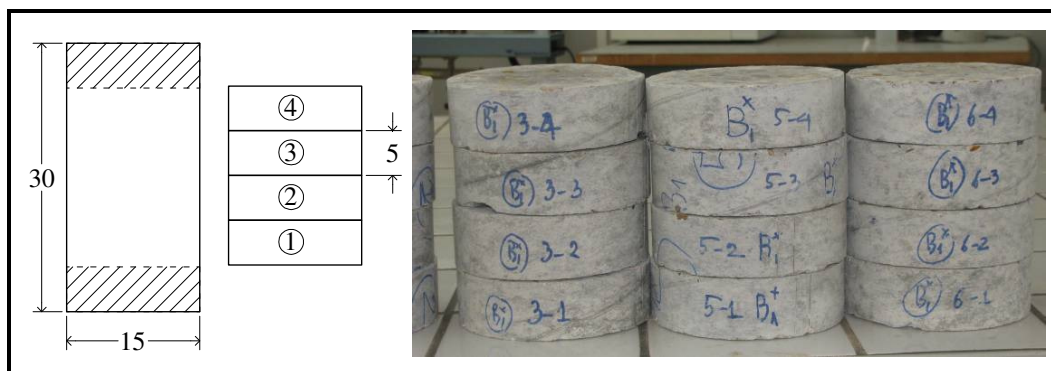


figure II-7 : Découpage des éprouvettes cylindriques de 15x30 cm en disques de 15x5 cm

Afin de s'affranchir de l'eau absorbée lors des coupes, une fois découpées, les éprouvettes sont séchées en étuve à 80°C jusqu'à masse constante (variation inférieure à 0.08% en 7 jours). Cela permet d'éliminer l'influence de l'hétérogénéité du degré de saturation sur les résultats expérimentaux. De plus, la déshydratation des C-S-H ne se produit pas à cette température. La figure II-8 montre la variation de masse de quelques éprouvettes de bétons B1 et B2 en fonction du temps d'étuvage. Cette valeur est obtenue au bout de 28 jours. Les disques destinés aux différents cycles de chauffage – refroidissement sont conservés dans des sacs plastiques jusqu'au jour du traitement thermique.

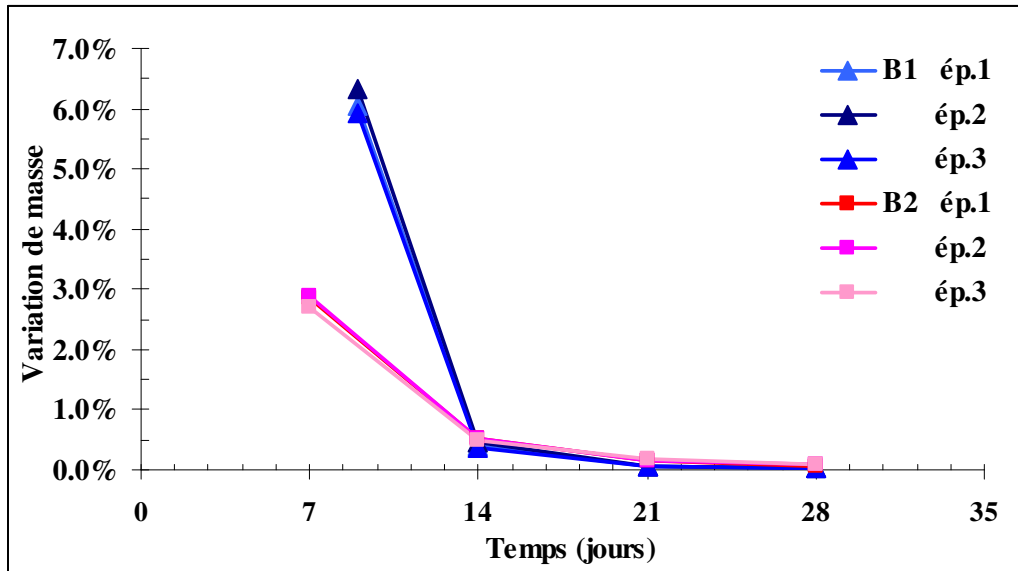


figure II-8 : Variation de la masse de disques 15x5cm des bétons B1 et B2 séchés dans l'étuve à 80°C

Une fois séchés ou chauffés, les disques sont placés dans des sacs plastiques étanches avant le test de perméabilité à la température ambiante.

II.7.2 Dispositif de mesure de la perméabilité

Un perméamètre à charge constante (Cembureau) est utilisé. Le schéma de principe est présenté sur la figure II-9 et figure II-10.

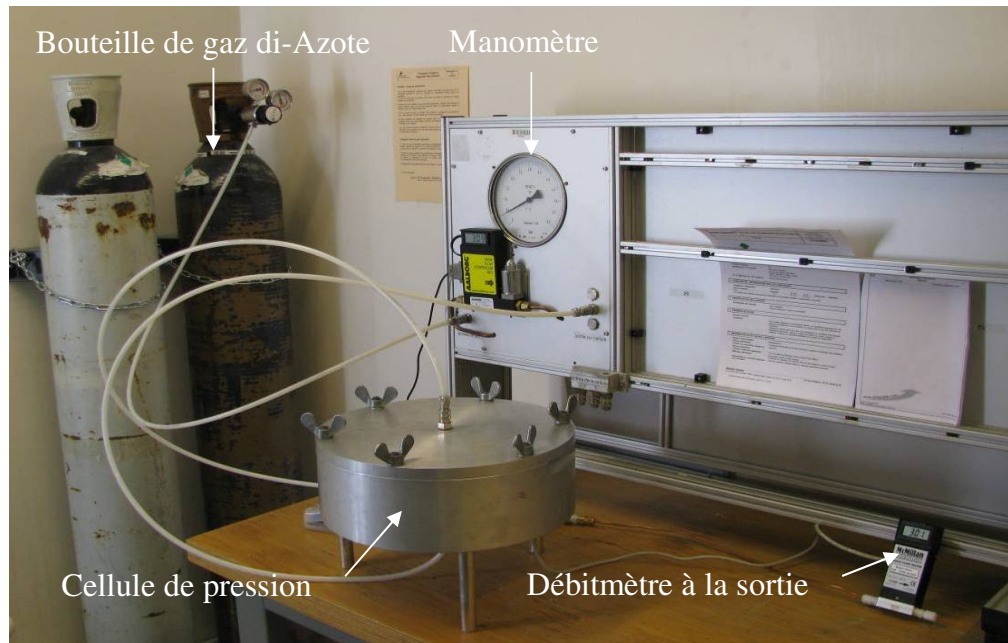


figure II-9 : Perméamètre à charge constante Cembureau

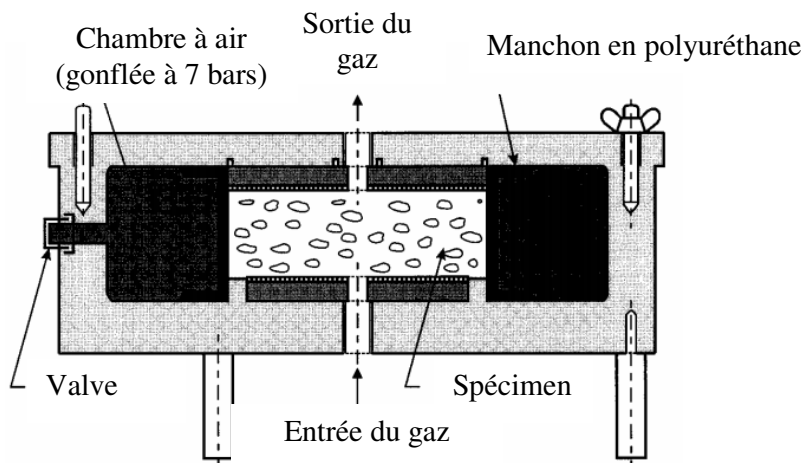


figure II-10 : Cellule du perméamètre au gaz

II.7.3 Mesure de la perméabilité au gaz k_g

Le principe de fonctionnement de ce perméamètre repose sur l'application d'une pression constante de gaz sur une surface de l'échantillon à tester (entrée) et la mesure du débit de gaz sur la surface opposée de l'échantillon (sortie). La précision est de 1.0 ml/min.

La mesure de la perméabilité est réalisée conformément aux recommandations RILEM TC 116-PCD – méthode CEMBUREAU. Les dimensions de chaque disque sont mesurées avant qu'il soit placé dans la cellule. Le gaz est injecté dans la cellule et la perméabilité est mesurée pour quatre niveaux de pression absolue de 1.5 bars à 3.0 bars. La pression à l'entrée est éventuellement corrigée toutes les dix minutes. Après chaque incrément de pression, au moins trente minutes s'écoulent avant qu'il y ait un régime d'écoulement permanent du gaz. En effet, après ces 30 minutes, les débits de gaz sont enregistrés toutes les 5 minutes. Si la différence entre des lectures successives est inférieure à 3%, alors on conserve deux mesures successives pour déterminer le débit volumique du gaz à la sortie Q_0 .

La pression d'entrée varie suivant l'état de fissuration des disques, qui est dépendant de la température de chauffage. Le tableau II-9 montre que les niveaux de pression diminuent avec l'augmentation de la température de chauffage. Ceci sera expliqué au paragraphe III.1.3.

tableau II-9 : Pression d'entrée en fonction de la température de chauffage et du type de béton

Température (°C)	P1 [Bar]		P2 [Bar]		P3 [Bar]		P4 [Bar]	
	B1	B2	B1	B2	B1	B2	B1	B2
80	1.5	2.0	2.0	2.5	2.5	3.0	3.0	3.5
150	1.5	1.6	1.9	2.0	2.3	2.5	2.7	3.0
300	1.3	1.3	1.4	1.5	1.5	1.75	1.7	1.95
450	1.0	1.0	-		-		-	

La perméabilité apparente au gaz k_g est obtenue par l'équation suivante (présentée dans l'annexe A.1) :

$$k_g = \frac{2 \cdot P_0 \cdot Q_0 \cdot \mu \cdot L}{(P_i^2 - P_0^2) \cdot A}$$

- Q_0 est le débit volumique du gaz à la sortie [m^3/s].
- A est la section de l'échantillon [m^2].
- L est l'épaisseur moyenne de l'échantillon [m].
- μ est la viscosité dynamique du di-azote N_2 ; considérée égale à 1.76×10^{-5} Pa.s.
- P_i est la pression absolue de gaz à l'entrée [Pa].
- P_0 est la pression ambiante atmosphérique [Pa], soit $P_0 = 101325$ (Pa).

II.7.4 Détermination de la perméabilité intrinsèque k_i

La correction proposée par Klinkenberg (présentée dans l'annexe A.2) est utilisée pour déterminer la perméabilité intrinsèque. La perméabilité intrinsèque k_i est obtenue à partir d'une régression linéaire de la courbe expérimentale de la perméabilité au gaz k_g en fonction de l'inverse de la pression moyenne P_m . Le principe de la détermination de k_i est illustré sur la figure II-11.

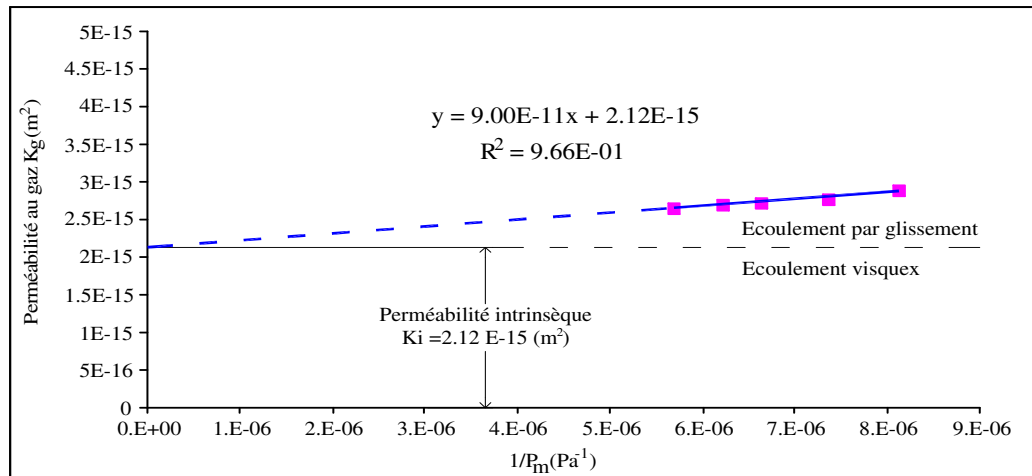


figure II-11 : Perméabilité au gaz k_g en fonction de l'inverse de la pression moyenne P_m

La perméabilité intrinsèque k_i est la moyenne calculée sur 3 disques soumis à un même chargement thermique.

Ainsi, l'évolution de la perméabilité intrinsèque k_i en fonction de la température est déterminée.

II.8 Mesure de la masse volumique apparente et de la masse d'eau déshydratée

Le but de cette partie est la détermination de la masse volumique apparente et de l'eau chimiquement liée en fonction de la température sur des spécimens 15x5cm des bétons B1 et B2.

Les valeurs de masse volumique serviront au calcul de chaleur massique dans le chapitre II.9. L'évolution de la quantité d'eau liée est déterminée par la perte relative de masse entre 80°C et les températures du cycle de chauffage. Elle est utile pour l'analyse des transferts couplés de chaleur et de masse à travers un modèle numérique.

II.8.1 Préparation des échantillons

Des échantillons Ø15x5 cm sont préparés de la même façon que pour le test de perméabilité décrit dans le paragraphe II.7.1.

II.8.2 Dispositif expérimental de mesure de masse volumique apparente

Les échantillons sont séchés puis immergés dans l'eau à une température de 20 à 25°C jusqu'à saturation complète. Cette saturation est obtenue au bout de sept jours avec une variation de masse au bout de 24 heures inférieure à 0.1%.

La masse apparente de l'échantillon saturé en immersion dans l'eau est obtenue par pesée hydrostatique. La figure II-12 présente le dispositif expérimental pour la détermination de la masse volumique apparente.

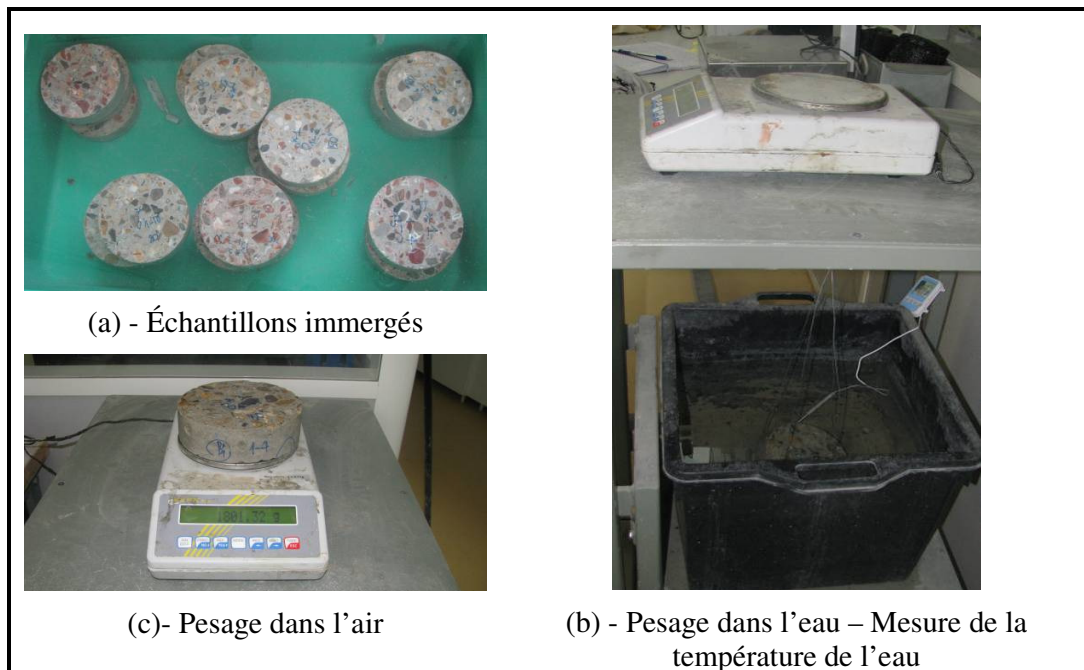


figure II-12 : Détermination de la masse volumique apparente

II.8.3 Détermination de la quantité d'eau de déshydratation

La quantité d'eau de déshydratation est la perte relative de masse entre 80 °C et la température du cycle. Elle est obtenue par la formule suivante :

$$\Delta M_{\text{eau de déshydratation}}^T = \frac{m_S^{80} - m_S^T}{m_S^{80}} \quad \text{Eq. II-1}$$

Où :

- m_S^{80}, m_S^T : est la masse de l'échantillon sec à une température de 80°C (échantillon séché en étuve) et de T°C (échantillon ayant subi un cycle de chauffage de température T dans le four).

Il y a 4 séries correspondant à des températures de 80, 150, 300 et 450°C. Dans chaque série, il y a 3 échantillons testés. La quantité d'eau de déshydratation est calculée en faisant la moyenne de 3 résultats sur 3 éprouvettes d'une même série.

II.8.4 Détermination de la masse volumique apparente

La masse volumique est déterminée sur la base de la spécification technique NF EN 12390-7, et calculée par l'équation suivante :

$$\rho^T = \frac{m_S^T}{m_{SA} - m_{SE}} \rho_{\text{eau}} \quad \text{Eq. II-1}$$

Où :

- ρ^T : désigne la masse volumique apparente de l'échantillon après séchage à la température de T°C.
- m_{SE} = masse de l'échantillon saturé immergé dans l'eau, en [kg].
- m_{SA} = masse de l'échantillon saturé mesuré à l'air, en [kg].
- ρ_{eau} est la masse volumique de l'eau. Elle est de 998 kg/m³ à 20 °C et de 997 kg/m³ à 25°C.

La masse volumique retenue est la moyenne de 3 valeurs obtenues sur trois échantillons.

II.9 Mesure des propriétés thermiques

Le but de cette partie est la détermination des propriétés thermiques des bétons B1 et B2 en fonction de la température. Ces propriétés thermiques sont la conductivité thermique, la diffusivité thermique et la chaleur massique.

La mesure de propriétés thermiques à chaud a été effectuée par la méthode du HOT DISK.

L'éprouvette est de forme prismatique et de dimensions 12x8x4 cm.

II.9.1 Préparation des échantillons

Après conservation comme décrit dans le paragraphe II.4.2, les éprouvettes de forme prismatique et de dimensions 24x8x8 cm sont sciées en six échantillons prismatiques 12x8x4 cm.

Comme pour les éprouvettes de perméabilité, afin d'éliminer l'influence de l'hétérogénéité du degré de saturation liée à l'absorption d'eau pendant le sciage, les échantillons 12x8x4 cm sont séchés en étuve à 80°C jusqu'à ce que leur masse soit stable. Les échantillons sont ensuite conservés dans des sacs étanches à température ambiante pendant au moins un jour afin de les refroidir avant de mesurer leurs propriétés thermiques.

II.9.2 Dispositif de mesure des propriétés thermiques

Le dispositif de Hot Disk TPS 1500 de thermoconcept est utilisé pour déterminer les caractéristiques thermiques : la conductivité thermique, la diffusivité thermique et la chaleur volumique. La connaissance de ces propriétés est nécessaire pour l'analyse et la modélisation des transferts de chaleur des bétons étudiés.

Le dispositif est composé d'une centrale d'acquisition automatique de données, de sondes de type mica ou kapton, d'un four de 5 litres pouvant atteindre 1200°C et d'un ordinateur de mesure (figure II-13).

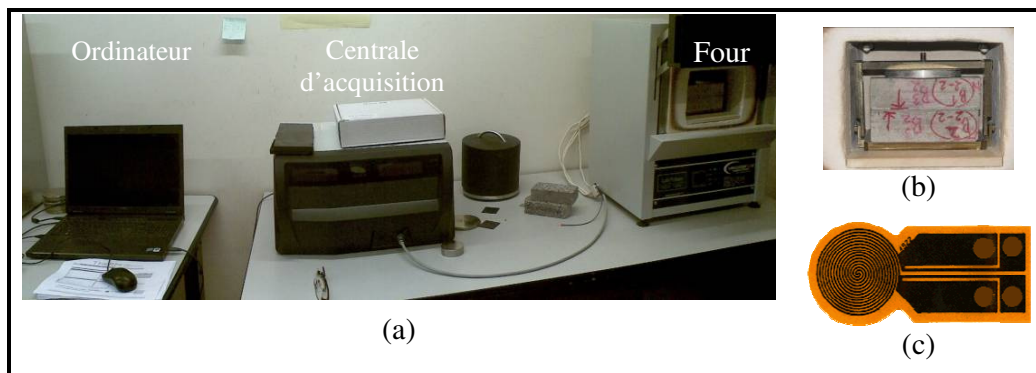


figure II-13 : *Dispositif de mesure des propriétés thermiques (a) ; Paire d'échantillons dans le four (b) ; Sonde (type Mica) (c)*

La sonde de type mica est utilisée pour la mesure des propriétés thermiques à chaud. Cette sonde est insérée entre deux échantillons. Chaque échantillon est préalablement préparé de façon à obtenir une face suffisamment plane pour assurer un bon contact entre l'échantillon et la sonde.

II.9.3 Mesure de la conductivité thermique, diffusivité thermique et chaleur volumique

Les propriétés thermiques ont été mesurées à quatre niveaux de température : la température ambiante de 24°C, 80°C, 150°C, et 300°C. La figure II-14 montre le chargement thermique appliqué pour mesurer les propriétés thermiques. Après une mesure à 24°C, la température est augmentée à la vitesse moyenne de 0.7°C/min pour atteindre 80°C. Cette température est maintenue pendant 8h pour garantir l'homogénéité de la température au sein de l'échantillon. La température est considérée comme homogène si sa variation est inférieure à 0.5°C en 30 minutes. La mesure est alors réalisée trois fois. Cette procédure est reproduite pour les mesures des propriétés thermiques aux températures 150°C et 300°C.

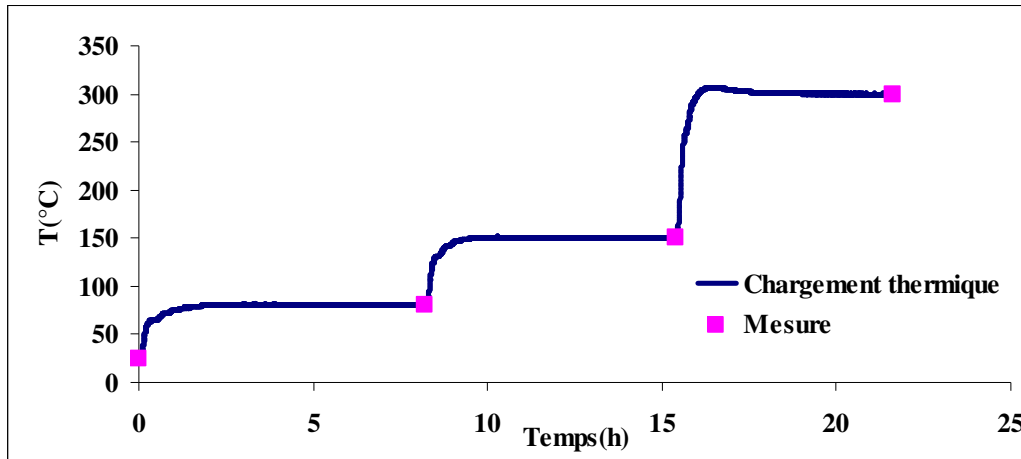


figure II-14 : *Chargement thermique pour la mesure des propriétés thermiques*

Chaque valeur retenue de la conductivité thermique, diffusivité thermique et chaleur volumique est la moyenne de 3 valeurs obtenues sur 3 échantillons, pour chaque température.

La chaleur massique est obtenue par le rapport entre la chaleur volumique et la masse volumique mesurée dans la partie précédente. A défaut de valeur à 24°C, la masse volumique à 80°C est utilisée pour le calcul de la chaleur massique à 24°C.

Chapitre III - RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

Dans ce chapitre, nous présentons les résultats expérimentaux des tests réalisés sur des bétons ordinaires et des bétons à hautes performances.

Les propriétés thermo-hydriques étudiées sont : la température à la surface et à différents points internes des éprouvettes, la pression à l'intérieur du béton et la perte de masse de l'éprouvette. Pour mieux expliquer les phénomènes observés et alimenter le modèle numérique, des mesures de propriétés physiques (masse volumique apparente, teneur en eau, perméabilité) et de propriétés thermiques ont été réalisées.

III.1 Mesures des propriétés physiques des bétons

III.1.1 Masse volumique apparente

Le tableau III-1 regroupe les résultats de mesure de la masse volumique des différentes compositions de béton en fonction de la température. La masse volumique apparente est exprimée en pourcentage et est normalisée par rapport à la valeur initiale obtenue à la température de 80°C. Les évolutions de la masse volumique apparente et relative en fonction de la température sont montrées sur la figure III-1 et la figure III-2.

tableau III-1 : Masse volumique apparente et relative des bétons en fonction de la température

Type du béton	Température [°C]	ρ_{moyenne} [kg/m ³]	Écart-type	ρ_T/ρ_{80} [%]
B1	80	2112	8	100
	150	2098	9	99
	300	2062	12	98
	450	2036	10	96
B2	80	2339	4	100
	150	2322	2	99
	300	2276	9	97
	450	2253	5	96

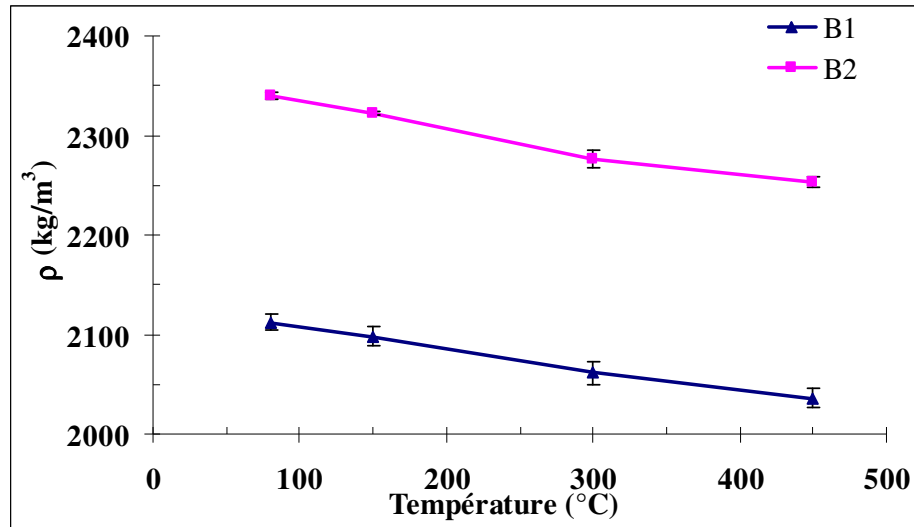


figure III-1 : Masse volumique apparente en fonction de la température

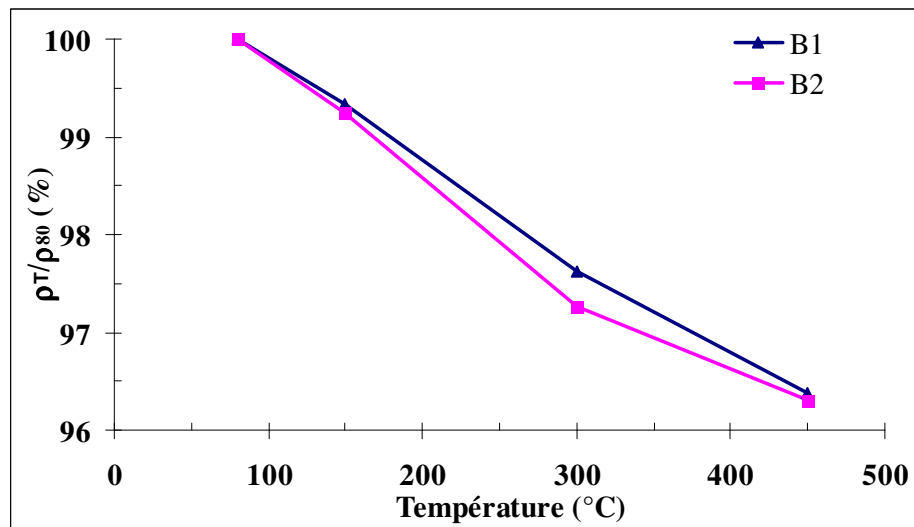


figure III-2 : Masse volumique relative en fonction de la température

D'une manière générale, la masse volumique apparente des deux compositions de bétons baisse en fonction de la température de chauffage. Le comportement est similaire pour les deux bétons (figure III-2). La perte de masse volumique est de l'ordre de 3.5% pour les deux bétons étudiés à 450°C. La masse volumique apparente du béton à hautes performances B2 reste toujours supérieure à celle du béton ordinaire B1 quel que soit le cycle de chauffage. La baisse de masse volumique apparente est attribuée à la perte de l'eau liée et à l'augmentation du volume du béton.

En effet, le pré-séchage à 80°C pendant 28 jours a pour conséquence la perte quasi-totale de l'eau libre présente dans les bétons. La perte de masse supplémentaire aux températures supérieures (150, 300, 450°C) est causée par la

perte de l'eau chimiquement liée et est donc en rapport avec le phénomène de déshydratation des bétons. Ce thème sera présenté dans la partie III.1.2.

D'autre part, avec la montée en température, le béton subit diverses transformations physico-chimiques qui engendrent l'apparition de fortes fissurations. La figure III-3 et la figure III-4 montrent l'ouverture de fissures des éprouvettes de béton après chauffage. L'augmentation du volume apparent du béton s'accroît avec la température. L'ouverture des fissures devient conséquente à partir du chauffage à 450°C.

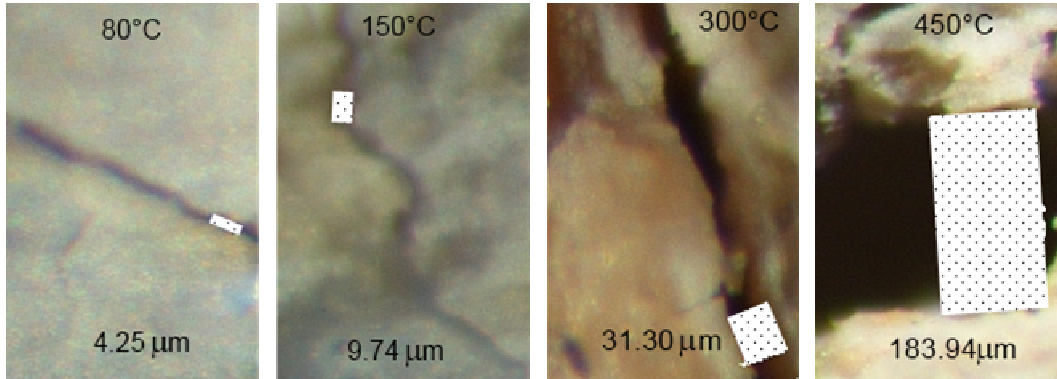


figure III-3 : Ouverture des fissures à la surface des éprouvettes de béton B1 après chauffage – refroidissement

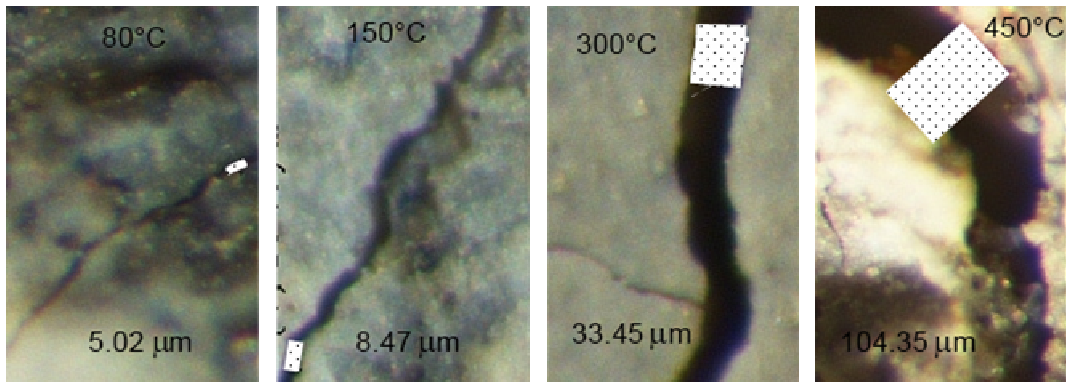


figure III-4 : Ouverture des fissures à la surface des éprouvettes de béton B2 après chauffage – refroidissement

III.1.2 Déshydratation des bétons

Le tableau III-2 regroupe les mesures de perte de masse d'eau chimiquement liée suivant le cycle de chauffage-refroidissement. Cette perte est obtenue sur des éprouvettes de dimensions 15x5 cm comme décrit dans le paragraphe II.8. Les valeurs des masses sont les moyennes sur 3 éprouvettes.

tableau III-2 : Perte de masse de bétons séchés

Bétons		Température (°C)	80	150	300	450	600
		B1	Masse sèche à 80°C [M ₈₀] (kg)		1.712	1.719	1.688
Masse à T°C [M _T] (kg)			1.712	1.707	1.660	1.677	
Perte de masse [1-M_T/M₈₀] (%)			0.00	0.71	1.68	2.42	4.00*
Eau liée /Eau liée totale (%)			0	18	42	60	100
B2	Masse sèche à 80°C [M ₈₀] (kg)		1.943	1.885	1.870	1.880	
	Masse à T°C [M _T] (kg)		1.943	1.873	1.839	1.840	
	Perte de masse [1-M_T/M₈₀] (%)		0.00	0.63	1.65	2.15	3.35*
	Eau liée /Eau liée totale (%)		0	19	49	64	100

Note : (*) indique des valeurs calculées (non mesurées)

En raison d'une donnée manquante à 600°C, la perte de masse à cette température a été calculée grâce aux formules suivantes :

$$m_{\text{libre}} = \Phi \times \rho_{\ell} \times S_{\text{ini}}$$

La quantité d'eau chimiquement liée est déterminée suivant :

$$m_{\text{liée}} = m_{\text{eau totale}} - m_{\text{libre}}$$

Où :

- Φ correspond à la porosité du béton séché à 80°C, déterminée par l'essai de masse volumique (16% pour le B1 et 10% pour le B2).
- $\rho_{\ell} = 1000 \text{ kg/m}^3$ et $S_{\text{ini}} = 100\%$ sont respectivement la masse volumique de l'eau et la saturation initiale du béton.
- $m_{\text{eau totale}}$ est la quantité d'eau totale de composition du béton.

Ainsi, la quantité d'eau liée pour 1 m³ de béton est 84.40 kg, soit 34% de l'eau de gâchage pour B1 et 77.36 kg, soit 44% de l'eau de gâchage pour B2.

Nous faisons l'hypothèse que la déshydratation du béton se termine complètement à 600°C et donc le pourcentage de perte de masse maximale par rapport à la masse de béton séché à 80°C se calcule de la façon suivante:

$$\Delta M_{\text{eau de déshydratation}}^{600^{\circ}\text{C}} = \frac{m_{\text{liée}}}{m_c + m_g + m_s + m_{\text{eau totale}} - m_{\text{libre}}}$$

Où :

- $m_c; m_g; m_s$ sont respectivement les masses du ciment, du gravier et du sable données dans le tableau II-4.

Ce calcul est regroupé dans le tableau III-2 avec un astérisque notifiant que cette valeur est issue d'un calcul et non d'une mesure.

Un test complémentaire pour vérifier les résultats de calculs a été réalisé à 600°C :

- Pour le béton B1, les masses sèches à 80°C et 600°C sont respectivement de 1.716 kg et 1.658 kg.
- Pour le béton B2, les masses sèches à 80°C et 600°C sont respectivement de 1.883 kg et 1.821 kg.

Alors, la perte de masse du béton séché à 600°C est égale à 3.38% pour le béton B1 et 3.27% pour le béton B2. Les résultats calculés dans le tableau III-2 sont comparables à ceux obtenus expérimentalement : un léger décalage de 0.62% et 0.08% est à noter respectivement pour les bétons B1 et B2.

Les évolutions de la perte de masse et du rapport de l'eau liée/ l'eau liée totale des bétons étudiés en fonction de la température sont illustrées sur la figure III-5 et figure III-6. Au dessous de 300°C, les pertes d'eau liée pour les deux types de béton sont très proches. Au delà de cette température, la perte d'eau liée du béton B1 est légèrement supérieure à celle du béton B2 (figure III-5).

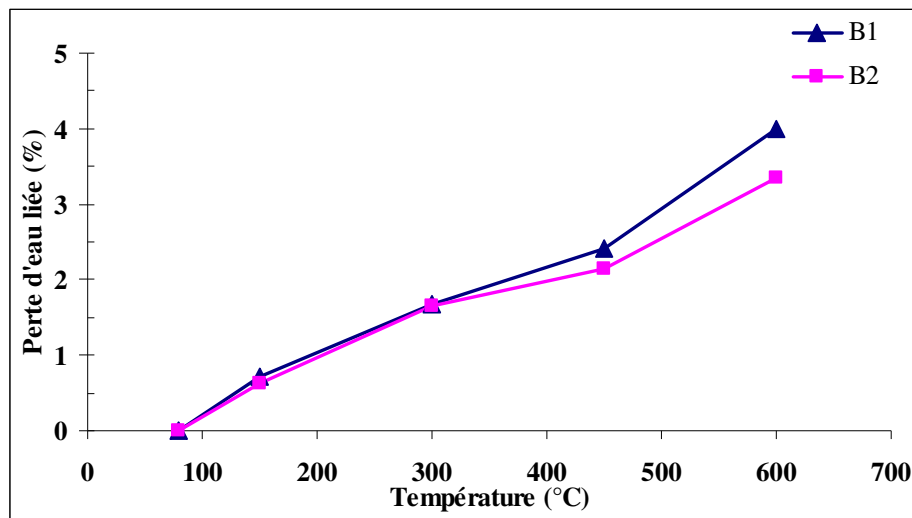


figure III-5 : Évolution de la perte d'eau liée en fonction de la température des bétons B1 et B2

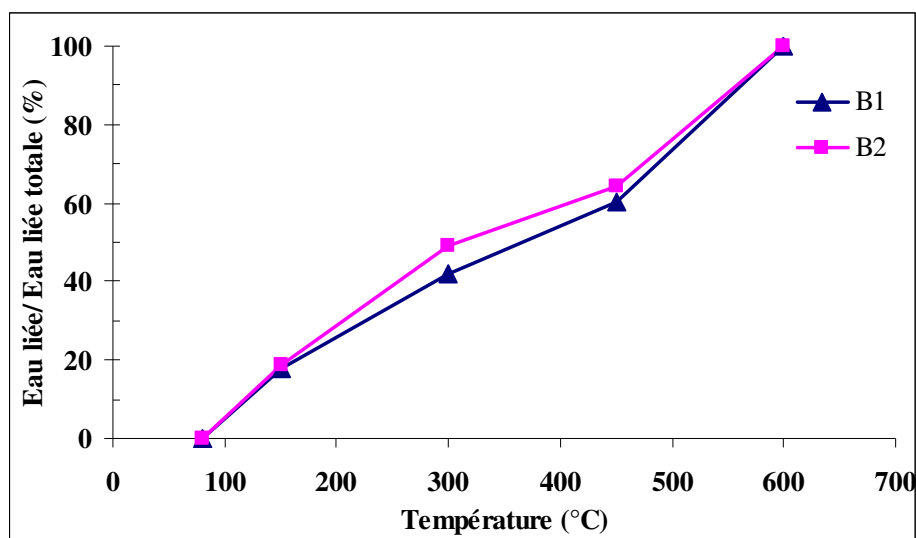


figure III-6 : Évolution du taux eau liée/eau liée totale en fonction de la température des bétons B1 et B2

On observe que les courbes du rapport eau liée / eau liée totale (figure III-6) des deux bétons ont la même allure. La perte d'eau liée par rapport à l'eau liée totale du béton B2 est supérieure à celle du béton B1 mais cette différence n'est pas significative. Ceci semble indiquer que quelle que soit la formulation de béton, la déshydratation se fait de manière identique. C'est une information très utile pour la modélisation de la déshydratation des bétons.

III.1.3 Perméabilité au gaz

Le tableau III-3 regroupe les résultats des mesures de perméabilité intrinsèque des bétons en fonction de la température. Cette perméabilité est normalisée par rapport à la valeur initiale obtenue après le séchage à 80°C.

tableau III-3 : Perméabilité intrinsèque des bétons B1 et B2

Béton	Température (°C)	Ki moyenne ($10^{-16} \cdot \text{m}^2$)	Écart-type	K_i/K_{80} (%)
B1	80	4.5	0.5	100
	150	13.0	2.5	288
	300	43.4	3.5	960
B2	80	0.7	0.0	100
	150	2.7	0.2	363
	300	20.3	3.1	2723

La figure III-7 et la figure III-8 présentent l'évolution de la perméabilité intrinsèque et de la perméabilité intrinsèque relative (par rapport de la perméabilité à 80°C) en fonction de la température. La perméabilité intrinsèque du béton augmente avec la température. Une forte augmentation s'opère au-delà de la température 150°C. Sous l'effet d'un chauffage à 300°C, la perméabilité

intrinsèque du béton B1 est multipliée par 10 tandis que celle du béton B2 est multipliée par 30. La perméabilité intrinsèque du béton B2 reste inférieure à celle du béton B1, quelle que soit la température d'exposition. Sa densité est toujours plus élevée (porosité faible) que celle du béton B1, ce qui est conforme à la littérature.

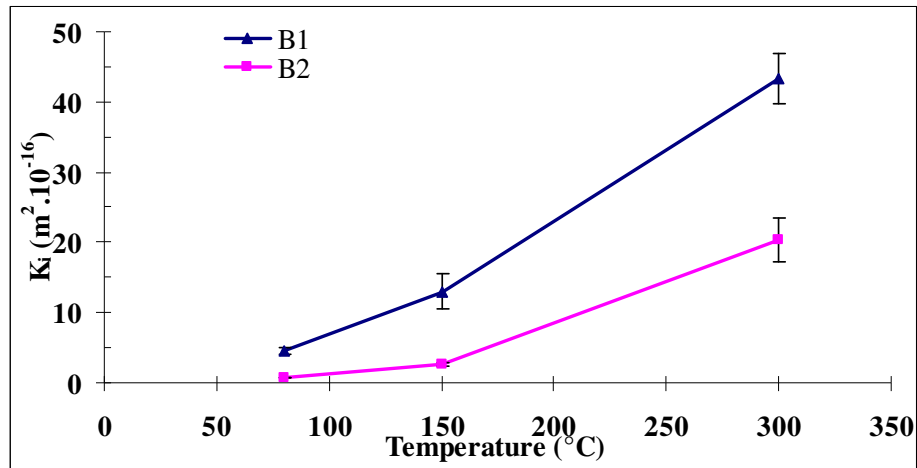


figure III-7 : Évolution de la perméabilité intrinsèque des bétons en fonction de la température

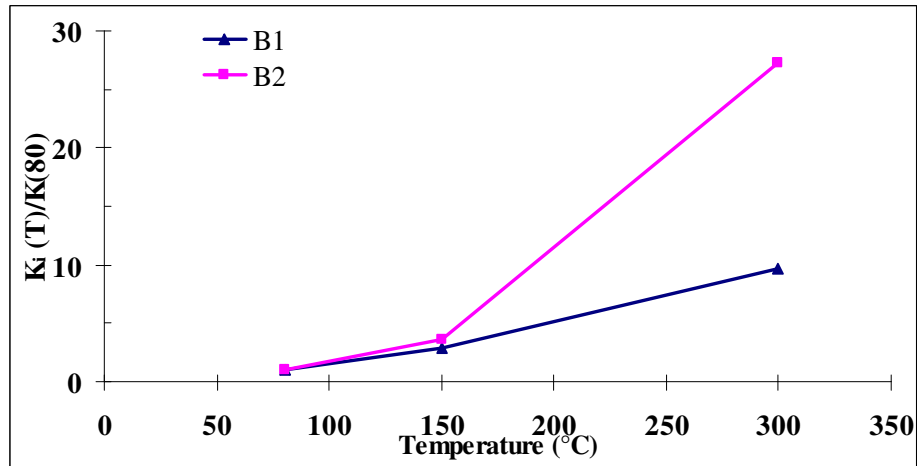


figure III-8 : Évolution de la perméabilité intrinsèque relative des bétons en fonction de la température

Nous attribuons l'augmentation de la perméabilité à l'apparition et le développement de fissures engendrées par l'incompatibilité de déformations entre la pâte de ciment et les granulats. Les clichés de la figure III-3 et la figure III-4 montrent que l'ouverture de fissures s'accroît avec l'élévation de la température. Les éprouvettes présentent en effet un dense réseau de fissures ouvertes favorisant le transfert de masse et conduisant à des valeurs élevées de perméabilité.

Le béton B2, partant d'une structure plus compacte, présente des ouvertures de fissures du même ordre de grandeur que le béton B1. Ceci permet d'affirmer que le

béton B2 subit une dégradation plus significative lors du chauffage et qu'il est alors plus endommagé que le béton B1.

Nous nous sommes limités à des mesures de perméabilité jusqu'au cycle de 300°C. En effet, les niveaux de pression appliqués en mesurant la perméabilité diminuent avec la température de chauffage. Sur les éprouvettes traitées à 80°C, la pression appliquée est de l'ordre de 0.5 bar jusqu'à 2.5 bars. Sur les éprouvettes traitées à 300°C, les pressions appliquées sont inférieures à 1 bar (0.3-1 bar). La mesure devient imprécise voire erronée sur les éprouvettes traitées à 450°C. En effet, à cette température, l'ouverture des fissures est telle que malgré un fort débit de gaz à l'entrée du perméamètre (1000 ml/min), la mesure de la pression est très incertaine.

Par ailleurs, la valeur de la perméabilité dépend de la durée du maintien à température constante au cours du chauffage. Une comparaison est faite sur l'influence du palier à température constante avec d'autres auteurs [Haniche 2011, Fares 2009, Mindeguia 2009, Kanema 2007]. Cette comparaison est illustrée sur la figure III-9. On constate qu'une longue durée de chauffage a une influence significative sur la perméabilité. Dans notre cas, avec une faible vitesse de chauffage 0.1°C/min, et une longue durée de palier afin d'obtenir la stabilité de la masse des éprouvettes testées, nos valeurs de perméabilité sont assez proches de celles de [Mindeguia 2009], et plus élevées que celles des autres auteurs. Ceci s'explique par le fait que pour les travaux de Mindeguia et les nôtres, les durées de palier sont plus longues (plusieurs heures selon la température de chauffage) que dans les travaux des autres auteurs (durée de palier d'une heure). Cela montre que, plus la durée d'exposition est longue, plus la dégradation de la microstructure du béton est significative ; la déshydratation du matériau est alors importante, et a une conséquence sur la perméabilité du béton.

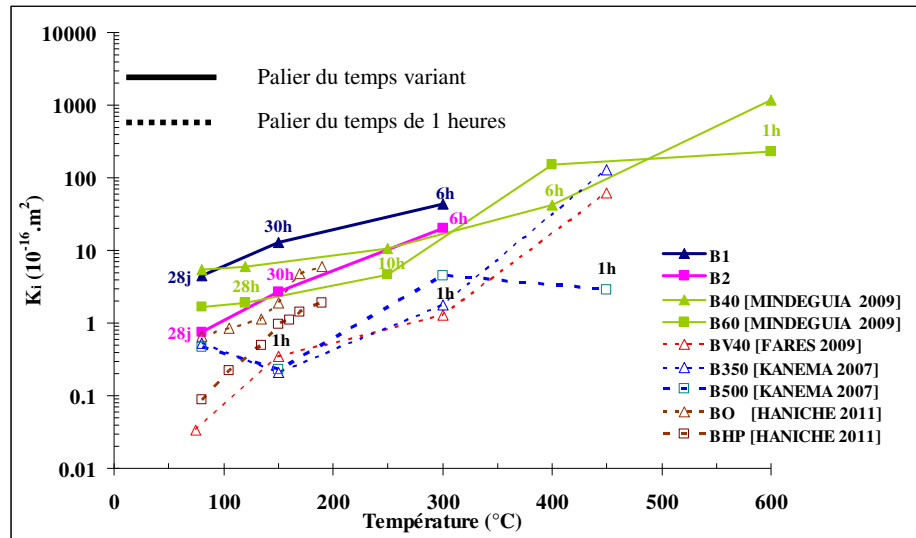


figure III-9 : Comparaison des perméabilités intrinsèques des bétons B1 et B2 à celles de [Haniche 2011, Fares 2009, Mindeguia 2009, Kanema 2007] pour différentes durées de palier

III.1.4 Mesures des propriétés thermiques

Les résultats expérimentaux des propriétés thermiques sont présentés dans le tableau III-4. Les propriétés thermiques à 24°C sont mesurées sur des éprouvettes séchées dans l'étuve à 80°C puis refroidies jusqu'à la température ambiante. Les masses volumiques données dans le tableau III-1 sont utilisées pour déterminer la chaleur spécifique des bétons testés.

tableau III-4 : Propriétés thermiques des bétons B1 et B2 en fonction de la température

Type de béton	T (°C)	Valeur	Conductivité thermique (W/m/K)	Diffusivité thermique (mm ² /s)	Chaleur volumique (MJ/m ³ /K)	Chaleur spécifique (J/kg/K)
B1	24	Moyenne	1.94	1.12	1.73	820
		Écart-type	0.03	0.01	0.02	8
	80	Moyenne	2.03	1.00	2.04	966
		Écart-type	0.13	0.08	0.06	28
	150	Moyenne	1.91	0.81	2.36	1125
		Écart-type	0.10	0.05	0.13	61
	300	Moyenne	1.62	0.64	2.55	1235
		Écart-type	0.09	0.06	0.19	94
B2	24	Moyenne	2.22	1.17	1.89	808
		Écart-type	0.06	0.02	0.05	21
	80	Moyenne	2.26	1.04	2.17	926
		Écart-type	0.11	0.02	0.06	24
	150	Moyenne	2.18	0.86	2.55	1098
		Écart-type	0.09	0.04	0.03	11
	300	Moyenne	1.85	0.70	2.66	1167
		Écart-type	0.08	0.03	0.01	5

III.1.4.1 Conductivité thermique

L'évolution de la conductivité thermique en fonction de la température est présentée sur la figure III-10. Une légère augmentation de la conductivité thermique est observée à la température 80°C. Ce faible gain de conductivité du béton peut être lié à l'eau piégée dans le squelette solide (pores et pâte de ciment). Ce phénomène est mis en évidence par le pré-séchage à l'étuve durant trois semaines à la température de 80°C. L'augmentation de la conductivité thermique de l'eau provoque une croissance de celle du béton [Maréchal 1970].

Au-delà de la température 80°C, une baisse quasi-linéaire de la conductivité thermique est remarquée pour les deux bétons. Au cours du chauffage, le béton sèche en perdant de l'eau libre et de l'eau chimiquement liée (déshydratation des C-S-H). L'incompatibilité de déformations entre la pâte et les granulats engendre des fissures qui limitent le transfert de chaleur d'où la baisse de la conductivité thermique.

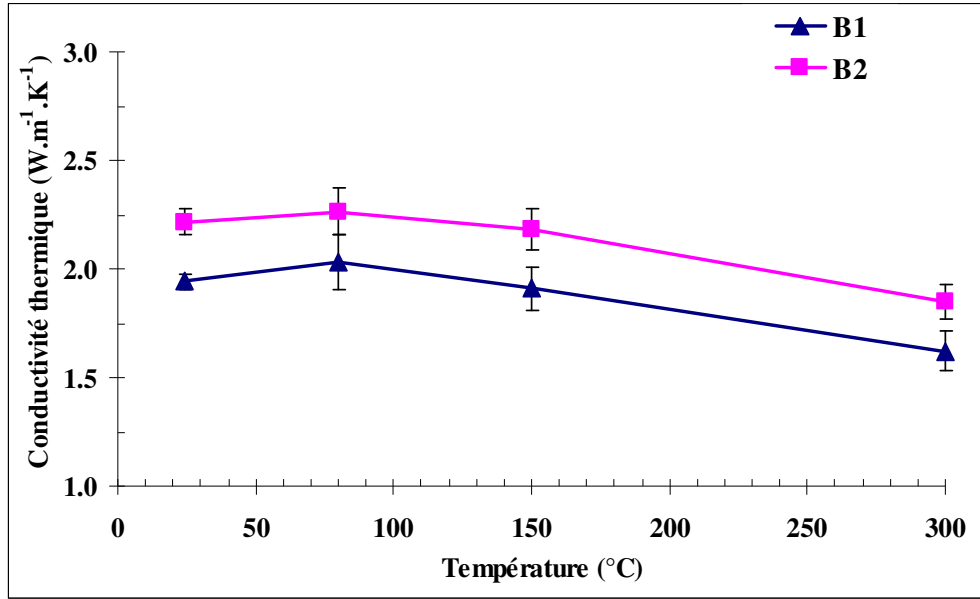


figure III-10 : Évolution de la conductivité thermique des bétons B1 et B2 en fonction de la température

La conductivité thermique du béton B2 (BHP) est toujours supérieure à celle du béton B1 (BO). Elle est supérieure de 13% en moyenne pour les quatre niveaux de température testés. La structure moins dense confère au BO une conductivité plus faible. Ce point est en accord avec la littérature [Xing 2011, Mindeguia 2009].

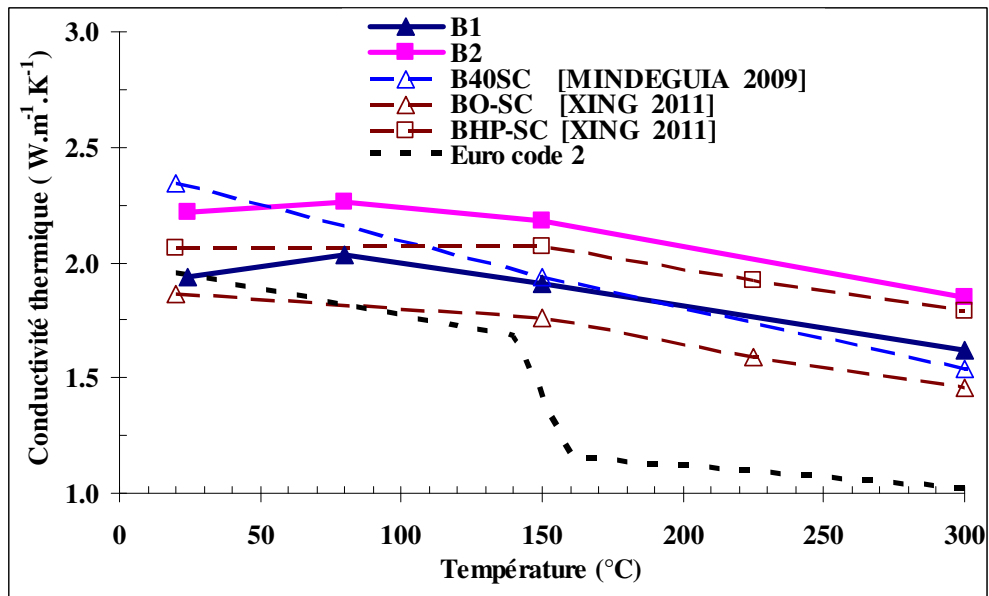


figure III-11 : Comparaison des conductivités thermiques des bétons B1 et B2 à celles d'autres auteurs (béton contenant des granulats calcaires) [Xing 2011, Mindeguia 2009] et Eurocode 2

La figure III-11 met en comparaison nos mesures de conductivité thermique avec celles d'autres auteurs [Xing 2011, Mindeguia 2009] et la conductivité thermique proposée par l'Eurocode 2. Nos mesures semblent en accord avec celles de Xing [Xing 2011]. Les mesures de Mindeguia [Mindeguia 2009] sont supérieures aux nôtres à la température 80°C. Cela serait dû au fait que les mesures de Mindeguia ont été effectuées sur des éprouvettes non séchées. Signalons par ailleurs que l'Eurocode semble minorer la conductivité thermique du béton s'il est séché.

III.1.4.2 Diffusivité thermique

L'évolution de la diffusivité thermique des bétons testés est présentée sur la figure III-12. De la même façon que la conductivité thermique, la diffusivité thermique du béton B1 est inférieure à celle du béton B2 quelle que soit la température d'exposition. La diffusivité thermique du béton diminue avec la température. Les résultats obtenus sont en accord avec ceux de [Mindeguia 2009] (figure III-13). Dans un milieu poreux et une microstructure endommagée par des fissures, le transfert de chaleur est ralenti. Ceci explique la baisse de la diffusivité thermique avec la montée en température.

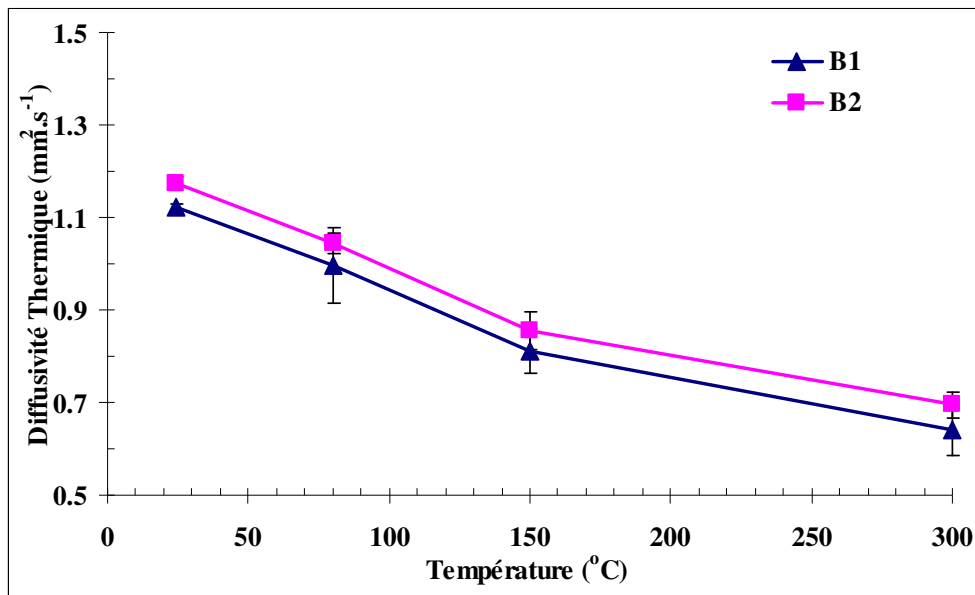


figure III-12 : Évolution de la diffusivité thermique des bétons B1 et B2 en fonction de la température

L'évolution de la diffusivité thermique observée pour les bétons testés est similaire à celles trouvées par d'autres auteurs [Xing 2011, Mindeguia 2009] (figure III-13). Les courbes de diffusivité thermique montrent une rapide diminution jusqu'à 150°C. Ce phénomène peut être lié à la chaleur latente de l'eau qui se vaporise. Après 150°C, on constate une diminution moins rapide de diffusivité thermique qui pourrait correspondre au départ de l'eau des hydrates du béton [Xing 2011].

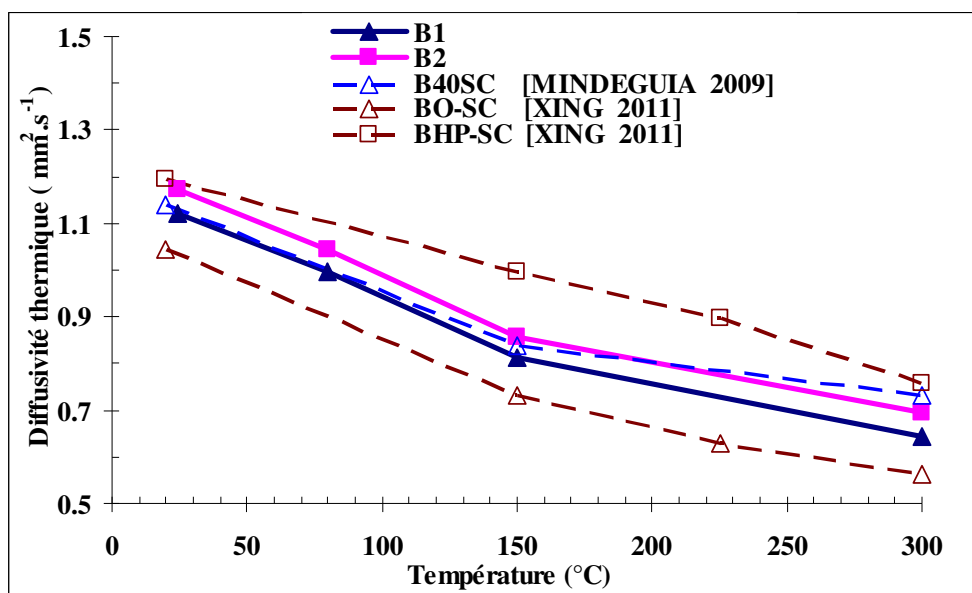


figure III-13 : Comparaison des diffusivités thermiques des bétons B1 et B2 à celles proposées par d'autres auteurs (béton contenant des granulats silico-calcaires) [Xing 2011, Mindeguia 2009]

III.1.4.3 Chaleur spécifique

Les résultats expérimentaux montrent que la chaleur spécifique du béton B1 est supérieure à celle du béton B2. Cela n'est pas étonnant puisque le béton B1 contient plus d'eau que le béton B2. Légèrement plus dense que le béton B1, le béton B2 présente une chaleur latente légèrement plus faible.

L'évolution de la chaleur spécifique des deux bétons étudiés est présentée sur la figure III-14. La chaleur spécifique augmente avec la montée en température. La croissance de la chaleur spécifique témoigne que le béton absorbe de l'énergie calorifique pour les transformations physico-chimiques qui s'y opèrent. Nous remarquons une rapide augmentation de chaleur spécifique entre la température ambiante et 150°C. Cela serait lié à l'eau libre qui se vaporise et quitte le béton. Il est observé que l'influence de l'eau sur l'augmentation de chaleur spécifique est plus manifeste de la température ambiante jusqu'à 150°C. Cela est en accord avec les observations de Schneider [Schneider 1988] et de XING [Xing 2011] et dans une moindre mesure avec la courbe proposée par l'Eurocode 2 (figure III-15).

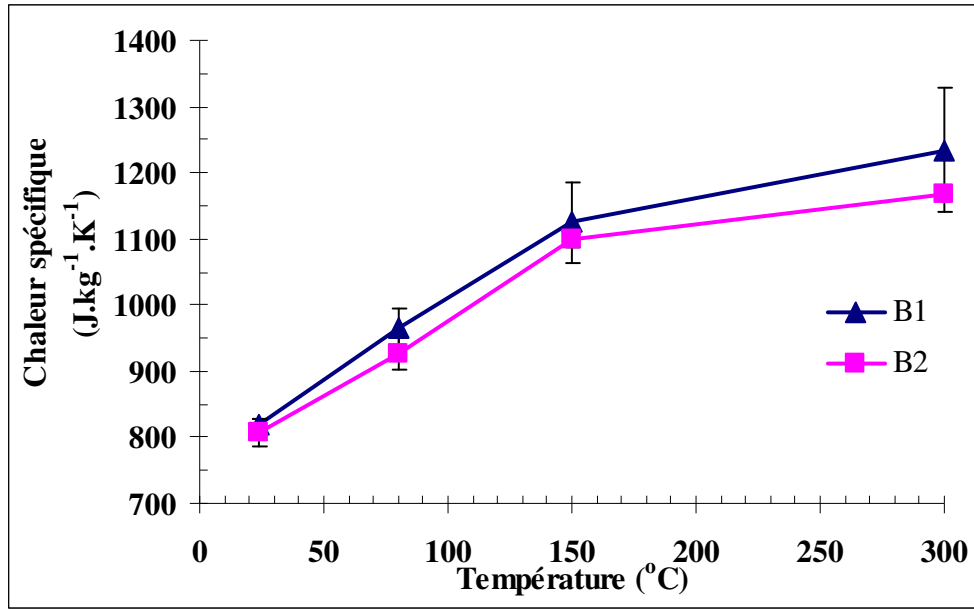


figure III-14 : Évolution de la chaleur spécifique des bétons B1 et B2 en fonction de la température

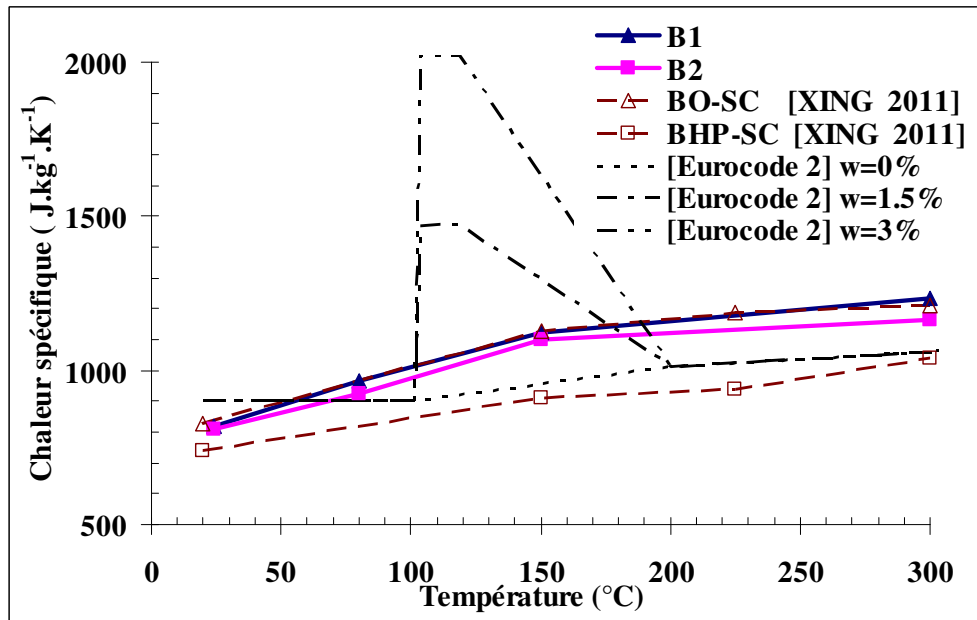


figure III-15 : Comparaison des chaleurs spécifiques des bétons B1 et B2 à celles proposées par [Xing 2011] (bétons de granulats silico-calcaires étudiés) et celles proposées par l'Eurocode 2

III.1.5 Conclusion

En comparant les comportements des bétons B1 et B2 à différentes températures, on peut faire les remarques suivantes :

- La masse volumique du béton B2 est supérieure à celle du béton B1.

- La perméabilité intrinsèque du béton B2 est inférieure à celle du béton B1.
- La conductivité thermique du béton B2 est supérieure à celle du béton B1.
- La diffusivité thermique du béton B2 est supérieure à celle du béton B1.
- La chaleur spécifique du béton B2 est inférieure à celle du béton B1.

Ces remarques sont valables pour toutes les températures d'exposition. Ceci est à relier au rapport E/C plus faible et une porosité plus faible du béton B2 (BHP) par rapport au béton B1 (BO).

L'évolution de ces caractéristiques avec la température dépend des phénomènes physico-chimiques au sein du béton (déshydratation du matériau, décomposition de l'ettringite, déshydroxylation de la portlandite, apparition de fissures). L'évolution de ces caractéristiques en fonction de la température est décrite de la manière suivante :

- La masse volumique diminue avec la température,
- La perméabilité augmente avec la température,
- La conductivité thermique et la diffusivité thermique diminuent avec la température,
- La chaleur spécifique augmente avec la température.

En ce qui concerne la capacité d'absorption d'eau des deux bétons, on peut distinguer deux zones dépendant de l'humidité relative dans laquelle le béton sec est exposé :

- À des humidités relatives inférieures à 60%, le BO et le BHP absorbent la même quantité d'eau.
- Au delà de l'humidité relative de 60%, le BHP absorbe moins d'eau que le BO. Ceci est à rapprocher de la perméabilité et de la porosité plus faibles dans un BO que dans un BHP.

Toutes ces propriétés joueront un rôle important dans les phénomènes de transfert thermo-hydrique à haute température qui seront présentés dans le paragraphe suivant.

III.2 Présentation des résultats de transferts thermo-hydriques

Dans cette partie, les différents résultats issus d'essais de chauffage – refroidissement d'éprouvettes cylindriques 60x60 cm sont présentés et analysés. Les températures de surface et à l'intérieur de l'éprouvette, les pressions de vapeur sont mesurées au cours du cycle de chauffage – refroidissement de 600°C. La masse de l'éprouvette est aussi mesurée afin d'en déduire l'évolution de la perte de masse durant chaque cycle.

La figure III-16 rappelle la localisation des points de mesures de température et de pression dans le plan médian de l'éprouvette.

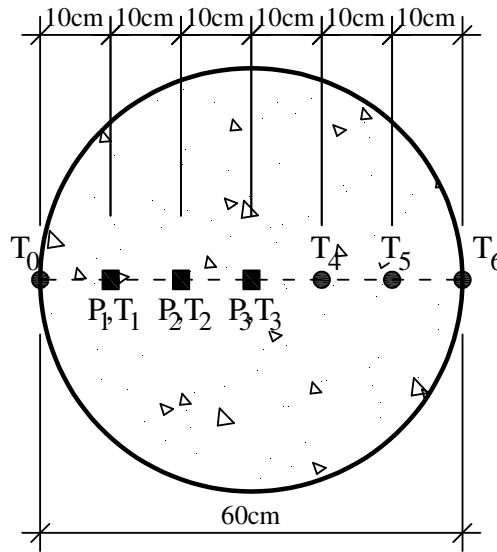


figure III-16 : Schéma d'implantation des jauges et des thermocouples

III.2.1 Mesures de la température

III.2.1.1 Température

Les figure III-17, figure III-18, figure III-19 et figure III-20 (a) présentent l'évolution des températures des bétons B1 et B2 en fonction du temps pour les deux essais effectués pour chaque formulation. En remarquant la similitude des résultats entre deux points de mesure symétriques, nous nous focaliserons sur les mesures T_0 , T_1 , T_2 et T_3 . Ceci montre une assez bonne homogénéité des températures de surface et donc une symétrie au sein de l'éprouvette. Sur les figure III-17, figure III-18, figure III-19 et figure III-20 (b) sont tracées les vitesses de montée en température (dT/dt) et les écarts de température avec la surface ($T_0 - T_i$).

En raison du dysfonctionnement du régulateur de température après 90 heures de chauffage, nous éliminons les résultats de mesure de température du béton B2-2 au delà de la température de surface supérieure à 560°C.

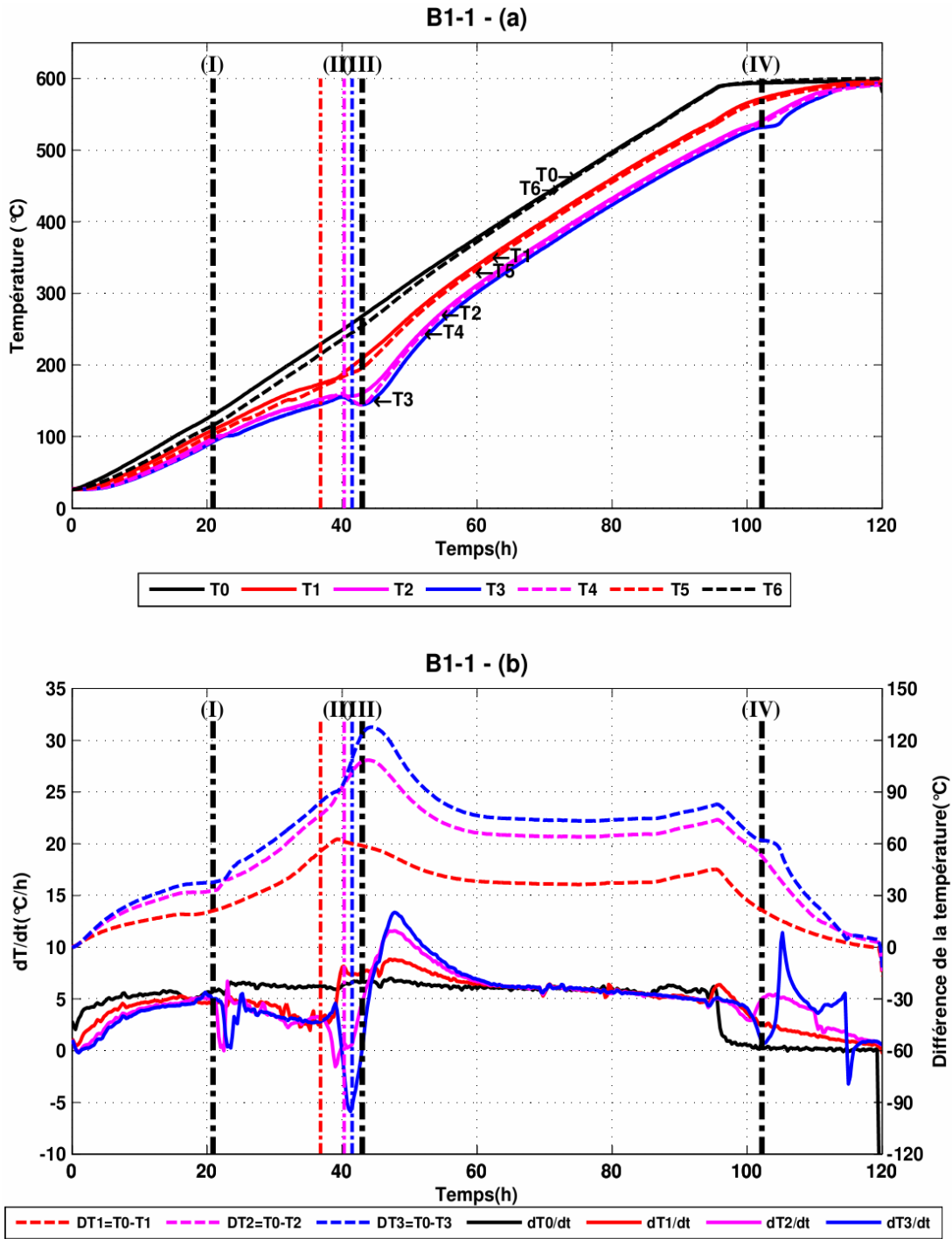


figure III-17 : Températures locales et de surface (a) et Dérivée temporelle de température (dT/dt) et différences de température entre la surface et les points intérieurs, mesurées sur l'éprouvette de béton B1-1 en fonction du temps (b)

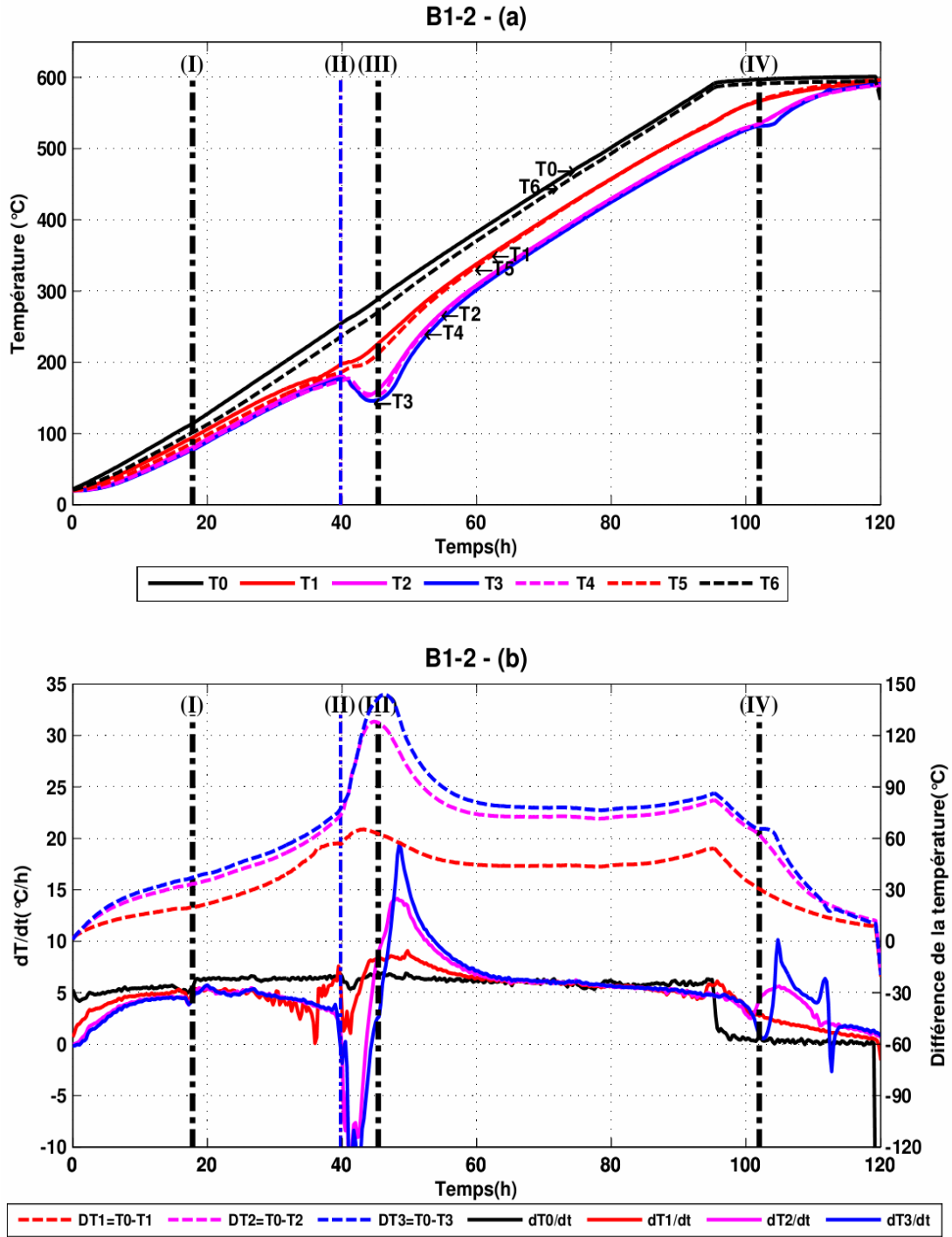


figure III-18 : Températures locales et de surface (a) et Dérivée temporelle de température (dT/dt) et différences de température entre la surface et les points intérieurs, mesurées sur l'éprouvette de béton B1-2 en fonction du temps (b)

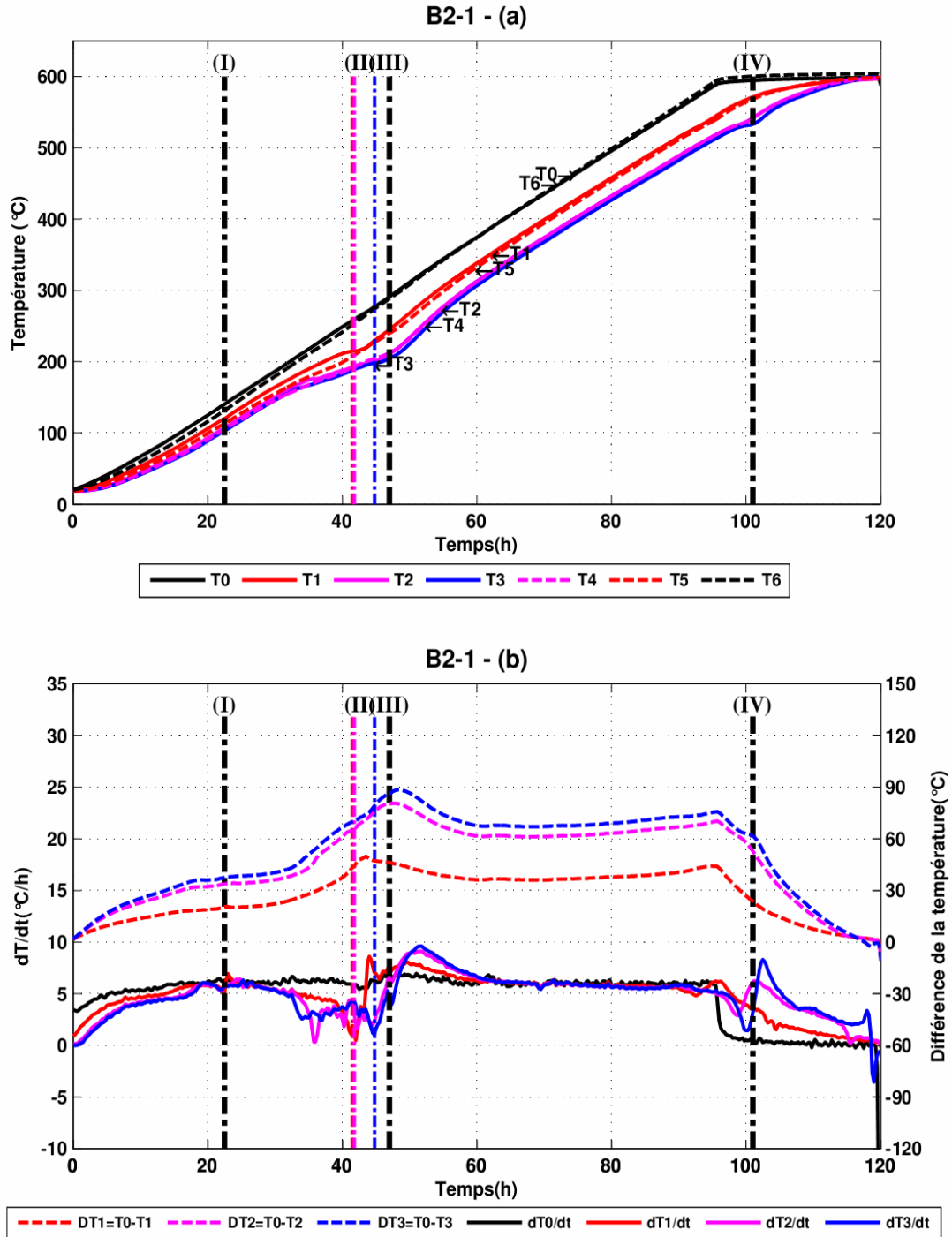


figure III-19 : Températures locales et de surface (a) et Dérivée temporelle de température (dT/dt) et différences de température entre la surface et les points intérieurs, mesurées sur l'éprouvette de béton B2-1 en fonction du temps (b)

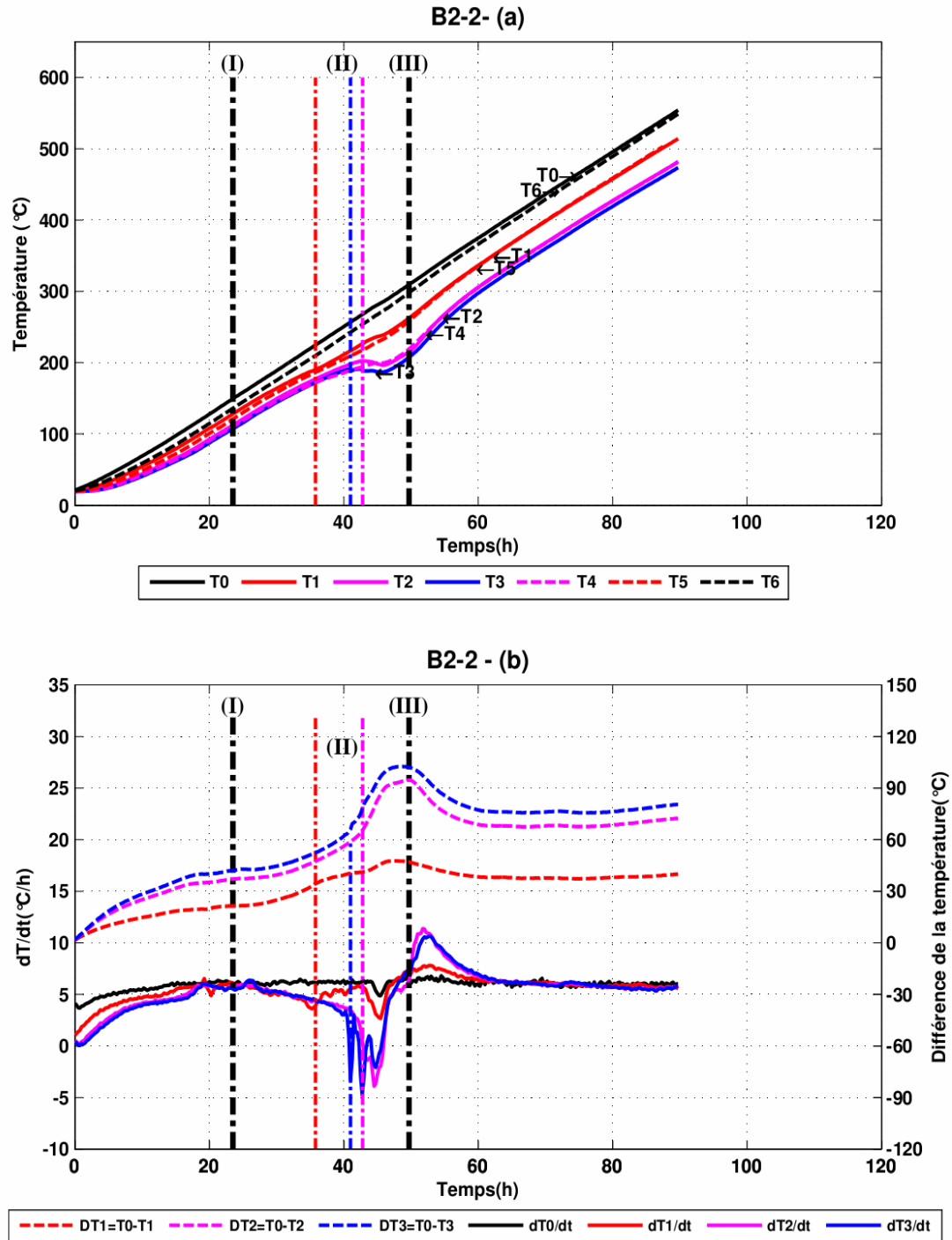


figure III-20 : Températures locales et de surface (a) et Dérivée temporelle de température (dT/dt) et différences de température entre la surface et les points intérieurs, mesurées sur l'éprouvette de béton B2-2 en fonction du temps (b)

Au cours du chauffage, les bétons subissent différents phénomènes répertoriés dans le chapitre I consacré à la bibliographie. L'analyse détaillée des courbes expérimentales montre que l'évolution des températures internes passe par 4 perturbations liées à des transformations de phase au sein du béton.

L'analyse de la figure III-17(b) permet de distinguer :

- La première perturbation apparaît vers la 20^{ème} heure de chauffage et correspond à la température locale de 100°C et la température de surface de 130°C. C'est le début de la vaporisation de l'eau libre. On remarque un changement de régime (brusque augmentation ou tout du moins un point d'inflexion) sur les courbes d'écart de température coïncidant avec une baisse de la vitesse de montée des températures internes (ligne I). Ce phénomène est lié au fait que l'eau libre dans les pores consomme de la chaleur en se vaporisant. Cette consommation de chaleur devient de plus en plus importante à cause du front d'humidité qui se déplace vers l'intérieur de l'éprouvette. Cela provoque une baisse de vitesse de montée des températures internes et donc une augmentation d'écart de la température locale avec celle de la surface de l'éprouvette.
- La deuxième perturbation apparaît vers la 40^e heure de chauffage (37^e heure pour T₁-indiquée par la ligne horizontale en rouge, 41^e heure pour T₂-indiquée par la ligne horizontale en rose et 42^e heure pour T₃-indiquée par la ligne horizontale en bleue). Elle correspond à la température locale moyenne de 160°C et une température de surface de 250°C. La vitesse de montée en température chute brusquement, surtout au centre de l'éprouvette. Sur les courbes de température, un début de palier peut s'expliquer par une importante consommation de chaleur due à la vaporisation de l'eau. Cette perturbation est marquée par trois lignes colorées verticales (II).
- La troisième perturbation, correspondant à une valeur maximale de différence de température moyenne de 100°C entre la surface et les points mesurés, survient dès que la courbe de vitesse de montée en température interne ($\frac{dT_i}{dt}$) et la courbe de vitesse de montée en température de surface ($\frac{dT_s}{dt}$) s'entrecoupentⁱ. Ceci apparaît vers la 43^{ème} heure de chauffage (40^{ème} heure pour T₁ et 45^{ème} heure pour T₂ et T₃), correspondant à la température locale moyenne de 170°C et une température de surface de 270°C (figure III-17(a) ; figure III-21). Cela peut être lié à la fin de la vaporisation de l'eau. C'est marqué sur les courbes par la ligne verticale (III).
- La quatrième perturbation marque un second palier de température vers la 100^{ème} heure de chauffage et correspond à la température locale de 535°C. Cette perturbation s'observe clairement sur l'évolution de la température mesurée au centre de l'éprouvette (figure III-17(a) ; figure

ⁱ La condition nécessaire pour atteindre une valeur maximale de différence de température ($DT = T_s - T_i$) est $\frac{d(DT)}{dt} = 0$, ou $\frac{dT_s}{dt} = \frac{dT_i}{dt}$.

III-22). Ce phénomène est attribué à la déshydroxylation de la portlandite qui est une réaction endothermique produisant de la chaux libre et de l'eau. Cette perturbation est marquée par la ligne verticale (IV).

Un complément d'analyse sera explicité au regard des évolutions de la pression de vapeur et de la perte de masse.

Le tableau III-5 regroupe les différentes valeurs relatives aux domaines définis précédemment pour les essais sur BO et BHP.

tableau III-5 : Valeurs de temps, températures internes et de surface correspondant aux perturbations relatives aux transformations au sein des bétons B1 et B2

Phénomène	Distance de la surface chauffée (cm)	BO								BHP							
		B1-1				B1-2				B2-1				B2-2			
		t (h)	T _i (°C)	T _s (°C)	T _s -T _i (°C)	t (h)	T _i (°C)	T _s (°C)	T _s -T _i (°C)	t (h)	T _i (°C)	T _s (°C)	T _s -T _i (°C)	t (h)	T _i (°C)	T _s (°C)	T _s -T _i (°C)
Vaporisation d'une partie d'eau libre	10	23.5	100	119	25	17.8	94	114	20	22.5	120	141	20	23.5	128	150	21
	20	23.5	101	137	40	17.8	80	114	33	22.5	107	141	34	23.5	112	150	37
	30	23.5	98	137	44	17.8	77	114	37	22.5	103	141	37	23.5	107	150	42
Libération d'eau	10	36.8	174	229	56	39.8	197	254	57	41.5	215	258	43	35.8	190	225	34
	20	40.3	156	251	94	39.8	180	254	74	41.8	194	260	66	42.8	203	268	65
	30	41.5	149	258	109	39.8	177	254	77	44.8	198	277	79	41.0	191	257	66
1 ^{ère} baisse de la température - DT max	10	40.0	187	249	62	43.8	213	278	65	43.8	222	271	49	49.3	260	307	47
	20	44.5	170	278	108	45.5	163	290	127	48.3	220	300	80	50.5	221	315	93
	30	44.5	151	278	128	46.8	156	299	143	49.0	216	305	88	49.3	205	307	102
2 ^{ème} baisse de la température - Décomposition de la portlandite	20	101.3	537	593	56	102.0	535	597	62	100.5	539	594	55	-	-	-	-
	30	103.0	532	594	62	102.0	532	597	66	101.5	535	595	60	-	-	-	-

Le tableau III-6 résume les valeurs de températures internes (T_i) et de surface (T_s) du tableau III-5, correspondant aux perturbations dans les bétons B1 et B2. On constate que les perturbations se produisent lorsque les températures internes du béton B1 ($E/C=0.67$) sont inférieures à celles du béton B2 ($E/C=0.3$) : par exemple les températures au centre correspondant respectivement à la deuxième et troisième perturbation sont de 163°C et 153°C pour le béton B1, tandis qu'elles sont de 187°C et 186°C pour le béton B2. On peut donc supposer que la température des transformations physico-chimiques dépend du rapport E/C du béton. En effet, dans des pores très fins, la force capillaire est très forte. Ainsi, une énergie calorifique importante (une température élevée) est nécessaire pour extraire des molécules d'eau. Les résultats expérimentaux présentés dans les paragraphes III.1.1 et III.1.3 montrent que le béton B2 présente une densité plus forte et une perméabilité plus faible que le béton B1 jusqu'à 300°C . On peut alors supposer que, plus le rapport E/C est faible, plus la température des réactions physico-chimiques est élevée. Cette observation est en accord avec les résultats de Phan et Carino [Phan *et al.* 2001]. De plus, les deux bétons présentent un important endommagement qui se manifeste par des fissures sur les éprouvettes après le chauffage à 450°C . La température de la quatrième perturbation ne semble pas dépendre du rapport E/C du béton. Cette température est simplement celle de la décomposition de la portlandite.

tableau III-6 : Valeurs moyennes des températures internes et de surface des perturbations enregistrées au sein des bétons B1 et B2

Perturbation	Distance de la surface chauffée (cm)	B1 ($E/C=0.67$)			B2 ($E/C=0.3$)		
		t(h)	T_i ($^\circ\text{C}$)	T_s ($^\circ\text{C}$)	t(h)	T_i ($^\circ\text{C}$)	T_s ($^\circ\text{C}$)
I	10	21	108	130	23	124	145
	20	21	93	130	23	110	145
	30	21	89	130	23	105	145
II	10	38	185	242	39	202	241
	20	40	168	252	42	198	264
	30	41	163	256	43	194	267
III	10	42	200	263	47	241	289
	20	45	166	284	49	221	307
	30	46	153	288	49	211	306
IV	20	102	536	595	101	539	594
	30	103	532	596	102	535	595

En comparant ces résultats à ceux d'autres auteurs [Kanema *et al.* 2011, Mindeguia *et al.* 2010, Pliya 2010, Phan *et al.* 2001, Kalifa *et al.* 2000] présentés dans le chapitre I.7.1, on constate que :

- Nos courbes d'évolution de températures internes montrent deux inflexions caractérisées chacune par une baisse de température alors que classiquement une seule baisse de température est remarquée.
- La première baisse de température est observée à une température locale autour de 170°C pour le béton B1 et 220°C pour le béton B2 (figure

III-21). Ces températures sont en accord avec celles relevées dans la bibliographie. L'influence du rapport E/C et de la perméabilité du béton sur cette température est notée. Ceci va dans le même sens que l'effet de la microstructure dense remarqué par [Mindeguia *et al.* 2010].

- La seconde baisse de température apparaît autour de 535°C pour les deux bétons étudiés (figure III-22). Ce phénomène n'a pas été relevé dans les études précédentes effectuées sur de petites éprouvettes [Bangi *et al.* 2012, Kalifa *et al.* 2000]. Nous considérons que, dans notre cas de grande éprouvette, lorsque toutes les faces de la grande éprouvette cylindrique (60x60cm) sont exposées à 600°C, la totalité de la chaleur qui arrive à l'intérieur y est consommée pour la montée de la température (chaleur sensible). Lorsque la température à l'intérieur de l'éprouvette atteint la température de 535°C, la portlandite se décompose. La réaction endothermique de décomposition de la portlandite a alors pour effet de faire baisser localement la température (besoin de chaleur latente). Les tests effectués par [Kanema 2007] sur des éprouvettes cylindriques (Ø11x22 cm) chauffées sur toutes leurs surfaces jusqu'à 600°C à la vitesse de 0.1°C/min ne montrent pas l'apparition de la seconde phase de baisse de température interne. Avec [Xing 2011] qui a travaillé sur des éprouvettes cylindriques (Ø16x32 cm) chauffées jusqu'à 750°C à la vitesse de 1°C/min, cette apparition est moins nette. Nous remarquons ainsi une influence de la taille des éléments chauffés: plus la taille de l'éprouvette est grande, plus l'apparition de la deuxième baisse de la température locale s'observe.

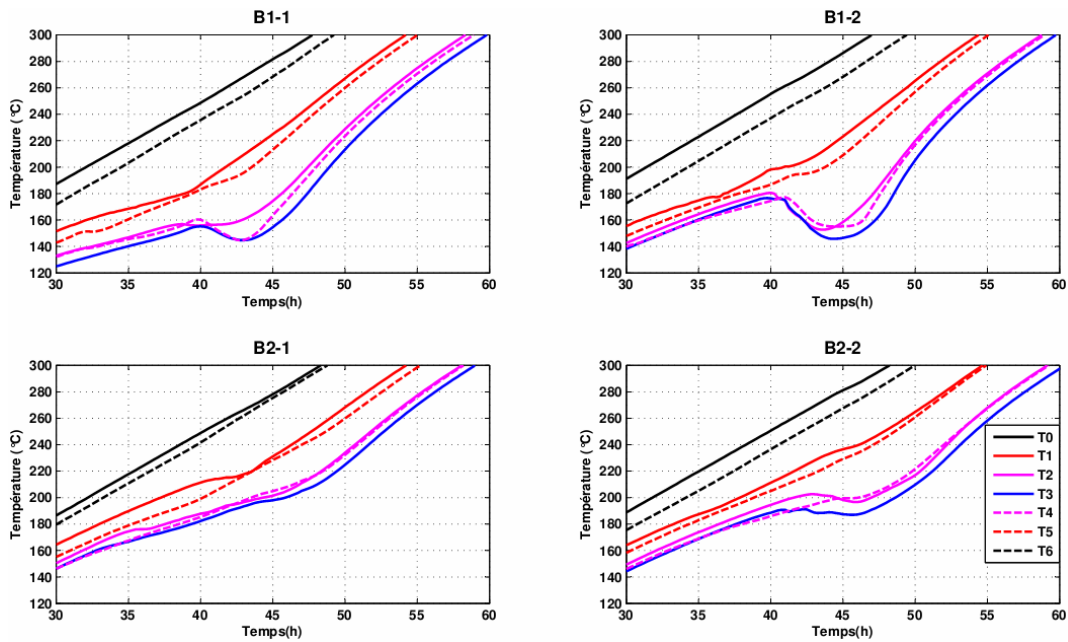


figure III-21 : Agrandissement du 1^{er} palier de température des bétons B1 et B2

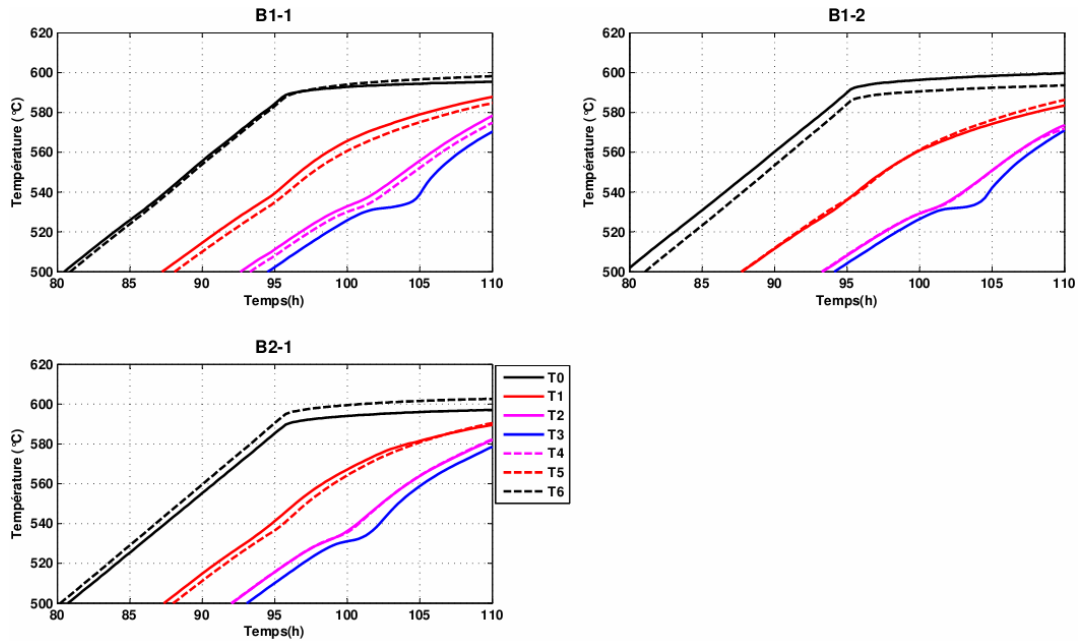


figure III-22 : Agrandissement du 2nd palier de température des bétons B1 et B2

III.2.1.2 Gradient thermique et différence de température

Les évolutions du gradient thermique global dans les deux bétons B1 et B2 en fonction du temps sont présentées sur la figure III-23 et se décomposent en plusieurs phases :

- Jusqu'à la première perturbation où l'eau libre se vaporise autour de la température locale de 100°C, le gradient thermique global dans les éprouvettes de bétons B1 et B2 atteint 1 ou 2 °C/cm.
- Une rapide augmentation de ce gradient thermique s'observe pour les deux bétons après la première perturbation. Ce gradient augmente de 2 à 5.5°C/cm pour le béton B1 et de 2 à 4°C/cm pour le béton B2.
- Lorsque la température interne atteint 170°C pour le béton B1 et 220°C pour le béton B2 (cela correspondant à la troisième perturbation), ce gradient thermique s'accélère et atteint un pic à une valeur maximale entre 4 et 6°C/cm pour le béton B1 et entre 3 et 4.5°C/cm pour le béton B2.
- Après ce pic, le gradient thermique global chute, pour atteindre une valeur stable de 2°C/cm au centre et de 4°C/cm à 10 cm de la surface chauffée.
- Le second petit pic du gradient thermique est observé à la quatrième perturbation. Cette valeur est de 2°C/cm pour les deux bétons.

L'analyse des évolutions du gradient thermique global souligne que l'eau libre a évidemment une influence importante sur le transfert thermique. Avant le

premier pic de gradient thermique, l'eau consomme une certaine quantité de chaleur en s'évaporant. La présence d'eau jusqu'à environ 300°C (température de surface) provoque donc une augmentation de gradient thermique. Plus le rapport E/C est élevé, plus le gradient thermique est important. Cependant, après ce pic de gradient thermique, les éprouvettes ont perdu presque totalement leur eau initiale non chimiquement liée (comme décrit dans la partie suivante III.2.3). Le gradient thermique se stabilise. Ceci est en bon accord avec les observations sur des petites éprouvettes réalisées par [Kanema 2007]. Le second petit pic du gradient est attribué à la décomposition de la portlandite.

Au cours du chauffage, le gradient thermique entre la surface et les points intérieurs augmente fortement dans la région proche de la surface de l'éprouvette. La valeur maximale est de 6°C/cm pour le béton B1 et de 5°C/cm pour le béton B2. Ces valeurs sont bien inférieures à 10°C/cm, valeur admise par certains auteurs comme seuil au-delà duquel il y a risque d'écaillage.

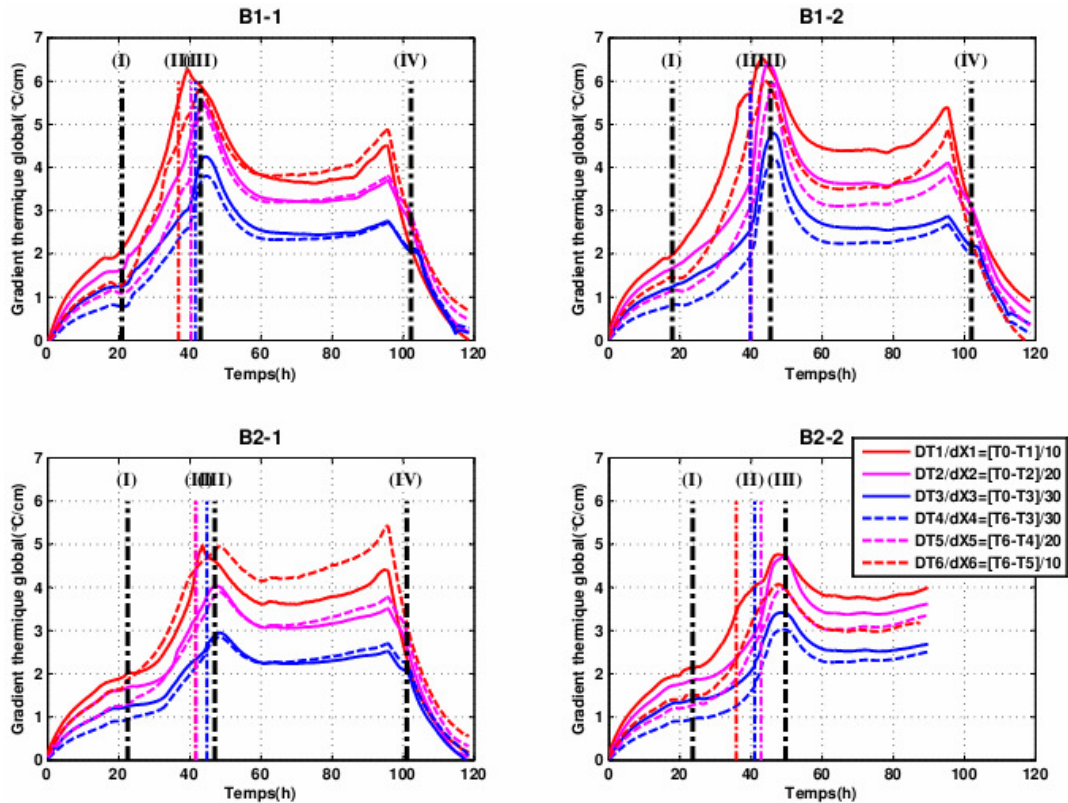


figure III-23 : Gradient thermique global dans les éprouvettes 60x60 cm en fonction de la température de la surface

III.2.2 Mesures de la pression

La figure III-24 présente l'évolution des pressions de vapeur mesurées au cours du chauffage des éprouvettes de béton testées. Les pressions P_1 , P_2 et P_3 correspondent respectivement aux pressions mesurées à 10, 20 et 30 cm de la surface de l'éprouvette.

Dans l'éprouvette B1-1 (première éprouvette du béton B1), la pression augmente rapidement après la 23^{ème} heure (température de surface de 130°C). Elle atteint une valeur maximale de 7.1 bars à la 37^{ème} heure ($T_s=230^\circ\text{C}$), puis chute brusquement jusqu'à zéro autour de la 45^{ème} heure ($T_s=280^\circ\text{C}$). Les pressions P_2 et P_3 sont proches de zéro. Cette faible valeur de pression relevée est liée au disfonctionnement du système de mesure et est écartée dans la suite de l'analyse.

La réalisation du test sur l'éprouvette B1-2 (seconde éprouvette du béton B1) permet de mesurer les pressions P_2 et P_3 . Les courbes de pression semblent évoluer de la même façon d'un point à un autre et sont comparables à la courbe de pression P_1 mesurée sur l'éprouvette B1-1. Les pressions mesurées sur l'éprouvette B1-2 semblent atteindre des valeurs maximales d'environ 9.0 bars en même temps (vers la 40^{ème} heure, $T_s=250^\circ\text{C}$).

Par la suite, le chargement quasi-statique en température (vitesse de chauffage lente) provoque un gradient de température faible au sein de l'éprouvette. L'apparition des fissures qui sont principalement gouvernées par l'incompatibilité de déformations entre la pâte de ciment et les granulats semble se produire en même temps, ce qui conduit à une chute de pression de vapeur presque simultanée aux points mesurés. La valeur de la pression au centre de l'échantillon semble la plus faible.

Pour ce qui est de l'évolution de la pression dans la première éprouvette du béton à hautes performances B2-1, la pression P_1 présente un fort accroissement entre la 20^{ème} ($T_s=140^\circ\text{C}$) et la 42^{ème} heure ($T_s=260^\circ\text{C}$) jusqu'à atteindre une valeur de 19 bars environ puis chute brusquement. Tandis que les pressions P_2 et P_3 présentent 2 pics :

- Le premier apparaît vers la 35^{ème} heure de chauffage pour P_3 ($P_3=8$ bars) et plus tard vers la 36^{ème} heure de chauffage ($T_s=220^\circ\text{C}$) pour P_2 ($P_2=5.4$ bars).
- Le second apparaît en même temps vers la 43^{ème} heure de chauffage ($T_s=270^\circ\text{C}$) pour P_2 et P_3 , avec la même valeur du pic de 6.9 bars.

On observe des décalages de temps entre les pics de pression aux différents points de mesure sur les courbes de pression de l'expérience B2-2 par rapport à l'expérience B2-1:

- $[P_1]_{\max}=10.5$ bars à la 36^{ème} heure de chauffage ($T_s=230^\circ\text{C}$),
- $[P_2]_{\max}=13.5$ bars et $[P_3]_{\max}=11.7$ bars autour 42^{ème} heure de chauffage ($T_s=270^\circ\text{C}$).

Nous constatons que la pression maximale en P_1 dans l'expérience B2-1 est 2 fois plus grande que celle dans l'expérience B2-2. Ceci indique que les fissures dans la zone proche de la surface chauffée apparaissent plus tôt dans l'expérience

B2-2 que dans l'expérience B2-1. La présence de fissures dans la zone proche de la surface chauffée provoque l'échappement de vapeur d'eau vers l'extérieur, et fait diminuer la pression en P_1 dès la 36^{ème} heure de chauffage ($T_s=230^\circ\text{C}$). Cependant, une partie de la vapeur d'eau qui se forme, migre vers l'intérieur de l'éprouvette et provoque une augmentation de la pression en P_2 et P_3 . Ces phénomènes sont proches de ceux observés par [Bangi *et al.* 2011] sur des éprouvettes de béton à hautes performances chauffées à 800°C en 3 heures et par [Mindeguia 2009] sur des éprouvettes ($\varnothing 16 \times 32 \text{cm}$) de béton ordinaire ($E/C=0.54$; $f_c=37 \text{ MPa}$) et de béton à hautes performances ($E/C=0.30$; $f_c=61 \text{ MPa}$) soumises à un chauffage à $1^\circ\text{C}/\text{min}$.

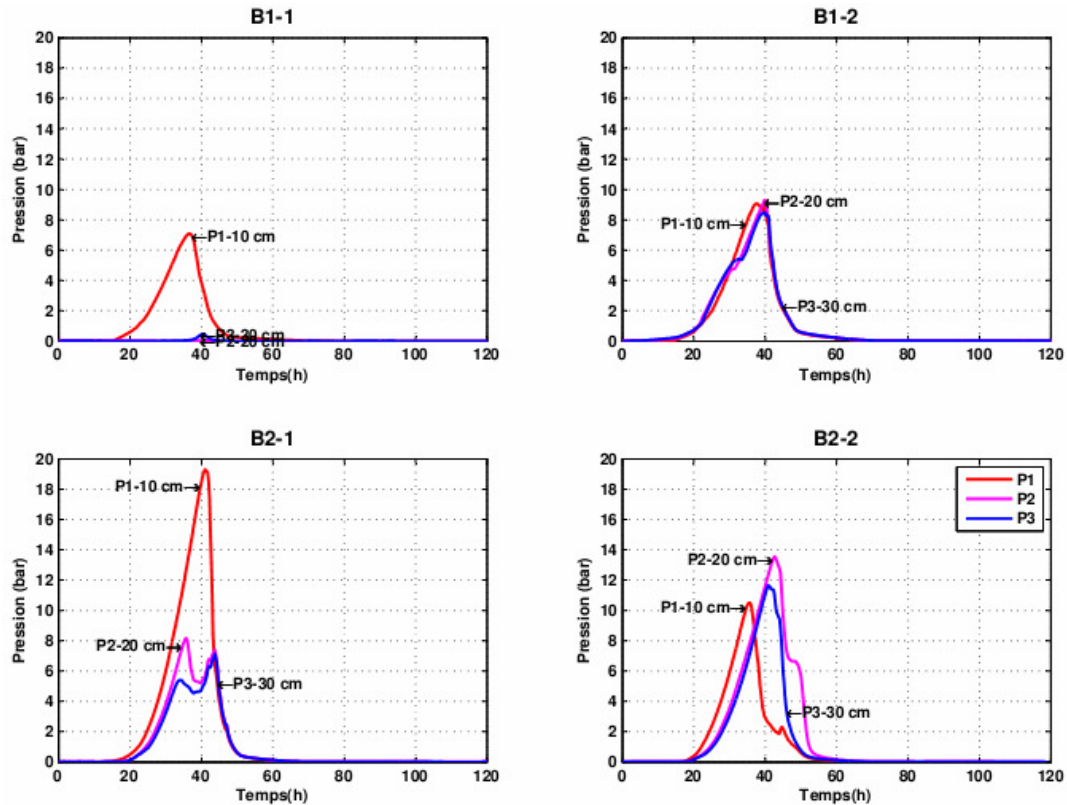


figure III-24 : Pression de vapeur dans les éprouvettes de bétons B1 et B2 en fonction du temps

La figure III-25 présente la pression maximale de vapeur pour les bétons B1 et B2 suivant le rayon de l'éprouvette. On constate que globalement, les pressions maximales au sein du béton B2 (avec rapport $E/C=0.3$) sont supérieures à celles au sein du béton B1 ($E/C=0.67$). Ce point confirme l'influence de la perméabilité sur le développement de la pression de vapeur. Plus la perméabilité du béton est faible, plus la pression de vapeur est élevée.

Les deux essais sur le béton B2 ont donné des ordres de grandeur de pression sans une bonne répétabilité :

- B2-1 : $[P_1]_{\max} = 19.2 \text{ bars}$, très supérieure à $[P_2]_{\max}$ et $[P_3]_{\max}$ vers 8.7 bars.

- B2-2 : $[P_1]_{\max} = 10.3$ bars, inférieure à $[P_2]_{\max}$ et $[P_3]_{\max}$ vers 12-14 bars.

Cette dispersion est attribuée à la répartition de fissures dans l'éprouvette au cours du chauffage. La fissuration du béton chauffé peut dépendre de divers paramètres (homogénéité du béton, tortuosité ...) difficilement maîtrisables. On peut considérer que lors de l'essai B2-1, la fissuration s'est rapidement développée au milieu de l'éprouvette (pressions P_2 et P_3 faibles par rapport à P_1) et que dans l'essai B2-2, la fissuration s'est développée de façon plutôt homogène ou plutôt vers la surface de l'éprouvette (P_2 et P_3 supérieures à P_1).

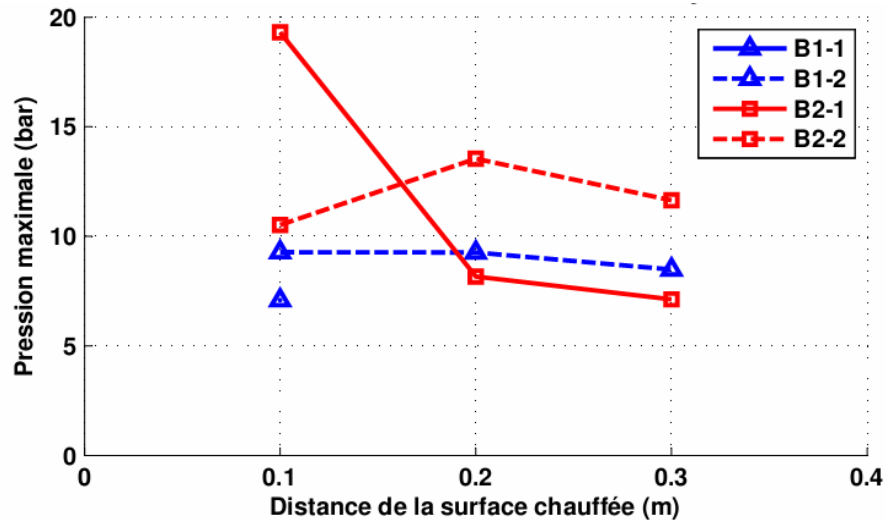


figure III-25 : Pression maximale dans les éprouvettes de bétons B1 et B2 suivant le rayon

III.2.3 Mesure de la perte de masse

La figure III-26 montre l'évolution de la perte de masse des éprouvettes de béton en fonction du temps (a) et de la température de surface (b). Quelle que soit la composition du béton, l'évolution de la perte de masse semble la même. Sur les courbes de perte de masse en fonction du temps, on note 3 points d'inflexion :

- La première inflexion autour de la 20^{ème} heure de chauffage correspond à la température de surface 130°C. La vitesse de perte de masse est d'environ 0,3 kg/h pour le béton B1 et 0.1 kg/h pour le béton B2. La perte de masse moyenne est de l'ordre de 1,6% pour le béton B1 et 0.8% pour le béton B2.
- Au delà de cette première inflexion, la perte de masse s'accélère significativement jusqu'à la deuxième inflexion qui s'observe autour de la 46^{ème} heure. La température de surface est voisine de 300°C. La vitesse de perte de masse est de 1.0 kg/h pour le béton B1 et 0.6 kg/h pour le béton B2. Cette vitesse de perte de masse est environ 4 fois plus élevée que la vitesse précédente. La perte de masse moyenne est de 7.6% pour le béton B1 et 4.9% pour le béton B2.

- Après la seconde inflexion, la perte de masse continue à augmenter jusqu'à la troisième inflexion qui se situe à la 102^{ème} heure de chauffage et correspond à une température de surface approximative de 600°C. La vitesse de perte de masse est plus faible et vaut environ 0.2 kg/h pour les deux bétons. La perte de masse moyenne est de 10.4% pour le béton B1 et 7.7% pour le béton B2.
- Après la troisième inflexion, la perte de masse ralentit fortement, puis se stabilise à environ 10.6% pour le béton B1 et 7.8% pour le béton B2.

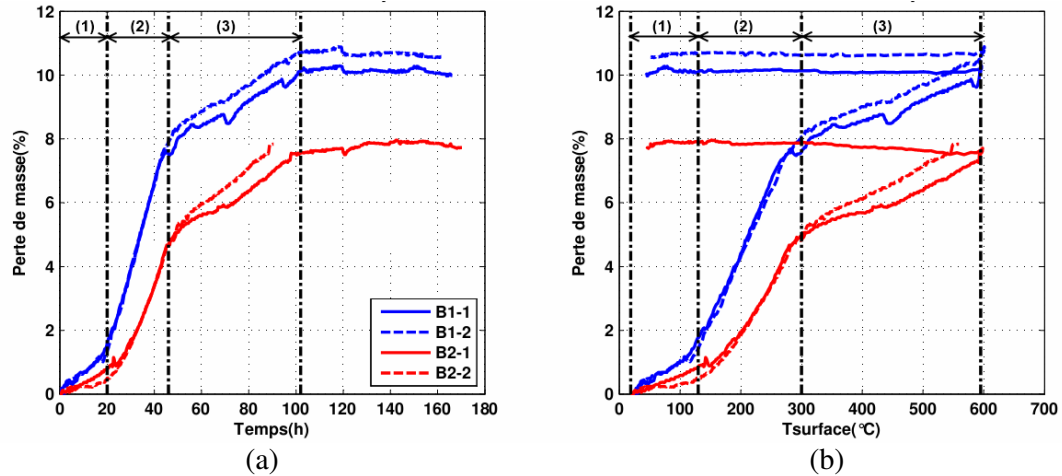


figure III-26 : Évolution de la perte de masse en fonction du temps (a) et en fonction de la température surface (b)

Ainsi, l'évolution de la perte de masse présente différentes phases qui sont à relier aux perturbations constatées sur les courbes de température. Ce point sera explicité dans la partie III.3.2.

La perte de masse est fortement liée aux transformations hydriques dans le béton. Une perméabilité élevée facilite les transferts hydriques. Par conséquent, le béton ordinaire perd la masse plus rapidement que le béton à hautes performances jusqu'à la température de surface de 300°C. Après cette température, les éprouvettes testées subissent une dégradation plus importante, la vitesse de perte de masse des deux bétons est faible et sensiblement proche. Au-delà de cette température, les deux bétons ont perdu l'essentiel de leur eau comme remarqué précédemment par [Pliya 2010]. La perte de masse totale (10.6% pour le béton B1 et 7.8% pour le béton B2) est proche de la quantité d'eau initiale contenue dans le béton (10.8% pour le béton B1 et 7.2% pour le béton B2).

III.3 Analyse des résultats

III.3.1 Confrontation des mesures de température et de pression

La figure III-27 et la figure III-28 présentent les évolutions de la température (a,b) et de la pression (c,d) au sein des bétons B1 et B2 en fonction du temps lors du cycle de chauffage. La confrontation de ces évolutions fait apparaître des liens

entre les perturbations décrites dans la partie III.2.1.1 sur l'évolution des températures et les variations de pression au sein du béton. Nous constatons que l'évolution de la pression de vapeur est liée aux transformations physico-chimiques dans les bétons.

Dès que la température de surface atteint 130°C environ, correspondant aux températures internes $T_1=108$, $T_2=93$ et $T_3=89$ °C pour le béton B1; ou la température de surface atteint 145°C environ, correspondant aux températures internes $T_1=124$, $T_2=110$ et $T_3=105$ °C pour le béton B2, l'eau libre commence à s'évaporer en consommant de la chaleur. Cette consommation de chaleur se traduit par la première perturbation (indiquée par la ligne discontinue pointillée -I). Une augmentation de pression dans la zone chaude provoque le déplacement de vapeur d'eau vers la zone froide à l'intérieur. Ce déplacement engendre l'augmentation de pression en raison de l'accumulation de la vapeur d'eau dans les pores. D'autre part, le déplacement du front d'humidité vers l'intérieur cause une baisse de la vitesse de montée en température de la zone interne. Ainsi, la phase d'augmentation de pression de vapeur coïncide avec la phase d'augmentation de température locale lente après cette perturbation. Un décalage de la première perturbation du béton B2 vers la température élevée est dû à la faible perméabilité comme expliqué dans la partie III.2.1.1.

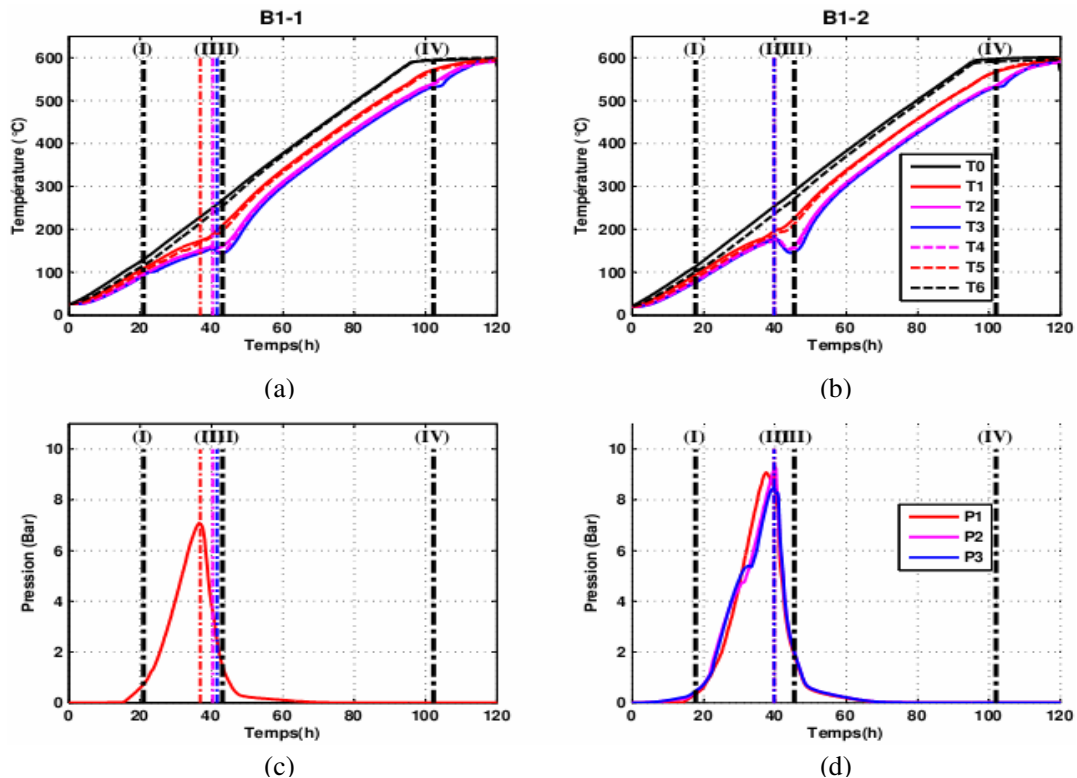


figure III-27 : Évolution de la température (a,b) et de la pression (c,d) dans le béton ordinaire (B1-1 et B1-2) en fonction du temps

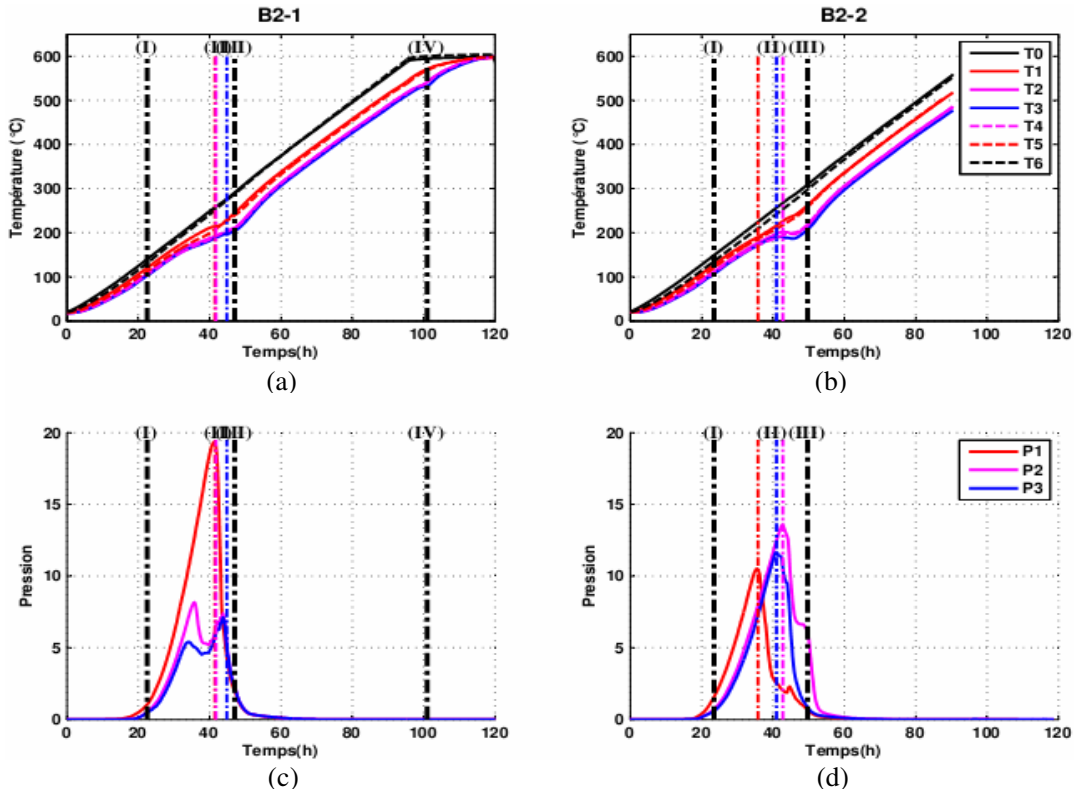


figure III-28 : Évolution de la température (a,b) et de la pression (c,d) dans le béton à hautes performances (B2-1 et B2-2) en fonction du temps

Malgré que la vitesse de montée en température de surface soit constante, la température des points internes peut diminuer (figure III-17-b, figure III-18-b, figure III-19-b et figure III-20 -b). Cela est vraisemblablement dû au fait que l'énergie calorifique est consommée pour l'extraction de l'eau physiquement ou chimiquement liée et la vaporisation de l'eau libre. La vapeur d'eau s'accumule dans les pores, ce qui provoque une augmentation de pression. Lorsque la pression de vapeur dépasse la pression de vapeur saturante, il y a liquéfaction : à volume de pores constant, une montée en température et une augmentation de pression de vapeur conduisent à une température d'ébullition plus élevée. Si une fissuration apparaît dans le béton, le volume disponible pour la vapeur augmente, la pression baisse alors brusquement et un ralentissement de la température interne est observé. Cela se traduit sur chaque courbe de pression par un pic et sur les courbes de température par la deuxième perturbation de température (figure III-27 et figure III-28).

La figure III-29 présente les évolutions de pressions mesurées et l'évolution de la pression de vapeur saturante en fonction de la température. Les pressions expérimentales sont très proches de la pression de vapeur saturante estimée par l'Eq. IV-31 (présentée dans la partie IV.1.4.1). Pour le béton ordinaire B1, les pressions P_{max} apparaissent à une température proche de 170°C tandis que celles du béton à hautes performances apparaissent à une température plus élevée proche de 200°C.

De plus, l'échappement de vapeur d'eau vers l'extérieur s'accompagne de la diminution de la température à l'intérieur de l'éprouvette lorsque la température de surface continue de monter. Cela engendre une croissance de la différence de température entre la surface et les points mesurés. Lorsque la vapeur d'eau s'est échappée presque totalement, la différence de température atteint une valeur maximale. Cette valeur maximale est autour de 100°C pour le béton B1 et 80°C pour le béton B2, pour une température de surface de 280°C et 300°C respectivement. La phase de baisse de la température interne coïncide avec la troisième perturbation et survient après l'apparition du pic de pression. À ce stade, la pression mesurée est approximative entre 20% et 30% de la pression maximale (tableau III-7).

Au delà de 300°C, le béton commence à être significativement endommagé. Le réseau de microfissures entraîne la diminution de la pression de vapeur jusqu'à une valeur proche de zéro.

tableau III-7 : Valeurs de températures internes et de surface et rapport P_i/P_{max} correspondant aux perturbations enregistrées lors des essais

Perturbation	Température (°C)				P_i/P_{max} %		Pic
	Interne		Surface		B1	B2	
	B1	B2	B1	B2			
(I)	90-110	110-120	130	150	5	8	
(II)	160-190	190-200	240-260	240-270	100	100	P_{max}
(III)	150-200	210-240	260-290	290-310	30	21	DT_{max}
(IV)	535		600		0		

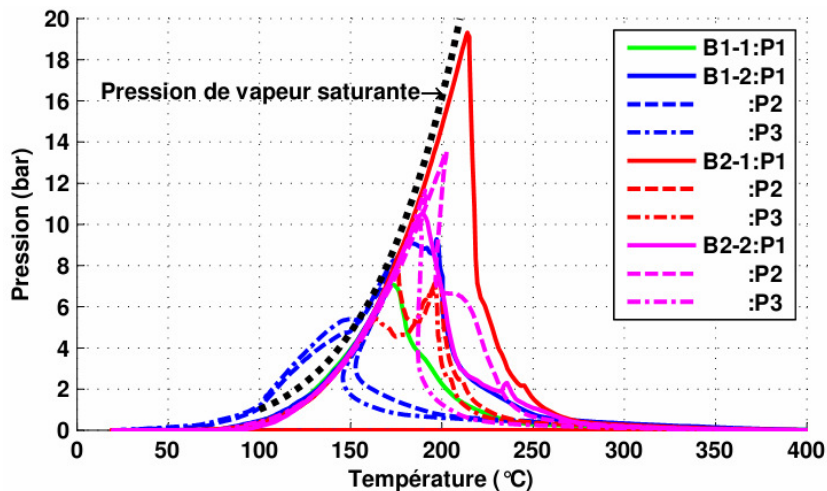


figure III-29 : Évolution de la pression dans les bétons B1 et B2 et de la pression de vapeur saturante en fonction de la température

III.3.2 Confrontation des mesures de température et de perte de masse

Comme présenté dans la partie bibliographique I.7.2.2, le départ de l'eau est la principale cause de la perte de masse du béton au cours du chauffage. On constate

trois inflexions sur les courbes de perte de masse liées aux perturbations de la température (figure III-30, figure III-31).

- Comme décrit précédemment, le départ de l'eau libre marque la première phase de perte de masse. Le premier point d'inflexion sur la courbe de perte de masse coïncide avec la première perturbation sur la courbe de température. La perte de masse est d'environ 15% et 10% de la masse d'eau totale respectivement pour le béton ordinaire B1 et le béton à hautes performances B2. La température de surface des éprouvettes est autour de 130°C. La température au centre de l'éprouvette du béton B2 est voisine de 110°C et est supérieure à celle du béton B1 voisine de 90°C (tableau III-8).
- L'augmentation de la température provoque la libération de l'eau chimiquement liée en raison de la décomposition de C-S-H et d'ettringite. L'eau libre absorbe de la chaleur et se vaporise. L'augmentation du gradient de pression conduit à l'échappement de la vapeur d'eau. Cet échappement de vapeur est accéléré si le béton se microfissure. La perte de masse du béton B1 est autour de 72% de sa masse d'eau totale tandis que celle du béton B2 est autour de 63% de sa masse d'eau totale (tableau III-8). Le deuxième point d'inflexion sur la courbe de perte de masse coïncide alors avec la troisième perturbation sur les courbes de température. D'autre part, la quantité d'eau initiale non chimiquement liée est de l'ordre de 66% et 56% de la masse d'eau totale pour le béton B1 et le béton B2 respectivement (partie III.1.2). Une perte supplémentaire d'environ 6% pour le béton B1 et 7% pour le béton B2 est attribuée au départ d'une partie de l'eau chimiquement liée. Le départ de l'eau non chimiquement liée semble donc être la cause principale de perte de masse dans cette étape. À la deuxième inflexion sur les courbes de perte de masse, le béton a perdu totalement sa masse d'eau libre. La température de surface des éprouvettes est autour de 300°C. La température au centre de l'éprouvette du béton B2 est voisine de 210°C et est supérieure à celle du béton B1 voisine de 150°C.
- A cette étape, le béton conserve seulement sa masse d'eau chimiquement liée. Avec le chauffage, la perte de masse continue jusqu'à la température de 535°C au centre de l'éprouvette. Cela correspond à la dernière perturbation sur la courbe de température et à la déshydroxylation de la portlandite qui libère de l'eau. Le béton perd alors presque sa totalité d'eau initiale (tableau III-8). Au-delà de cette température, sa masse est constante. Alors, le troisième point de flexion sur la courbe de perte de masse coïncide avec la dernière perturbation de température.

tableau III-8 : Valeurs de températures au centre et à la surface, rapport $\Delta M/\Delta M_{max}$ correspondant aux perturbations sur les courbes de température

Perturbation	Température (°C)				$\Delta M/\Delta M_{max}$		Inflexion de la courbe de perte de masse
	Centre		Surface		%		
	B1	B2	B1	B2	B1	B2	
(I)	90	110	130	150	15	10	(1)
(II)	160	190	260	270	61	48	
(III)	150	210	290	310	72	63	(2)
(IV)	535		600		98	98	(3)

Ainsi, selon l'analyse ci-dessus, l'évolution de la perte de masse du béton peut aussi être décrite en 3 domaines en fonction de la température :

- De la température ambiante jusqu'à une température de surface autour 130°C, il y a une faible perte de masse due au départ de l'eau libre. Le béton perd approximativement 15% et 10 % de sa masse d'eau totale respectivement pour les bétons B1 et B2.
- Entre 130 et 300°C : une grande perte de masse est observée. La vitesse de perte de masse est 4 fois plus élevée que celle du domaine précédent. Le béton perd totalement sa masse d'eau non chimiquement liée, environ 60 à 70 % de sa masse d'eau totale. La perte de masse du béton est alors égale à 7,6% pour le béton B1 et 4,9% pour le béton B2.
- Au delà de la température de surface de 300°C, il y a une faible perte de masse dépendant de l'eau chimiquement liée contenue dans les hydrates C-S-H et portlandite. La vitesse de perte de masse est autour de 0.2 kg/h. Le béton perd alors presque sa totalité d'eau initiale. Lorsque la décomposition de la portlandite a lieu, correspondant à la température locale de 535°C, le béton perd en masse environ 10,4% pour le béton B1 et 7,7% pour le béton B2. Ensuite, nous remarquons que la masse du béton est stable après la perte de la totalité de l'eau initiale.

Ce résultat est en bon accord avec les études réalisées par plusieurs auteurs, comme présenté dans la partie I.7.2.2. Dans le troisième domaine, lorsque la température locale atteint 535°C, la décomposition de la portlandite se manifeste clairement sur les courbes de température interne.

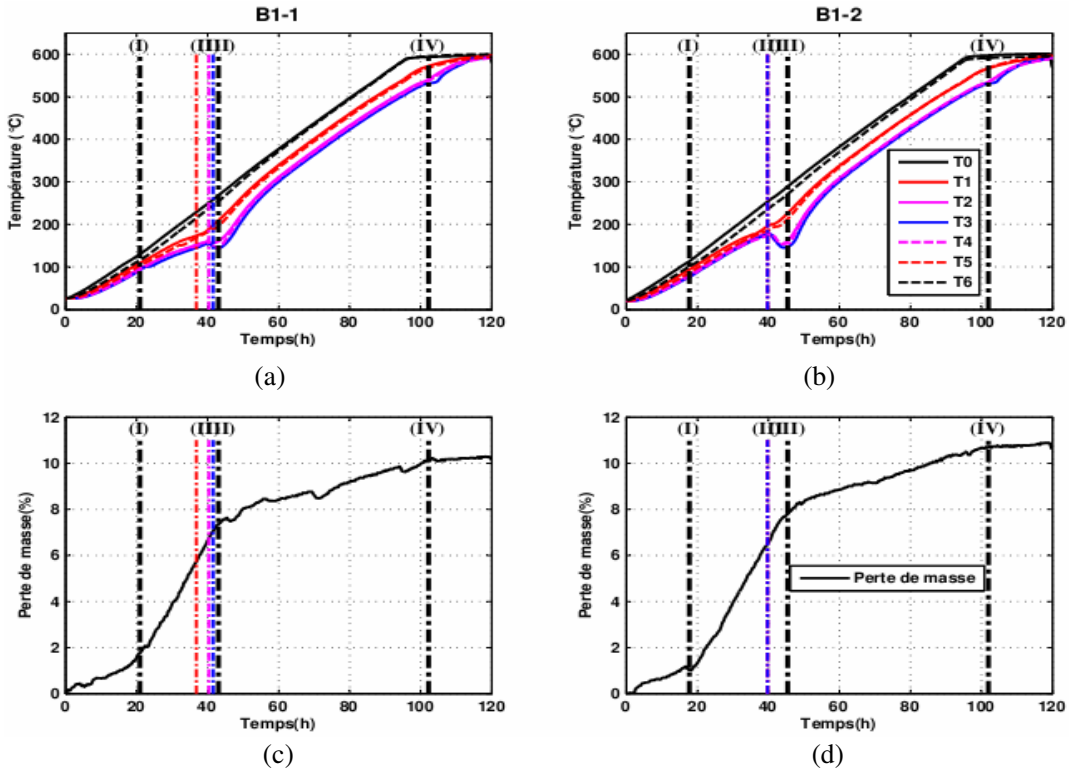


figure III-30 : Évolution de la température (a,b) et de la perte de masse (c,d) du béton ordinaire (B1-1 et B1-2) en fonction du temps

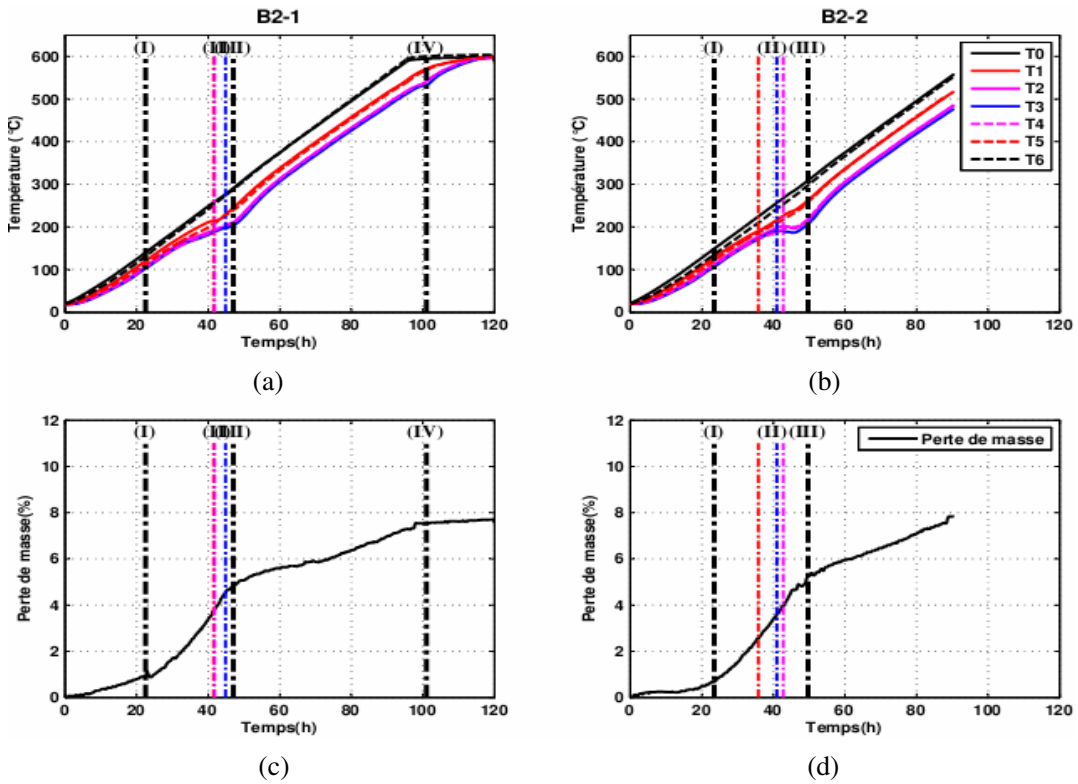


figure III-31 : Évolution de la température (a,b) et de la perte de masse (c,d) du béton à hautes performances (B2-1 et B2-2) en fonction du temps

III.3.3 Confrontation des mesures de température, de pression et de perte de masse

Les évolutions de perte de masse, de pression et de température sont présentées simultanément sur la figure III-32. Les valeurs sont inscrites dans le tableau III-9.

La première phase se caractérise par : la faible perte de masse en raison du départ d'eau libre lorsque la température locale dépasse 90-120°C ($T_s=130-150^\circ\text{C}$). L'accumulation de la vapeur d'eau dans les pores conduit à une augmentation de la pression.

Avec la montée de la température, l'incompatibilité de déformation entre la pâte de ciment et les granulats engendre de la microfissuration. Cela influence le développement de la pression de vapeur d'eau qui évolue de la même façon que la pression de vapeur saturante en fonction de la température. Autour de la température interne 170–200°C ($T_s=240-270^\circ\text{C}$), l'augmentation de pression atteint son pic et est suivie par une diminution de pression due à l'endommagement du béton. La température interne ralentit, en lien avec l'échappement de vapeur d'eau vers l'extérieur de l'éprouvette. La différence de température entre la surface chauffée et les points intérieurs de l'éprouvette est à son maximum et atteint 80-105°C. Ainsi, la phase de baisse de température s'observe après le pic de pression ce qui marque la fin de la phase de forte perte de masse. Comme analysé dans la partie III.3.2, à ce stade, le béton perd quasiment la totalité de l'eau libre. Ce résultat, mettant en évidence l'impact de l'eau libre sur le développement de la pression de vapeur maximale, se rapproche des conclusions tirées par [Hager 2004].

Après cette étape, le béton conserve environ 30-40% de son eau chimiquement liée. Le comportement du béton dépend alors des transferts de son eau liée. Avec le chauffage, la perte de masse continue en raison de la décomposition des C-S-H. Jusqu'à la température de 535°C au centre de l'éprouvette, température à laquelle la déshydroxylation de la portlandite a lieu, la perte de masse continue encore et se stabilise. Malgré la libération de vapeur d'eau, la pression reste extrêmement faible en raison de l'endommagement du béton (microfissuration puis fissuration). La pression ne varie plus dans le béton lorsque la perte de masse de l'éprouvette se stabilise.

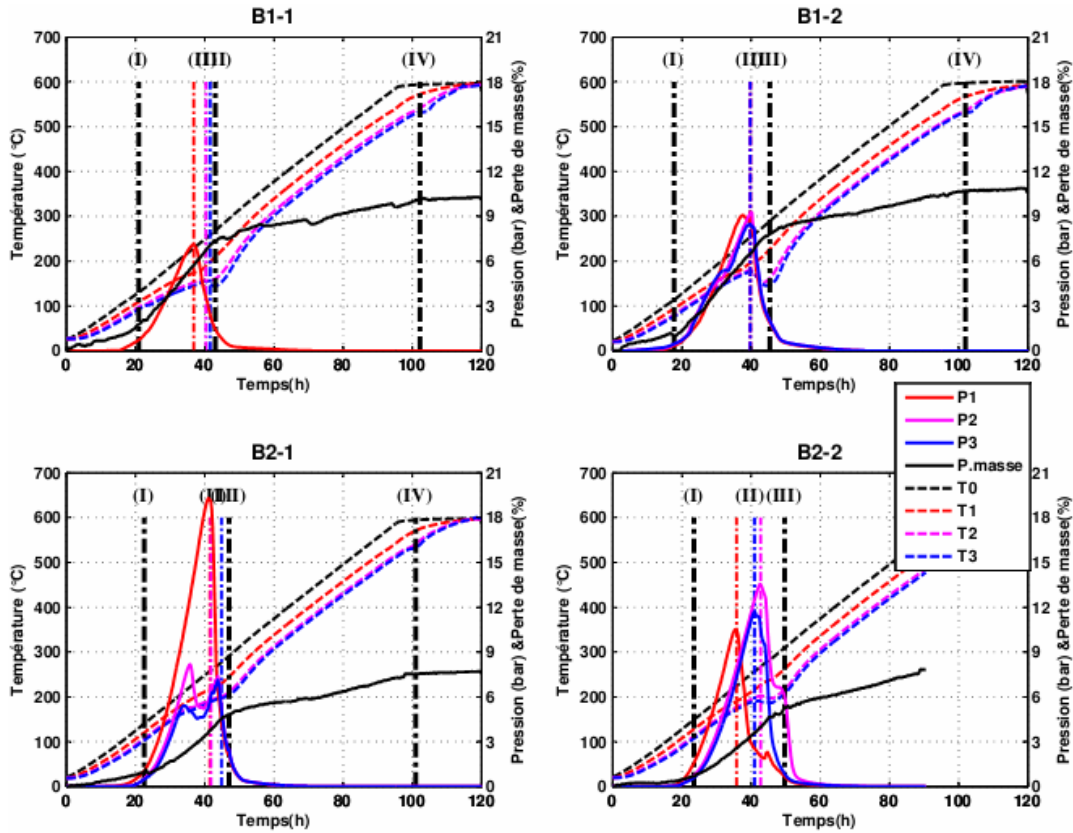


figure III-32 : Évolution de la température, de la pression et de la perte de masse des bétons B1 et B2 en fonction du temps

tableau III-9 : Valeurs de températures internes et de surface, taux P_i/P_{max} et $\Delta M/\Delta M_{max}$ correspondant aux perturbations sur les courbes de température et aux inflexions sur la courbe de perte de masse des bétons B1 et B2

Perturbation / inflexion/ Pic	Température (°C)				P_i/P_{max} %		$\Delta M/\Delta M_{max}$ %		Responsabilité principale
	Interne		Surface						
	B1	B2	B1	B2	B1	B2	B1	B2	
(I) / (1)	90-110	110-120	130	150	5	8	15	10	Eau non chimiquement liée
(II) / P_{max}	160-190	190-200	240-260	240-270	100	100	62	48	
(III)/(2)/ DT_{max}	150-200	210-240	260-290	290-310	30	19	72	63	
(IV)/ (3)	535		600		0		98	99	Eau liée

III.3.4 Conclusion

Transfert thermique

Ces résultats expérimentaux montrent que les évolutions de la température interne sont perturbées par des processus endothermiques, conséquence des transformations physiques et chimiques comme indiqué dans la partie I.3. Ces perturbations conduisent à deux phases de baisse de température interne sur chaque courbe de température. La première se produit lorsque la température locale (T_i)

atteint 150-200°C, correspondant à la température de surface $T_s = 260-290^\circ\text{C}$ pour le béton B1, et plus haute pour le béton B2 : $T_i = 210-240^\circ\text{C}$ et $T_s = 290-310^\circ\text{C}$. Cette baisse est attribuée à la vaporisation de l'eau libre (consommation de chaleur sous forme latente). La différence maximale de température entre la surface et les points intérieurs est de 105°C pour le béton B1 et 80°C pour le béton B2. La température interne du béton B2 est plus élevée que celle du béton B1 en raison du faible rapport E/C et de la faible perméabilité du béton B2. Les résultats obtenus sont proches des observations de plusieurs auteurs [Kanema *et al.* 2011, Xing 2011, Mindeguia *et al.* 2010, Pliya 2010, Phan *et al.* 2001, Kalifa *et al.* 2000]. La seconde phase de baisse de température locale se produit lorsque cette température locale atteint 535°C, température à laquelle la déshydroxylation de la portlandite survient.

La présence d'eau non chimiquement liée a une influence significative sur l'augmentation du gradient thermique lorsque la température de surface est inférieure à 300°C. À la température de 300°C, le gradient global maximal est de 6°C/cm pour le béton B1 et de 5°C/cm pour le béton B2. Au delà de 300°C, le béton a perdu sa masse totale d'eau initiale non chimiquement liée. Le gradient thermique se stabilise donc et ne dépend plus de l'eau contenue dans le béton.

Transfert hydrique

Les résultats montrent que l'eau non chimiquement liée joue un rôle important dans le développement de la pression de vapeur dans les pores du béton. Lorsque la température locale est supérieure à 100°C, l'eau se vaporise. L'accumulation de la vapeur d'eau dans les pores conduit à une augmentation de la pression interne. L'évolution de la pression de vapeur est identique à celle de la pression de vapeur saturante en fonction de la température. Lorsque la température de surface atteint environ 250°C, la pression de vapeur atteint une valeur maximale. Globalement, la pression de vapeur du béton à hautes performances B2 (rapport E/C = 0,3) est plus élevée que celle du béton ordinaire B1 (rapport E /C= 0,67). La pression maximale P_{\max} du béton B1 était d'environ 9 bars, pour une température de surface de 250°C. Pour le béton B2, la pression maximale P_{\max} était autour de 19 bars, pour une température de surface de 260°C. Cela marque l'effet de la perméabilité sur le développement de la pression de vapeur : plus la perméabilité est faible, plus la pression de vapeur est élevée.

Dans nos conditions d'essai, avec une faible vitesse de chauffage, la formation du pic de pression de vapeur semble influencée par le développement de la microfissuration qui est engendrée par l'incompatibilité de déformation entre la pâte et les granulats. Sous l'effet d'une température élevée, les microfissures semblent apparaître simultanément dans toute l'éprouvette. Cela entraîne une diminution de la pression simultanément à tous les points de mesure. En effet, les courbes de pression semblent évoluer de la même façon d'un point à un autre pour le béton ordinaire. Cependant, ce phénomène ne se produit pas dans le béton B2 à faible rapport E/C. Par ailleurs, une pression maximale voisine de 19 bars a été

mesurée dans le béton B2 tandis que la pression maximale mesurée dans le béton B1 a été de 9 bars.

Perte de masse

L'évolution de la perte de masse se déroule en trois domaines en fonction de la température de surface : une légère perte de masse (10-15% environ) est observée jusqu'à la température de surface de 130°C, puis une accélération de perte de masse a lieu jusqu'à 300°C. Le béton perd 7.6% de sa masse pour le béton B1 et 4.9% de sa masse pour le béton B2. Cela correspondant presque à la totalité de la masse d'eau non chimiquement liée (7.1% pour le béton B1 et 4.0% pour le béton B2). Après la décomposition de la portlandite qui a lieu à la température interne de 535°C, le béton perd la totalité de son eau initiale (perte d'environ 10.6% pour le béton B1 et 7.8% pour le béton B2).

Température, Pression et Perte de masse

La vaporisation de l'eau libre à une température interne de 100°C ($T_s=130^\circ\text{C}$) marque la première phase d'une forte augmentation de la pression de vapeur dans les pores. L'augmentation de la température conduit à l'accumulation de vapeur et à l'augmentation de la pression. L'augmentation de pression provoque l'échappement de vapeur d'eau vers l'extérieur du béton et contribue à la perte de masse de l'éprouvette. La phase d'augmentation rapide de pression et de perte de masse et celle de montée lente en température interne se produisent simultanément.

Lorsque la température interne atteint 170-200°C ($T_s=240-270^\circ\text{C}$) dans les grandes éprouvettes testées, la microfissuration du béton provoque l'arrêt de l'augmentation de pression de vapeur. On note une pression maximale P_{\max} . La pression baisse ensuite. Ce qui résulte en un ralentissement ou une baisse de la température interne. Ce ralentissement / réduction de température locale a lieu jusqu'à ce que la vapeur d'eau s'échappe. Lors du pic de pression, la différence de température entre la surface et l'intérieur de l'éprouvette atteint une valeur maximale de 80-105°C, pour une température interne de 170- 220°C ($T_s=300^\circ\text{C}$).

Au delà de la température de surface de 300°C, le béton perd la quasi-totalité de son eau initiale non chimiquement liée. L'augmentation de la température interne devient plus rapide. La vitesse de montée en température interne se rapproche de la vitesse de chauffage de surface de l'éprouvette. Bien que le béton continue à libérer l'eau chimiquement liée des C-S-H, la pression de vapeur d'eau diminue jusqu'à une valeur proche de zéro. Le béton est endommagé par des microfissures. Sa perte de masse s'opère lentement et semble se stabiliser après la décomposition de la portlandite à 535°C. Après cette phase, la masse du béton ne varie plus.

**Chapitre IV - ÉTUDE NUMÉRIQUE DES
TRANSFERTS COUPLÉS DE CHALEUR ET DE
MASSE**

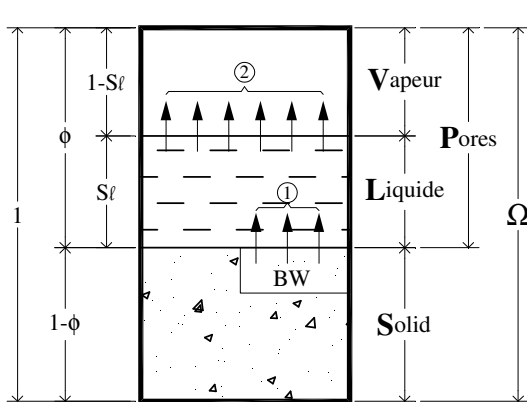
IV.1 Synthèse théorique du modèle

Le but de ce chapitre est d'utiliser les paramètres physiques et thermiques expérimentaux en fonction de la déshydratation pour qualifier les transferts couplés de chaleur et de masse. Cette partie vise à confronter les résultats expérimentaux avec les résultats numériques en utilisant un modèle thermo-hydrique développé au CEA par [Sercombe *et al.* 2001] et complété au L2MGC [De Morais *et al.* 2006].

IV.1.1 Hypothèses du modèle

Les principales hypothèses du modèle utilisé sont les suivantes :

- **Hyp 1.** Le béton est considéré comme un milieu poreux, homogène non saturé et isotrope Ω . Ce milieu poreux est composé de trois phases (figure IV-1) :
 - ❖ La phase solide – désignée par **S**
 - ❖ La phase liquide – désignée par **L**
 - ❖ La phase gazeuse – désignée par **V**



- ① Déshydratation de matériaux en l'eau liquide
- ② Vaporisation de l'eau liquide

figure IV-1 : Répartition volumique des différentes phases du béton

Évaluation des masses pour 1 m³ de béton

$$m_v = \phi(1 - S_\ell)\rho_v$$

$$m_\ell = \phi S_\ell \rho_\ell$$

$$m_s = m_c + m_g + m_{bw} = m_{ds} + m_{bw}$$

$$m_{bw} = d_0 - d$$

- **Hyp 2.** L'évolution du système est très lente. Les accélérations (terme d'ordre 2) seront donc négligées et l'état du milieu poreux sera quasi statique.
- **Hyp 3.** Le phénomène d'hystérésis des courbes de sorption n'est pas pris en compte. Ces courbes sont simplifiées en une droite de pente unitaire :

$$\frac{\partial h_r}{\partial S_\ell} = 1$$

- **Hyp 4.** Les transformations hydriques survenant au sein du béton sont illustrées par deux changements d'état :

- ❖ La transformation de phase de l'eau liée en eau liquide est causée par la déshydratation de la phase solide (variation de d).
- ❖ La transformation de phase de l'eau liquide en vapeur d'eau est causée par la vaporisation de l'eau (variation de S_ℓ).

IV.1.2 Lois de conservation de la masse

IV.1.2.1 Conservation de la masse d'eau liquide

La variation de quantité d'eau liquide en fonction du temps dans le volume Ω est décrite par :

$$\frac{d}{dt} \int_{\Omega} m_\ell \cdot d\Omega = \int_{\Omega} \left(\text{div}(\vec{J}_\ell) + \frac{\partial m_\ell}{\partial t} \right) d\Omega, \text{ avec } \vec{J}_\ell = m_\ell \cdot \vec{V}_\ell \quad \text{Eq. IV-1}$$

La variation de masse de l'eau liquide est liée d'une part à la déshydratation venant de la phase solide $\frac{\partial d}{\partial t}$ et d'autre part à la vaporisation de l'eau liquide $\mu_{\ell \rightarrow v}$.

L'équation bilan de conservation de la masse d'eau liquide est la suivante :

$$\frac{d}{dt} \int_{\Omega} m_\ell \cdot d\Omega = \int_{\Omega} \left(\frac{\partial d}{\partial t} + \mu_{\ell \rightarrow v} \right) \cdot d\Omega \quad \text{Eq. IV-2}$$

Par identification entre les termes des équations Eq. IV-1 et Eq. IV-2, on obtient alors:

$$\text{div}(\vec{J}_\ell) + \frac{\partial m_\ell}{\partial t} = \frac{\partial d}{\partial t} + \mu_{\ell \rightarrow v} \quad \text{Eq. IV-3}$$

IV.1.2.2 Conservation de la masse de vapeur

De la même manière, on obtient l'équation bilan de conservation de la masse de vapeur suivante :

$$\text{div}(\vec{J}_v) + \frac{\partial m_v}{\partial t} = \mu_{v \rightarrow \ell}, \text{ avec } \vec{J}_v = m_v \cdot \vec{V}_v \quad \text{Eq. IV-4}$$

et dans laquelle $\mu_{v \rightarrow \ell}$ désigne la condensation d'une masse de la vapeur d'eau en liquide.

IV.1.2.3 Conservation de la masse d'eau totale

Puisque $\mu_{v \rightarrow \ell} + \mu_{\ell \rightarrow v} = 0$, en sommant les Eq. IV-3 et Eq. IV-4, l'équation de conservation de la masse d'eau totale devient :

$$\operatorname{div}(\vec{J}_\ell + \vec{J}_v) + \frac{\partial m_\ell}{\partial t} + \frac{\partial m_v}{\partial t} = \frac{\partial d}{\partial t} \quad \text{Eq. IV-5}$$

Nous allons développer un à un les termes de l'Eq. IV-5

❖ **Développement du terme $\operatorname{div}(\vec{J}_\ell + \vec{J}_v)$:**

On applique la loi de Darcy pour les flux hydriques traversant le milieu poreux:

$$\text{– Cas d'un liquide : } \vec{J}_\ell = -\rho_\ell \frac{k_\ell \cdot k_{r\ell}}{\eta_\ell} \vec{\nabla}(P_\ell) \quad \text{Eq. IV-6}$$

$$\text{– Cas d'un vapeur : } \vec{J}_v = -\rho_v \frac{k_v \cdot k_{rv}}{\eta_v} \vec{\nabla}(P_v) \quad \text{Eq. IV-7}$$

On obtient :

$$\operatorname{div}(\vec{J}_\ell + \vec{J}_v) = -\nabla \left(\rho_\ell \frac{k_\ell \cdot k_{r\ell}}{\eta_\ell} \vec{\nabla}(P_\ell) + \rho_v \frac{k_v \cdot k_{rv}}{\eta_v} \vec{\nabla}(P_v) \right) \quad \text{Eq. IV-8}$$

En invoquant la loi de Kelvin qui exprime l'équilibre entre la phase liquide et vapeur par égalité de leur potentiel chimique, on décrit une relation entre P_v, P_ℓ et la pression de vapeur saturante P_{vsat} :

$$P_\ell = P_{vsat}(T) + \rho_\ell(T) \frac{RT}{M_v} \ln \left(\frac{P_v}{P_{vsat}(T)} \right) \quad \text{Eq. IV-9}$$

On peut en déduire que :

$$\Rightarrow \frac{\partial P_\ell}{\partial P_v} = \rho_\ell(T) \frac{RT}{M_v \cdot P_v} = \frac{\rho_\ell(T)}{\rho_v(T)} \quad \text{Eq. IV-10}$$

Et

$$\vec{\nabla} P_\ell = \frac{\rho_\ell(T)}{\rho_v(T)} \vec{\nabla} P_v \quad \text{Eq. IV-11}$$

Nota: On considère la phase vapeur comme un gaz parfait d'où $\frac{1}{\rho_v} = \frac{RT}{M_v \cdot P_v}$ selon l'équation de Clapeyron-Mendeleïev (Eq.A. 6).

On en déduit :

$$\operatorname{div}(\vec{J}_\ell + \vec{J}_v) = -\nabla \left[\left(\rho_\ell \frac{k_\ell \cdot k_{r\ell}}{\eta_\ell} \frac{\rho_\ell(T)}{\rho_v(T)} + \rho_v \frac{k_v \cdot k_{rv}}{\eta_v} \right) \vec{\nabla}(P_v) \right] \quad \text{Eq. IV-12}$$

Ou encore :

$$\begin{aligned}
 \operatorname{div}(\vec{J}_\ell + \vec{J}_v) &= -\nabla \left[\left(\rho_\ell \frac{k_\ell \cdot k_{r\ell}}{\eta_\ell} \frac{\rho_\ell(T)}{\rho_v(T)} + \rho_v \frac{k_v \cdot k_{rv}}{\eta_v} \right) P_{vsat} \vec{\nabla}(h_r) \right] \\
 \operatorname{div}(\vec{J}_\ell + \vec{J}_v) &= -\nabla \left[\left(\rho_\ell \frac{k_\ell \cdot k_{r\ell}}{\eta_\ell} \frac{\rho_\ell(T)}{\rho_v(T)} + \rho_v \frac{k_v \cdot k_{rv}}{\eta_v} \right) P_{vsat} \frac{\partial h_r}{\partial S_\ell} \vec{\nabla}(S_\ell) \right] \\
 \operatorname{div}(\vec{J}_\ell + \vec{J}_v) &= -\nabla \left[\left(\rho_\ell \frac{k_\ell \cdot k_{r\ell}}{\eta_\ell} \frac{\rho_\ell(T)}{\rho_v(T)} + \rho_v \frac{k_v \cdot k_{rv}}{\eta_v} \right) P_{vsat} \vec{\nabla}(S_\ell) \right] \quad \text{Eq. IV-13}
 \end{aligned}$$

Cette dernière égalité est valable seulement si l'on considère $\partial h_r / \partial S_\ell$ constant et égal à 1, comme proposé par [Sercombe *et al.* 2001] et selon l'hypothèse 3.

❖ **Développement du terme** $\frac{\partial m_\ell}{\partial t} + \frac{\partial m_v}{\partial t}$

On injecte les masses de liquide et de vapeur présente dans 1 m³ de béton :

$$\begin{aligned}
 \frac{\partial m_\ell}{\partial t} + \frac{\partial m_v}{\partial t} &= \frac{\partial(\phi \cdot S_\ell \cdot \rho_\ell)}{\partial t} + \frac{\partial[\phi \cdot (1 - S_\ell) \rho_v]}{\partial t} \\
 &= \underbrace{\frac{\partial \phi}{\partial t} S_\ell \cdot \rho_\ell}_{(1)} + \underbrace{\frac{\partial \rho_\ell}{\partial t} \phi \cdot S_\ell}_{(2)} + \underbrace{\frac{\partial S_\ell}{\partial t} \phi \cdot \rho_\ell}_{(3)} \\
 &\quad + \underbrace{\frac{\partial \phi}{\partial t} (1 - S_\ell) \cdot \rho_v}_{(4)} + \underbrace{\frac{\partial \rho_v}{\partial t} \phi \cdot (1 - S_\ell)}_{(5)} - \underbrace{\frac{\partial S_\ell}{\partial t} \phi \cdot \rho_v}_{(6)}
 \end{aligned}$$

Selon [Sercombe *et al.* 2001], les termes (1) et (4) sont négligés en faisant l'hypothèse que $\frac{\partial \phi}{\partial t}$ reste faible par rapport aux autres termes. De plus, le terme (5) fait apparaître $\frac{\partial \rho_v}{\partial t}$. Ce dernier sera donc négligé. Les termes (3) et (6) permettent de faire apparaître le terme de capacité hydrique $\phi(\rho_\ell - \rho_v)$. Le terme (2) sera ultérieurement traité. De cette manière, nous en déduisons :

$$\frac{\partial m_\ell}{\partial t} + \frac{\partial m_v}{\partial t} = \phi(\rho_\ell - \rho_v) \frac{\partial S_\ell}{\partial t} + \text{terme (2)} \quad \text{Eq. IV-14}$$

En remplaçant ces termes développés par les équations Eq. IV-13 et Eq. IV-14, l'équation de conservation de la masse (Eq. IV-5) devient :

$$\phi(\rho_\ell - \rho_v) \frac{\partial S_\ell}{\partial t} + \text{terme (2)} = \nabla [D_h(S_\ell, d, T) \vec{\nabla} S_\ell] + \frac{\partial d}{\partial t} \quad \text{Eq. IV-15}$$

avec la conductivité hydrique D_h qui a pour expression :

$$D_h(S_\ell, d, T) = \left[\frac{\rho_\ell(T)}{\eta_\ell(T)} k_{r\ell}(S_\ell) k_\ell(d) \frac{\rho_\ell(T)}{\rho_v(T)} + \frac{\rho_v(T)}{\eta_v(T)} k_{rv}(S_\ell) k_v(d) \right] \cdot P_{vsat} \quad \text{Eq. IV-16}$$

L'Eq. IV-16 diffère un peu de l'équation de la conductivité hydrique proposée par [Sercombe *et al.* 2001].

IV.1.3 Loi de conservation de l'énergie

En considérant un milieu poreux constitué d'une phase solide indéformable, d'une phase liquide et d'une phase vapeur, l'équation bilan de l'entropie décrit l'équilibre thermodynamique global de la manière suivante :

$$T \frac{dS}{dt} + \int_{\Omega} \text{div}(\vec{q}) \cdot d\Omega = 0 \quad \text{Eq. IV-17}$$

Dans cette équation, S est l'entropie interne totale et q le flux de chaleur avec :

$$S = \int_{\Omega} (S_s + m_{\ell} \cdot s_{\ell} + m_v \cdot s_v) d\Omega \quad \text{et} \quad \vec{q} = -\lambda \cdot \text{grad} T \quad (\text{Loi de Fourier})$$

$$\frac{dS}{dt} = \frac{d}{dt} \left(\int_{\Omega} (S_s + m_{\ell} \cdot s_{\ell} + m_v \cdot s_v) d\Omega \right) \quad \text{Eq. IV-18}$$

❖ **Phase solide indéformable:**

$$\frac{d}{dt} \left(\int_{\Omega} S_s d\Omega \right) = \int_{\Omega} \frac{\partial S_s}{\partial t} d\Omega \quad \text{Eq. IV-19}$$

❖ **Phase liquide:** on développe à l'aide de l'équation Eq. IV-1 :

$$\frac{d}{dt} \left(\int_{\Omega} m_{\ell} \cdot s_{\ell} d\Omega \right) = \int_{\Omega} \text{div}(\vec{J}_{\ell} \cdot s_{\ell}) d\Omega + \int_{\Omega} \frac{\partial (m_{\ell} \cdot s_{\ell})}{\partial t} d\Omega \quad \text{Eq. IV-20}$$

❖ **Phase vapeur:** de la même manière que pour la phase liquide :

$$\frac{d}{dt} \left(\int_{\Omega} m_v \cdot s_v d\Omega \right) = \int_{\Omega} \text{div}(\vec{J}_v \cdot s_v) d\Omega + \int_{\Omega} \frac{\partial (m_v \cdot s_v)}{\partial t} d\Omega \quad \text{Eq. IV-21}$$

A l'aide des équations Eq. IV-19, Eq. IV-20 et Eq. IV-21, l'équation Eq. IV-17 devient :

$$T \left[\frac{\partial S_s}{\partial t} + \text{div}(\vec{J}_{\ell} \cdot s_{\ell} + \vec{J}_v \cdot s_v) + \frac{\partial (m_{\ell} \cdot s_{\ell})}{\partial t} + \frac{\partial (m_v \cdot s_v)}{\partial t} \right] = -\text{div}(\vec{q}) \quad \text{Eq. IV-22}$$

Nous allons successivement développer chaque terme de cette égalité.

❖ **Terme** $\frac{\partial S_s}{\partial t} = \frac{\partial S_{ds}}{\partial t} + \frac{\partial S_{bw}}{\partial t}$

- Pour le squelette solide indéformable du béton sec (granulat et ciment), l'entropie spécifique du béton sec est la suivante :

$$s_{ds} = C_{ds} \cdot \ln \frac{T}{T_0}. \text{ Alors, } \partial s_{ds} = C_{ds} \cdot \frac{\partial T}{T}$$

$$\partial S_{ds} = m_{ds} \cdot \partial s_{ds} = m_{ds} \cdot C_{ds} \frac{\partial T}{T}$$

$$\text{Ainsi : } \frac{\partial S_{ds}}{\partial t} = \frac{m_{ds} \cdot C_{ds}}{T} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{Eq. IV-23}$$

– L'entropie spécifique de l'eau liée est la suivante :

$$s_{bw} = C_{bw} \cdot \ln \frac{T}{T_0}.$$

Or, l'entropie totale a pour la quantité d'eau liée $(d_0 - d)$ donc par conséquence : $S_{bw} = (d_0 - d) \cdot s_{bw}$. Dans cette équation, d_0 et d sont la masse d'eau liée initiale et après la déshydratation. La variation d'entropie de l'eau liée devient :

$$\partial S_{bw} = \partial((d_0 - d) \cdot s_{bw}) = -\partial(d) \cdot s_{bw} + (d_0 - d) \cdot \partial s_{bw}$$

$$\text{Ainsi : } \frac{\partial S_{bw}}{\partial t} = -\frac{\partial(d)}{\partial t} \cdot s_{bw} + \frac{(d_0 - d) \cdot C_{bw}}{T} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{Eq. IV-24}$$

❖ **Terme** $\frac{\partial(m_\ell \cdot s_\ell)}{\partial t} = m_\ell \frac{\partial s_\ell}{\partial t} + s_\ell \frac{\partial m_\ell}{\partial t}$

L'entropie spécifique de l'eau liquide est égale à $s_\ell = C_\ell \ln \frac{T}{T_0} - R \ln \frac{P_\ell}{P_0}$,

ou $\partial s_\ell = C_\ell \frac{\partial T}{T} - R \frac{\partial P_\ell}{P_\ell}$.

Ainsi :

$$\frac{\partial(m_\ell \cdot s_\ell)}{\partial t} = m_\ell \left[\frac{C_\ell}{T} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} - \frac{R}{P_\ell} \cdot \frac{\partial P_\ell}{\partial t} \right] + s_\ell \cdot \frac{\partial m_\ell}{\partial t} \quad \text{Eq. IV-25}$$

❖ **Terme** $\frac{\partial(m_v \cdot s_v)}{\partial t}$. De la même manière que pour l'Eq. IV-25, on déduit :

$$\frac{\partial(m_v \cdot s_v)}{\partial t} = m_v \left[C_v \frac{1}{T} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} - \frac{R}{P_v} \cdot \frac{\partial P_v}{\partial t} \right] + s_v \cdot \frac{\partial m_v}{\partial t} \quad \text{Eq. IV-26}$$

Les termes de variation de pressions dans les Eq. IV-25 et Eq. IV-26 seront négligés.

❖ **Terme** $div(\vec{J}_\ell \cdot s_\ell + \vec{J}_v \cdot s_v)$

$$div(\vec{J}_\ell \cdot s_\ell + \vec{J}_v \cdot s_v) = div(\vec{J}_\ell) \cdot s_\ell + div(\vec{J}_v) \cdot s_v + \vec{J}_\ell \cdot \overrightarrow{grad} s_\ell + \vec{J}_v \cdot \overrightarrow{grad} s_v$$

$$\text{avec : } \overrightarrow{grad} s_\ell^e = \frac{C_\ell}{T} \overrightarrow{grad} T - \frac{R}{P_\ell} \overrightarrow{grad} P_\ell \text{ et } \overrightarrow{grad} s_v = \frac{C_v}{T} \overrightarrow{grad} T - \frac{R}{P_v} \overrightarrow{grad} P_v$$

Selon l'hypothèse 4, les termes en gradient sont négligés, d'où :

$$div(\vec{J}_\ell \cdot s_\ell + \vec{J}_v \cdot s_v) = div(\vec{J}_\ell) \cdot s_\ell + div(\vec{J}_v) \cdot s_v \quad \text{Eq. IV-27}$$

En incorporant l'Eq. IV-23, l'Eq. IV-24, l'Eq. IV-25, l'Eq. IV-26 et l'Eq. IV-27, l'Eq. IV-22 devient :

$$\frac{[m_{ds}C_{ds} + m_\ell C_\ell + (d_0 - d)C_{bw}]}{T} \frac{\partial T}{\partial t} - \frac{\partial(d)}{\partial t} s_{bw} + \left[\frac{\partial m_\ell}{\partial t} + div(\vec{J}_\ell) \right] s_\ell + \left[\frac{\partial m_v}{\partial t} + div(\vec{J}_v) \right] s_v = -\frac{\nabla(\bar{q})}{T}$$

D'après l'Eq. IV-3 et l'Eq. IV-4, on obtient:

$$div(\vec{J}_\ell) + \frac{\partial m_\ell}{\partial t} = \frac{\partial d}{\partial t} + \mu_{\ell \rightarrow v} ; \quad div(\vec{J}_v) + \frac{\partial m_v}{\partial t} = \mu_{v \rightarrow \ell}$$

Ainsi :

$$\frac{[m_{ds}C_{ds} + m_\ell C_\ell + (d_0 - d)C_{bw}]}{T} \frac{\partial T}{\partial t} - \frac{\partial(d)}{\partial t} s_{bw} + \left[\frac{\partial d}{\partial t} + \mu_{\ell \rightarrow v} \right] s_\ell + \mu_{v \rightarrow \ell} s_v = -\frac{\nabla(\bar{q})}{T}$$

$$\frac{[m_{ds}C_{ds} + m_\ell C_\ell + (d_0 - d)C_{bw}]}{T} \frac{\partial T}{\partial t} + \frac{\partial(d)}{\partial t} [s_\ell - s_{bw}] + [s_\ell - s_v] \mu_{\ell \rightarrow v} = -\frac{\nabla(\bar{q})}{T}$$

$$[m_{ds}C_{ds} + m_\ell C_\ell + (d_0 - d)C_{bw}] \frac{\partial T}{\partial t} = -\nabla(\bar{q}) - T[s_\ell - s_v] \mu_{\ell \rightarrow v} - T[s_\ell - s_{bw}] \frac{\partial d}{\partial t}$$

Dans laquelle:

- la chaleur latente de vaporisation est : $L_{\ell \rightarrow v} = T[s_\ell - s_v]$
- la chaleur latente de déshydratation est : $L_{s \rightarrow l} = T[s_\ell - s_{bw}]$

Ainsi, on obtient l'équation de conservation de la chaleur :

$$[m_{ds}C_{ds} + m_\ell C_\ell + (d_0 - d)C_{bw}] \frac{\partial T}{\partial t} = -\nabla(\bar{q}) - L_{\ell \rightarrow v} \cdot \mu_{\ell \rightarrow v} - L_{s \rightarrow l} \frac{\partial d}{\partial t} \quad \text{Eq. IV-28}$$

On conclut par l'obtention d'une équation sur la température :

$$c(S_\ell, d) \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla[\lambda(S_\ell, d, T) \nabla T] - L_{\ell \rightarrow v}(T) \mu_{\ell \rightarrow v} - L_{S \rightarrow \ell} \frac{\partial d}{\partial t} \quad \text{Eq. IV-29}$$

avec :

- $c(S_\ell, d)$ est la capacité calorifique du béton qui s'écrit :

$$c(S_\ell, d) = m_{ds} C_{ds} + \phi \rho_\ell(T) S_\ell C_\ell + (d_0 - d) C_{bw} \quad \text{Eq. IV-30}$$

- $\lambda(S_\ell, d, T)$ est la conductivité thermique du béton.

Les transferts couplés de chaleur et de masse dans le béton sont gouvernés par le système d'Eq. IV-15 et Eq. IV-29 .

IV.1.4 Présentation des paramètres de la modélisation

Les paramètres qui interviennent dans les Eq. IV-15 et Eq. IV-29 sont associés aux fluides dépendants de la température et aux propriétés du matériau dépendantes de la saturation en eau liquide et de la quantité d'eau déshydratée.

IV.1.4.1 Paramètres relatifs aux fluides

Dans le terme de conductivité, nous avons besoin d'exprimer les caractéristiques physiques de l'eau et de la vapeur ainsi que les termes de perméabilités :

tableau IV-1 : Masses volumiques, viscosités et perméabilités en fonction de la température (T en °C) et de la déshydratation (d en kg)

$\rho_\ell = 314.4 + 685.6 \left[1 - \left(\frac{T}{374.14} \right)^{0.55} \right]^{0.55}$	$k_\ell(d) = k_{\ell 0} e^{\alpha d} \quad \text{où } k_{\ell 0} = 1 \times 10^{-4} \cdot k_{v0}$ <p style="text-align: center;">[Sercombe <i>et al.</i> 2001]</p>
$\rho_v = \frac{P_{vsat} M_v}{R(T + 237.15)} \quad \text{où } \begin{cases} R = 8.314 (\text{J/mol/K}) \\ M_v = 0.018 (\text{kg/mol}) \end{cases}$	$k_v(d) = k_{v0} e^{\alpha d}$ <p style="text-align: center;">[Sercombe <i>et al.</i> 2001]</p>
$\eta_\ell = 2.414 \times 10^{-5} \times e^{\frac{570.58058}{T+133.15}}, [\text{Pezzani, 1992}]^{\text{ii}}$	$k_{r\ell}(S_\ell) = \sqrt{S_\ell} \times \left[1 - \left(1 - S_\ell^{1/m} \right)^m \right]^2$ <p style="text-align: center;">avec $(0 < m < 1)$ [Van Genuchten <i>et al.</i> 1985].</p>
$\eta_v = 3.85 \times 10^{-8} \times T + 10^{-5}, [\text{Pezzani, 1992}]^{\text{iii}}$	$k_{rv}(S_l) = (1 - S_\ell)^\psi \times (1 - S_\ell^{1/m})^{2m}$ <p style="text-align: center;">[Van Genuchten 1980]</p>

En ce qui concerne les termes de perméabilité relative, ψ et m sont les paramètres déterminés expérimentalement et varient selon les auteurs :

ⁱⁱ Cité par [Kanema 2007]

ⁱⁱⁱ Cité par [Kanema 2007]

Paramètre	[Liu 2011] ^{iv}	[Monlouis-Bonnaire <i>et al.</i> 2004]	[Kameche <i>et al.</i> 2012]
ψ	1.9	5.5	[2.5 ; 4.5]
m	0.315	0.56	0.5

Nous proposons $\psi = 3.0$ et $m = 0.5$ pour nos calculs.

Pour ce qui est des perméabilités intrinsèques, nous déterminerons α et $k_{v,0}$ expérimentalement (présentée dans la partie IV.1.4.3.2).

Nous aurons besoin aussi d'une approximation de la pression de vapeur saturante :

$$P_{vsat} = P_0 \cdot \exp \left[\frac{40500}{R} \left(\frac{T - 100}{373.15 \cdot (T + 273.15)} \right) \right] \text{ avec } \begin{cases} R = 8.314 (\text{J/mol/K}) \\ P_0 = 101325 (\text{Pa}) \\ T \text{ en } (^\circ\text{C}) \end{cases} \quad \text{Eq. IV-31}$$

et d'une relation liant la porosité, la déshydratation et la température proposée par [Feraille-Fresnet 2000]:

$$\phi(d) = \phi_0 + \xi \times d \text{ et } d = d(T)$$

Le paramètre ξ et la fonction $d(T)$ seront déterminés expérimentalement (cf. la partie IV.1.4.3.3).

IV.1.4.2 Paramètres relatifs aux propriétés thermiques

Dans les équations Eq. IV-29 et Eq. IV-30 qui régissent la répartition et l'évolution de la température, nous avons besoin des différentes caractéristiques thermiques du béton :

$m_{ds} \cdot C_{ds} = C_c \cdot m_c + C_g \cdot m_g$	$C_c = 750$
$m_c ; m_g$ conforme à la formulation du béton	$C_g = 800$
$L_{S \rightarrow l} = 2500 \times 10^3$	$C_l = 4184$
$L_{l \rightarrow v} = \frac{2450.2502 - 6.433949 \times T}{1 - 0.0019057413 \times T - 7.0023846 \times 10^{-7} \times T^2} \times 10^3$	$C_{bw} = 3760$

La conductivité thermique λ est déterminée expérimentalement (présentée dans la partie IV.1.4.3.4).

IV.1.4.3 Paramètres déterminés expérimentalement

IV.1.4.3.1 Courbe de déshydratation

Comme cela a été présenté dans le chapitre de synthèse bibliographique, de nombreuses caractéristiques du béton dépendent de l'évolution de la

^{iv} Genuchten et Mualem , rapporté par [Liu 2011].

déshydratation du matériau. Ainsi, la détermination de la quantité d'eau liée restante en fonction de la température est nécessaire.

D'après les résultats expérimentaux (dans la partie III.1.2), on peut déterminer la quantité d'eau déliée (déshydratation de la phase solide) en fonction de la température pour un volume unitaire des bétons B1 et B2. Les résultats sont présentés dans le tableau IV-2 .

tableau IV-2 : Quantité d'eau déliée en fonction de la température

Quantité d'eau déliée (kg/m ³)	Température (°C)				
	80	150	300	450	600
Béton ordinaire B1	0.0	15.0	35.4	51.0	84.4
Béton à hautes performances B2	0.0	14.6	38.1	49.7	77.4

Ainsi, la cinétique de déshydratation est calculée par le rapport de la différence de la quantité d'eau déliée sur la variation de température $\Delta d / \Delta T$ (kg/°C/m³), et présentée dans le tableau IV-3.

tableau IV-3 : Cinétique de déshydratation en fonction de la température

Cinétique de déshydratation (kg/°C/m ³)	Température (°C)				
	<80	80-150	150-300	300- 450	450- 600
Béton ordinaire B1	0.0	0.21	0.14	0.10	0.22
Béton à hautes performances B2	0.0	0.21	0.16	0.08	0.18

Sur la base des données du tableau IV-2, on propose une relation entre la quantité d'eau déliée et la température, en considérant que la déshydratation débute à la température 80°C. Nous optons pour une interpolation polynomiale (figure IV-2).

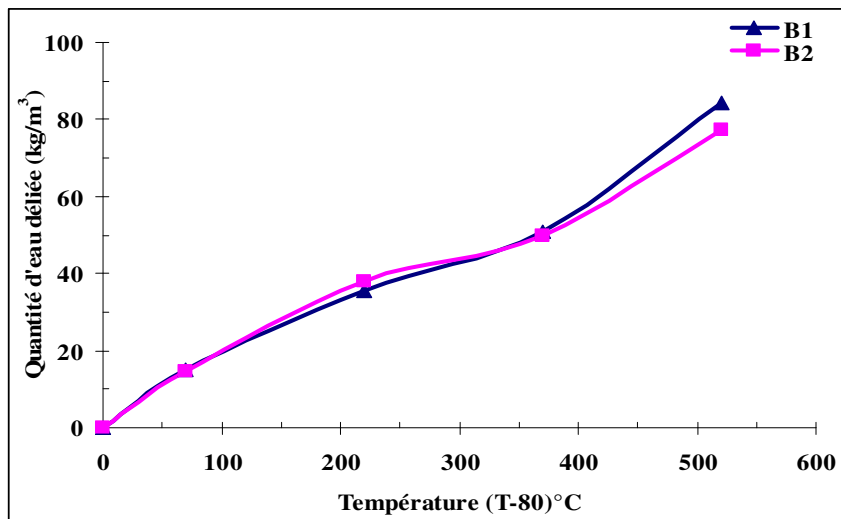


figure IV-2 : Courbe expérimentale de l'évolution de la déshydratation en fonction de la température des bétons B1 et B2

Le choix d'interpoler et non d'approximer afin d'obtenir une relation $d(T)$ à pour conséquence de prendre en compte la déshydratation de l'eau liée, mais aussi la décomposition de la portlandite qui s'opère à partir de 450°C. En effet, la forme de la courbe $d(T)$ présente un « ralentissement » autour de 300°C puis une « accélération » pour les températures supérieures à 450°C. On modélise cette décomposition de la portlandite comme une perte de masse de la phase solide supplémentaire, ce qui a pour conséquence d'augmenter la porosité et d'augmenter le terme « source » de l'équation de la température (Eq. IV-29).

IV.1.4.3.2 Perméabilité intrinsèque au gaz

Nous rappelons que toutes les éprouvettes sont séchées dans une étuve à 80°C pendant 28 jours. La durée de séchage est choisie suffisamment longue afin d'évacuer totalement l'eau libre dans le béton. Par conséquent, les propriétés physiques du béton sont gouvernées par la décomposition des hydrates comme présenté dans la partie III.1.3.

Ainsi, la perméabilité intrinsèque au gaz évolue en fonction de la décomposition des hydrates du béton. Cette évolution de la perméabilité intrinsèque en fonction de la déshydratation du béton prend une forme exponentielle.

L'équation expérimentale de la perméabilité intrinsèque au gaz en fonction de l'eau déliée est décrite sous la forme d'une équation exponentielle :

$$k_v = k_{v0} e^{\alpha d} \quad \text{Eq. IV-32}$$

dans laquelle :

- k_{v0} est la perméabilité intrinsèque inconnue à 80°C.
- α est le coefficient exponentiel inconnu.
- d est la déshydratation du béton donnée le tableau IV-2.

Les paramètres k_{v0} et α déterminés à partir des données expérimentales sont présentés dans le tableau IV-4 et le tableau IV-5. Les courbes expérimentales sont illustrées sur la figure IV-3.

tableau IV-4 : Paramètres α et k_{v0} dans l'Eq. IV-32 pour le béton ordinaire B1

(T-80)	d	k_v	$\ln(k_v)$	α	$\ln(k_{v0})$	k_{v0}
0	0.000	4.517E-16	-35.334	0.064	-35.294	4.697E-16
70	14.982	1.302E-15	-34.275			
220	35.439	4.336E-15	-33.072			

tableau IV-5 : Paramètres α et k_{v0} dans l'Eq. IV-32 pour le béton à hautes performances B2

(T-80)	d	k_v	$\ln(k_v)$	α	$\ln(k_{v0})$	k_{v0}
0	0.000	7.440E-17	-37.137	0.087	-37.129	7.503E-17
70	14.611	2.697E-16	-35.849			
220	38.107	2.026E-15	-33.833			

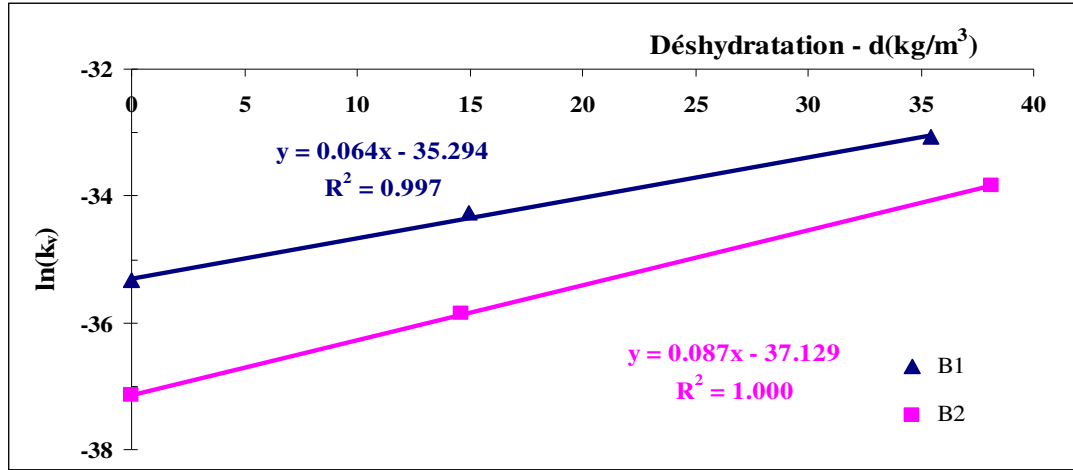


figure IV-3 : Courbe expérimentale de l'évolution de la perméabilité intrinsèque en fonction de la déshydratation des bétons B1 et B2

Ainsi, l'équation expérimentale de la perméabilité intrinsèque au gaz est la suivante:

- Pour le béton ordinaire B1 :

$$k_v = 4.697 \times 10^{-16} \times e^{0.064 \times d} \quad \text{Eq. IV-33}$$

- Pour le béton à hautes performances B2 :

$$k_v = 7.503 \times 10^{-17} \times e^{0.087 \times d} \quad \text{Eq. IV-34}$$

IV.1.4.3.3 Porosité en fonction de la déshydratation

Sur la base des données mesurées dans la partie III.1.1, la porosité à l'eau en fonction de la température est déterminée et présentée dans le tableau IV-6.

tableau IV-6 : Porosité en fonction de la température des bétons B1 et B2

Béton		Température (°C)			
		80	150	300	450
B1	Porosité ϕ	0.161	0.173	0.203	0.223
	Écart-type	0.004	0.002	0.004	0.004
B2	Porosité ϕ	0.097	0.109	0.137	0.160
	Écart-type	0.002	0.002	0.006	0.002

Comme la perméabilité, la porosité des bétons étudiés évolue en fonction de la déshydratation. L'augmentation de la porosité est due à la croissance du volume des pores créés par la déshydratation de la matrice cimentaire. Cette évolution est décrite par l'équation suivante [Feraille-Fresnet 2000]:

$$\phi(d) = \phi_0 + \frac{d}{\rho_{hyd}} \quad \text{Eq. IV-35}$$

ρ_{hyd} , densité de l'eau liée.

L'Eq. IV-35 est utilisée dans le modèle original. Sur la base de cette équation, nous proposons une relation tirée des résultats expérimentaux présentés sur la figure IV-4 et dans le tableau IV-6. La porosité est exprimée en fonction de la déshydratation présentée dans le tableau IV-2, par les équations suivantes :

- Pour le béton ordinaire B1 :

$$\phi(d) = \phi_0 + \frac{d}{\rho_{hyd}^*} = 0.158 + 0.00125 \times d \quad \text{Eq. IV-36}$$

- Pour le béton à hautes performances B2:

$$\phi(d) = \phi_0 + \frac{d}{\rho_{hyd}^*} = 0.094 + 0.00125 \times d \quad \text{Eq. IV-37}$$

Avec ϕ_0 la porosité initiale à 80°C, $\frac{1}{\rho_{hyd}^*} = 0.00125$; ou $\rho_{hyd}^* = 800 \text{ [kg / m}^3\text{]}$.

En ce qui concerne l'Eq. IV-35, du point de vue physique, ρ_{hyd}^* peut s'appeler « densité de l'eau liée ». L'accroissement des pores est créé par le départ de l'eau déliée. ρ_{hyd}^* est comparable avec la masse volumique de l'eau liée par [Brouwers 2004, Feraille-Fresnet 2000].

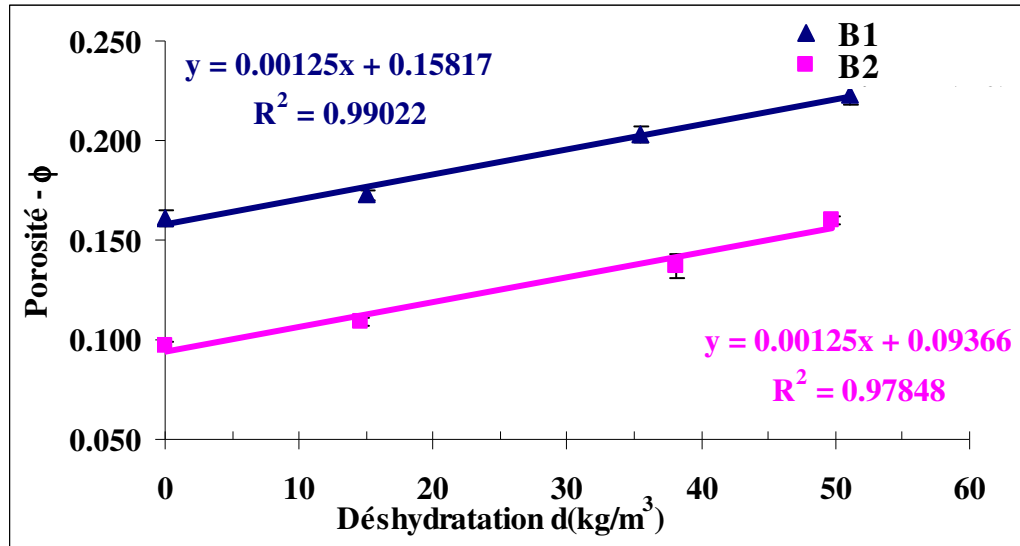


figure IV-4 : Équation expérimentale de l'évolution de la porosité en fonction de la déshydratation des bétons B1 et B2

IV.1.4.3.4 Conductivité thermique

Comme dans l'EUROCODE 2, nous avons établi l'équation de la conductivité thermique des bétons en fonction de la température en utilisant un polynôme de degré 2. Le polynôme que nous proposons est construit à partir des données expérimentales du tableau III-4 et est le suivant :

- Pour le béton ordinaire B1 :

$$\lambda = -7 \times 10^{-2} \times \left(\frac{T}{100}\right)^2 + 0.11 \times \left(\frac{T}{100}\right) + 1.940 \quad \text{Eq. IV-38}$$

- Pour le béton à hautes performances B2:

$$\lambda = -8 \times 10^{-2} \times \left(\frac{T}{100}\right)^2 + 0.11 \times \left(\frac{T}{100}\right) + 2.206 \quad \text{Eq. IV-39}$$

Les courbes expérimentales sont présentées sur la figure IV-5.

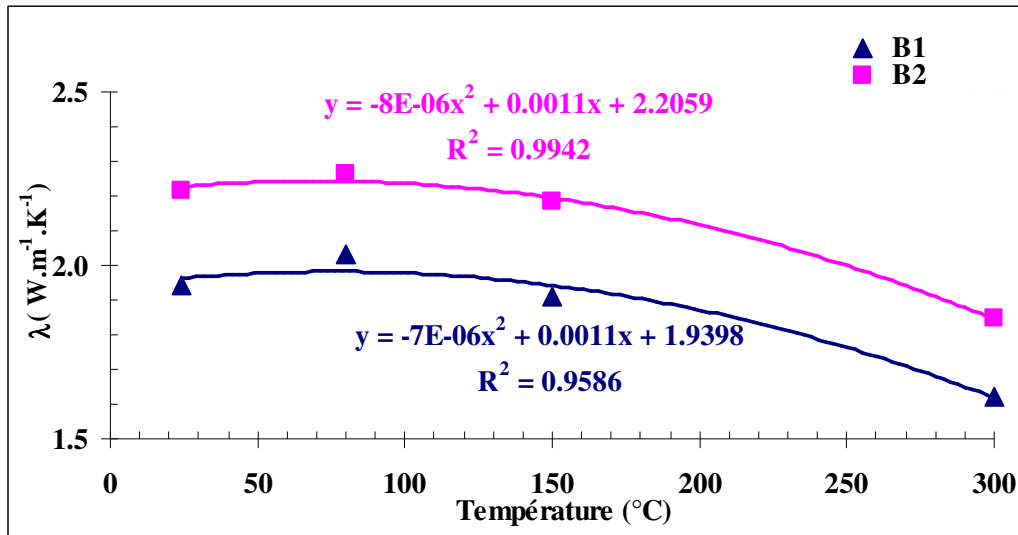


figure IV-5 : Courbe expérimentale de la conductivité thermique en fonction de la température des bétons B1 et B2

Malgré l'absence de valeurs expérimentales de la conductivité thermique des bétons étudiés à des températures supérieures à 300°C, nous proposons d'utiliser dans la modélisation les Eq. IV-38 et Eq. IV-39 dans un domaine de température entre 20 et 500°C. Au-delà de la température de 500 °C, nous considérons la conductivité thermique constante à la valeur 0.7 (W.m⁻¹.K⁻¹), proche de la valeur expérimentale de 1.0 (W.m⁻¹.K⁻¹) mesurée par [Mindeguia 2009].

IV.2 Présentation de la mise en œuvre du calcul numérique

IV.2.1 Modélisation numérique 2D

Grâce aux propriétés d'axisymétrie d'une éprouvette cylindrique de 60 cm de hauteur et d'un diamètre de 60 cm, nous pouvons nous limiter à modéliser seulement un quart de l'éprouvette en 2D.

La géométrie devient un carré de 30 cm de côté. Ce carré est divisé en éléments finis de quadrangle à 8 nœuds (qua8) (figure IV-6).

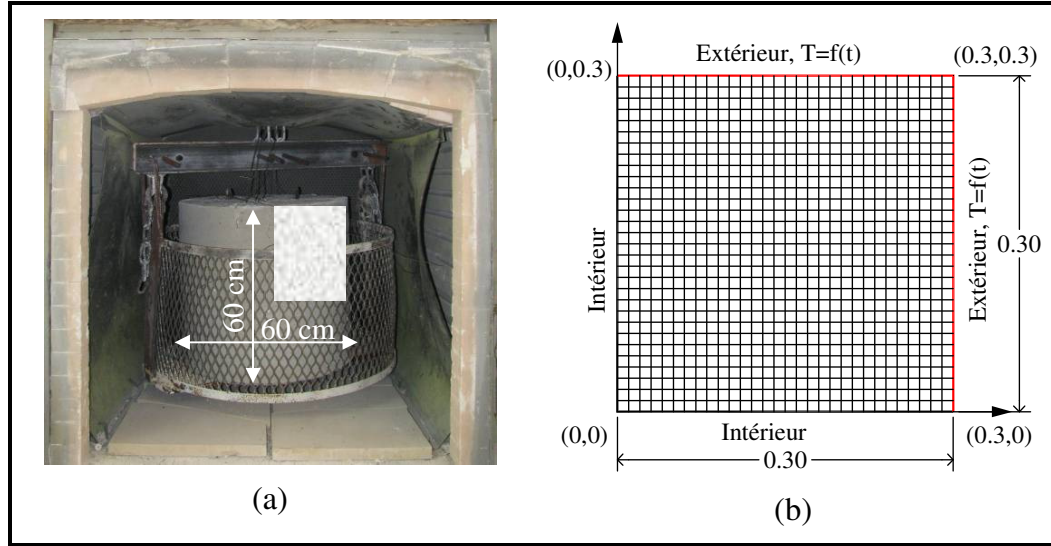


figure IV-6 : Modélisation réelle -3D (a) ; Modélisation numérique -2D (b)

Les conditions aux limites sont les suivantes :

- La température initiale pour toute la surface du maillage est la température de l'éprouvette au début du chauffage.
- La saturation initiale pour les surfaces extérieures et intérieures est respectivement de 40% et 95%.
- Pour des raisons de symétrie, il n'y a pas de flux (chaleur et masse) à l'intérieur.
- Les surfaces extérieures subissent un chargement thermique avec une phase de chauffage à la vitesse de 0.1°C/min jusqu'à 600°C, ensuite une phase de maintien de cette température constante d'une durée de 24 heures. On choisit d'imposer une pression de vapeur constante sur les surfaces extérieures.

IV.2.2 Discrétisation des équations

IV.2.2.1 Résolution du système d'équations

Les équations différentielles Eq. IV-15 et Eq. IV-29 forment un système à deux équations à deux inconnues (température T et saturation en eau liquide S_ℓ) décrivant les transferts couplés de chaleur et d'humidité dans le béton :

$$\phi(\rho_\ell - \rho_v) \frac{\partial S_\ell}{\partial t} + \text{terme (2)} = \nabla [D_h(S_\ell, d, T) \vec{\nabla} S_\ell] + \frac{\partial d}{\partial t}, \text{ avec } \text{terme (2)} = \frac{\partial \rho_\ell}{\partial t} \phi \cdot S_\ell$$

$$c(S_\ell, d) \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla [\lambda(S_\ell, d, T) \nabla T] - L_{\ell \rightarrow v}(T) \mu_{\ell \rightarrow v} - L_{S \rightarrow \ell} \frac{\partial d}{\partial t}$$

Après discrétisation en temps ($t_i = i\Delta t$, $\Delta T = 25$ minutes, c'est-à-dire 2.5°C sur la surface de l'éprouvette), le terme (2) est réécrit de la manière suivante :

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho_\ell}{\partial t} \phi \cdot S_\ell &= \frac{(\rho_\ell)_{i+1} - (\rho_\ell)_i}{\Delta t} \phi \cdot (S_\ell)_{i+1} \\ &= \frac{(\rho_\ell)_{i+1} - (\rho_\ell)_i}{\Delta t} \phi \cdot (S_\ell)_{i+1} - \frac{(\rho_\ell)_{i+1} - (\rho_\ell)_i}{\Delta t} \phi \cdot (S_\ell)_i + \frac{(\rho_\ell)_{i+1} - (\rho_\ell)_i}{\Delta t} \phi \cdot (S_\ell)_i \\ &= \underbrace{[(\rho_\ell)_{i+1} - (\rho_\ell)_i] \cdot \phi \cdot \frac{(S_\ell)_{i+1} - (S_\ell)_i}{\Delta t}}_{(2.1)} + \underbrace{[(\rho_\ell)_{i+1} - (\rho_\ell)_i] \cdot \phi \cdot \frac{(S_\ell)_i}{\Delta t}}_{(2.2)} \end{aligned}$$

Avec :

- Le terme (2.1) est intégré dans le terme « capacité hydrique » $\phi(\rho_\ell - \rho_v) \frac{\partial S_\ell}{\partial t}$.
- Le terme (2.2) est intégré dans le terme « source hydrique » $\frac{\partial d}{\partial t}$.

Ce système a été implémenté dans le code de calcul par éléments finis CASTEM via l'utilisation d'un algorithme semi-implicite : les équations sont traitées indépendamment les unes des autres et résolues de manière totalement implicite par algorithme d'Euler, les termes de couplage sont par contre introduits de manière explicite.

Après avoir obtenu S_ℓ et T en fonction du temps, la pression de vapeur est calculée grâce à l'hypothèse (3) suivante :

$$P_v = S_\ell \cdot P_{vsat}(T)$$

La perte de masse est déterminée en faisant l'intégration sur le volume entier de l'éprouvette de la grandeur Δm :

$$\Delta m = (\phi_0 \cdot S_{\ell 0} \cdot \rho_{\ell 0} - \phi \cdot S_\ell \cdot \rho_\ell) \cdot d \quad \text{Eq. IV-40}$$

IV.2.2.2 Analyse critique

Rappelons les deux équations qui nous permettent de déterminer la masse volumique de l'eau liquide et de la vapeur d'eau :

$$\rho_\ell = 314.4 + 685.6 \left[1 - \left(\frac{T}{374.14} \right)^{0.55} \right]^{0.55} \quad \text{et} \quad \rho_v = \frac{P_{vsat} M_v}{R(T + 237.15)}$$

Ainsi que la loi de Kelvin (l'Eq. IV-9) qui n'est valide que jusqu'à 374°C (température du point critique de l'eau).

Cependant, nous pouvons extrapoler le système d'équation jusqu'à des températures plus importantes et ce pour plusieurs raisons :

- L'équation en température est définie jusqu'à une température de 600°C : capacité thermique, conductivité thermique et courbe de déshydratation valide jusqu'à 600°C.
- L'équation de saturation est définie jusqu'à 374°C. Ensuite, la saturation devient nulle et conduit à une pression de vapeur nulle, ce qui est en accord avec les résultats expérimentaux.
- L'équation de calcul de la perte de masse (Eq. IV-40) est décrite par deux contributions:
 - i). La première qui est définie jusqu'à 374°C et nulle ensuite (terme $\phi \cdot S_\ell \cdot \rho_\ell$).
 - ii). La seconde prend en compte la masse déliée jusqu'à 600°C.

Pour toutes ces raisons, le modèle peut être utilisé dans l'analyse du transfert thermo-hydrique jusqu'à 600°C même si son utilisation repose sur une extrapolation audacieuse.

IV.2.2.3 Schéma du programme

Nous présentons l'algorithme de calcul (Annexe A) et le représentons sous forme d'organigramme. Le programme compte trois blocs (Figure A. 2 dans l'Annexe A):

- la définition des données d'entrée ainsi que la géométrie du problème.
- le calcul global des deux inconnues S_ℓ et T ainsi que le calcul de la pression de vapeur et de la perte de masse.
- le post-traitement permettant de tracer les différentes courbes d'intérêt, qui seront comparées aux données expérimentales.

Le second bloc contenant tout le cœur du calcul est défini dans une procédure appelée « THYD ». Le fonctionnement de cette procédure est décrit sur la Figure A. 3 dans l'Annexe A.

IV.2.3 Données d'entrée de la modélisation pour les bétons B1 et B2

En complément des deux équations du système à résoudre, voici les données d'entrée nécessaires au fonctionnement de la modélisation.

tableau IV-7 : Paramètres expérimentaux pour les bétons B1 et B2

Paramètres expérimentaux	Béton B1	Béton B2
Quantité de ciment $m_c (kg / m^3)$	327.5	500.0
Quantité de granulats $m_g (kg / m^3)$	1699.0	1730.0
Quantité d'eau de gâchage $m_e (kg / m^3)$	245.2	174.0
Quantité d'eau liée $d_0 (kg / m^3)$	84.40	77.36
Quantité d'eau déshydratée $d (kg / m^3)$	tableau IV-2	tableau IV-2
Cinétique de déshydratation $\frac{\Delta d}{\Delta T} (kg / m^3 / ^\circ C)$	tableau IV-3	tableau IV-3
Perméabilité initiale intrinsèque au gaz $k_{v0} (m^2)$	4.697×10^{-16}	7.503×10^{-17}
Perméabilité intrinsèque au gaz $k_v (m^2)$	$k_{v0} \times e^{0.064 \times d}$	$k_{v0} \times e^{0.087 \times d}$
Perméabilité initiale à l'eau $k_{\ell 0} (m^2)$	4.697×10^{-20}	7.503×10^{-21}
Perméabilité à l'eau liquide $k_\ell (m^2)$	$k_{\ell 0} \times e^{0.064 \times d}$	$k_{\ell 0} \times e^{0.087 \times d}$
Perméabilité relative au gaz $k_{rv} (m^2)$	$k_{rv}(S_\ell) = (1 - S_\ell)^3 \times (1 - S_\ell^2)$	
Perméabilité relative à l'eau liquide $k_{r\ell} (m^2)$	$k_{r\ell}(S_\ell) = \sqrt{S_\ell} \times (1 - \sqrt{1 - S_\ell^2})^2$	
Porosité $\phi(d)$	$0.158 + 0.00125 \times d$	$0.094 + 0.00125 \times d$
Conductivité thermique du béton $\lambda (W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1})$	Si: $20 \leq T \leq 500$ $-7 \times 10^{-2} \times \left(\frac{T}{100}\right)^2$ $+ 0.11 \times \left(\frac{T}{100}\right) + 1.940$	Si: $20 \leq T \leq 500$ $-8 \times 10^{-2} \times \left(\frac{T}{100}\right)^2$ $+ 0.11 \times \left(\frac{T}{100}\right) + 2.206$
	Si: $500 < T \leq 600$ 0.74	Si: $500 < T \leq 600$ 0.76

IV.3 Comparaison des résultats numériques et expérimentaux

IV.3.1 Comparaison entre les températures numériques et expérimentales

La figure IV-7 présente les évolutions des températures expérimentales et numériques. Elle montre que les courbes de températures numériques ont la même allure que les courbes de températures expérimentales.

Comme pour les courbes de températures expérimentales, il y a deux phases de baisse de température sur les courbes numériques :

- La première phase du modèle numérique pour les deux bétons B1 et B2 apparaît autour de 40 heures de chauffage, un peu plus tôt que celle expérimentale (figure IV-8). Comme indiqué dans la partie III.3.3, ce phénomène est principalement attribué à la consommation de chaleur sous forme latente pour la vaporisation de l'eau libre.
- La seconde phase semble apparaître moins nettement sur les courbes numériques. On observe un ralentissement de la température locale à partir de 450°C (figure IV-9). En ce qui concerne le transfert de masse, un changement de cinétique de déshydratation survient vers 450°C. Cela témoigne d'une relation entre la baisse de la température et la cinétique de déshydratation. Ceci est expliqué par le fait que, du point de vue physique, l'augmentation de la déshydratation du matériau s'accompagne d'un ralentissement de l'augmentation de température (ralentissement lié à la consommation de chaleur sous forme latente). En effet, cette baisse de la température sur les courbes expérimentales se produit à la température de 535°C en raison de la déshydroxylation de la portlandite. Le décalage entre les températures expérimentales et numériques est alors lié à l'absence de données numériques sur la déshydratation dans le domaine de température entre 450 et 600°C.

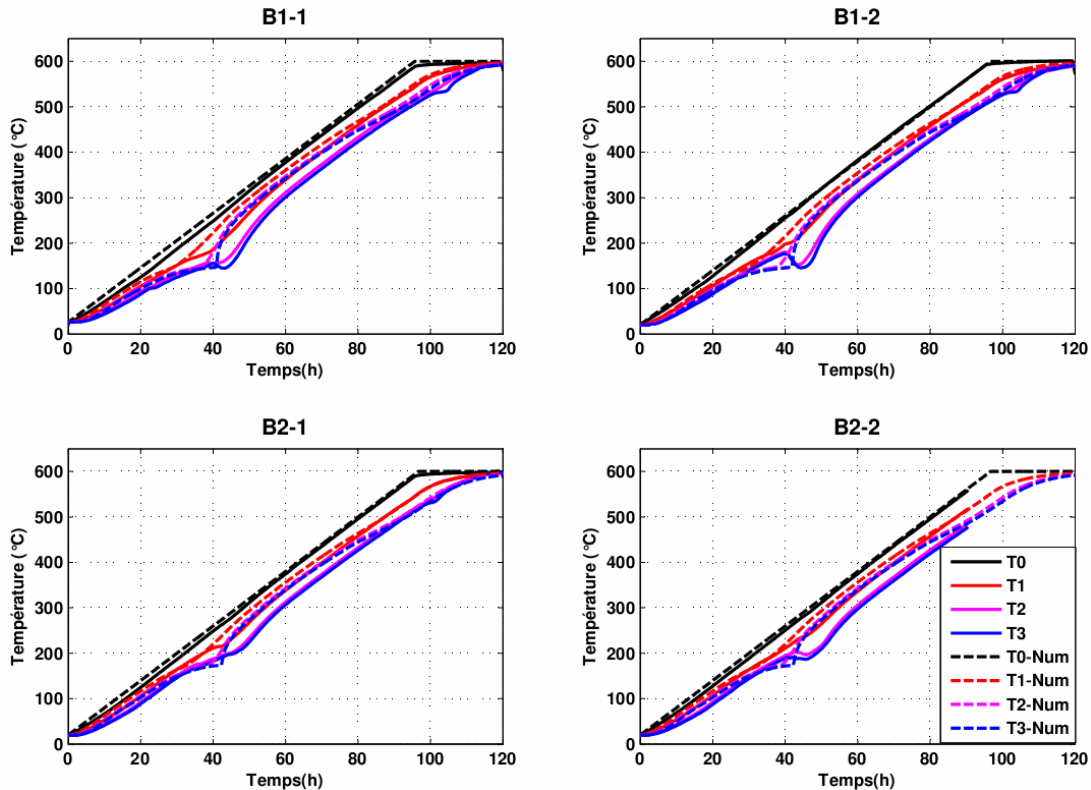


figure IV-7 : Comparaison des températures numériques et expérimentales des bétons B1 et B2

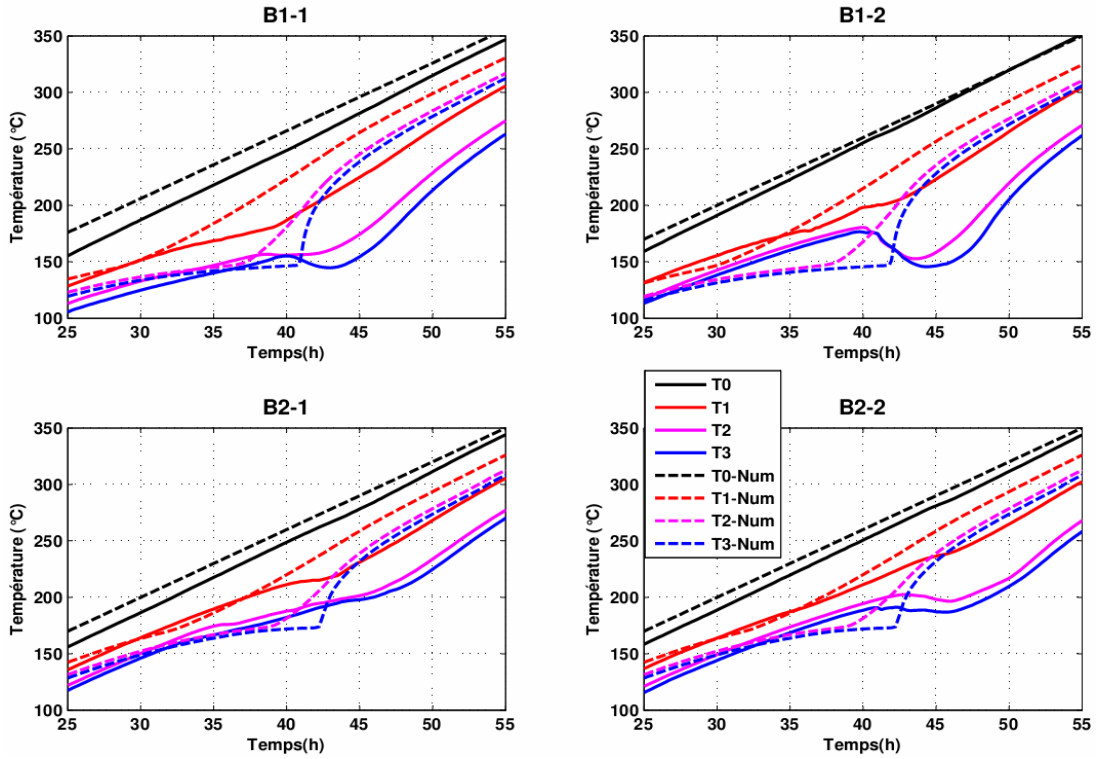


figure IV-8 : Agrandissement du premier palier de température dans les bétons B1 et B2

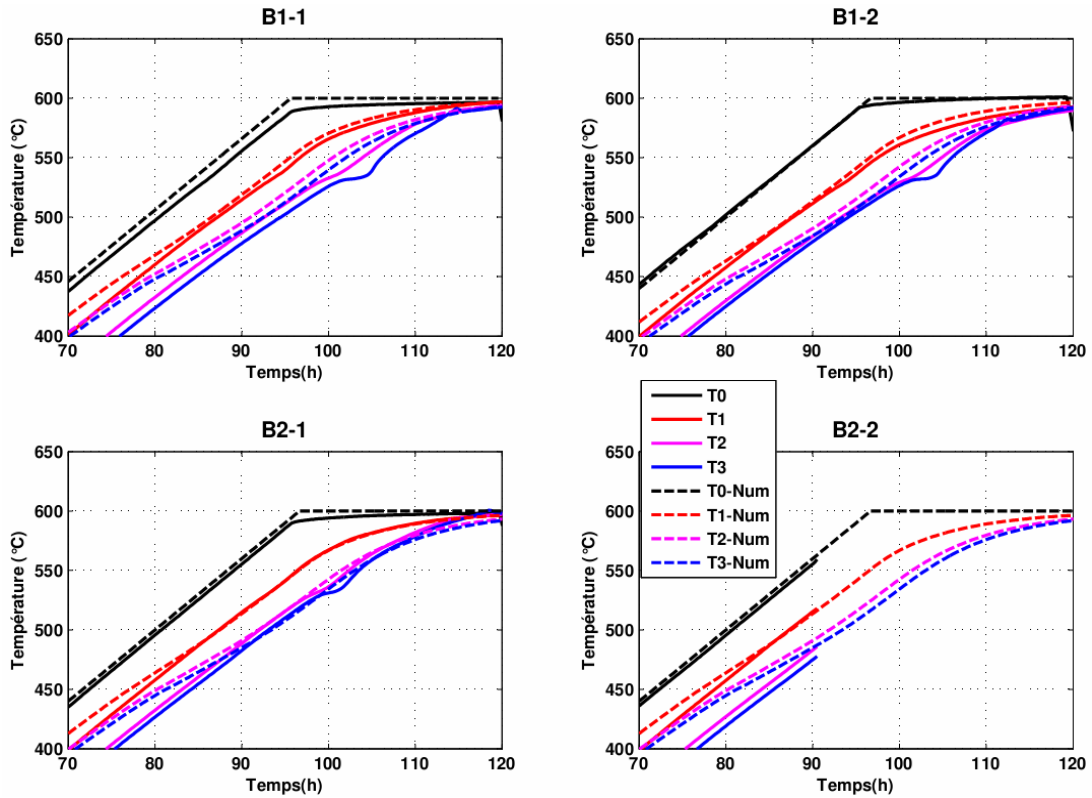


figure IV-9 : Agrandissement du second palier de température dans les bétons B1 et B2

La figure IV-10 présente les courbes de différence de température entre la surface et les points intérieurs de l'éprouvette ($DT=T_s-T_i$) au cours du chauffage. Une augmentation de DT sur ces courbes expérimentales et numériques lorsque la température de surface avoisine 150°C correspondant à une chaleur spécifique élevée. Rappelons que la chaleur spécifique a été mesurée sur des échantillons des bétons B1 et B2 (figure III-14). Les valeurs obtenues avec le modèle semblent coïncider avec les valeurs expérimentales jusqu'à la température de surface de 300°C . Les pics de DT numérique surviennent pour une température de surface comprise entre 220 et 270°C , tandis que ceux des courbes expérimentales surviennent à une température comprise entre 280 et 300°C . Ce décalage est attribué à la différence de perméabilité. La perméabilité utilisée dans le modèle a été mesurée sur des échantillons séchés à 80°C pendant 28 jours. L'élimination de l'eau libre initiale conduit à des valeurs de perméabilité du béton sec supérieures à celles du béton non séché. Les valeurs expérimentales de DT sont obtenues sur du béton non séché préalablement au chauffage. Plus la perméabilité du béton est importante, plus la température du pic de DT est faible (III.2.1.1).

Lorsque la température dépasse 300°C , on observe un écart entre les courbes DT numériques et expérimentales. La valeur DT numérique est inférieure à celle expérimentale. Ceci peut être expliqué par le fait que certains phénomènes ne sont pas pris en compte dans le modèle. Par exemple, la déshydroxylation des silanols (SiOH) contenus dans la phase siliceuse du granulat silico-calcaire consomme de la chaleur. Cette déshydroxylation qui s'opère entre 400°C et 570°C [Xing 2011] engendre une différence de température expérimentale plus élevée que dans le modèle où le phénomène n'est pas pris en compte.

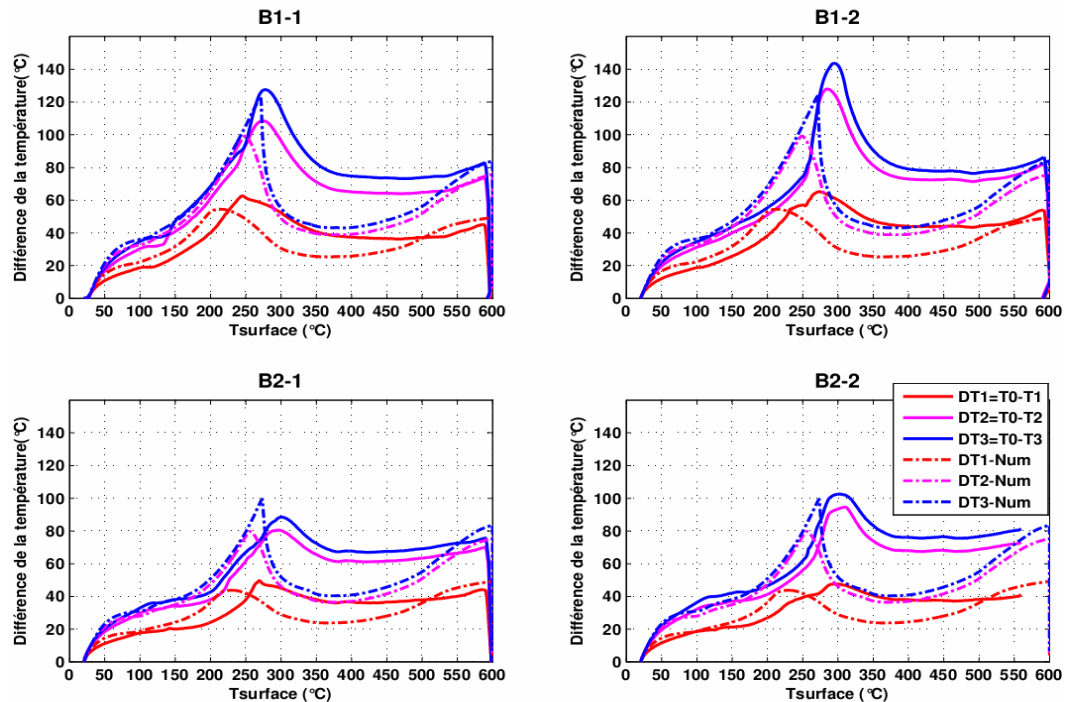


figure IV-10 : Différences de température entre la surface et les points intérieurs ($DT=T_s-T_i$) obtenues par le modèle et l'expérience

Ainsi, le modèle est capable de reproduire les évolutions de température à différents points du béton chauffé. On observe cependant un très léger décalage dans le temps des températures expérimentales et numériques.

IV.3.2 Comparaison entre les pressions numériques et expérimentales

L'allure des courbes de pression numérique est comparable à celle des courbes de pression expérimentale. Les évolutions des pressions numériques et expérimentales sont semblables jusqu'à la 30^{ème} heure de chauffage (figure IV-11), correspondant à une température de surface de 150°C pour le béton B1 et 200°C pour le béton B2 (figure IV-12). Toutefois, les valeurs maximales de pression expérimentale sont 3 fois plus élevées que celles numériques pour les deux bétons testés. Ceci est aussi lié à la valeur de perméabilité comme décrit dans le paragraphe précédent. Évidemment, la perméabilité élevée (mesurée sur des échantillons préséchés) utilisée dans le modèle conduit à un transfert de masse plus important et donc à une pression plus faible.

D'autre part, chaque courbe de pression numérique ne présente qu'un pic. Ce pic se déplace progressivement de la surface chauffée vers le centre de l'éprouvette. Ce phénomène n'apparaît pas clairement sur les courbes expérimentales. D'après l'analyse faite au paragraphe III.2.2, l'apparition des fissures dans le béton (fissures connectées et non connectées) cause une hétérogénéité des pressions. Le développement de fissures n'est pas considéré dans la modélisation numérique.

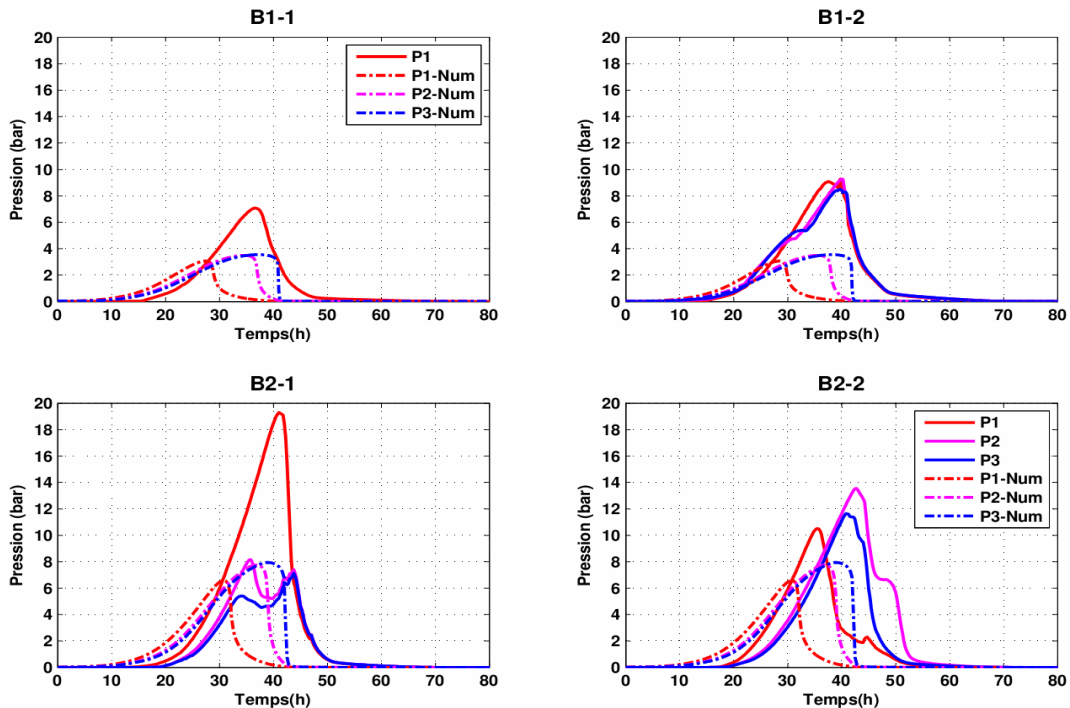


figure IV-11 : Comparaison des pressions numériques et expérimentales en fonction du temps des bétons B1 et B2

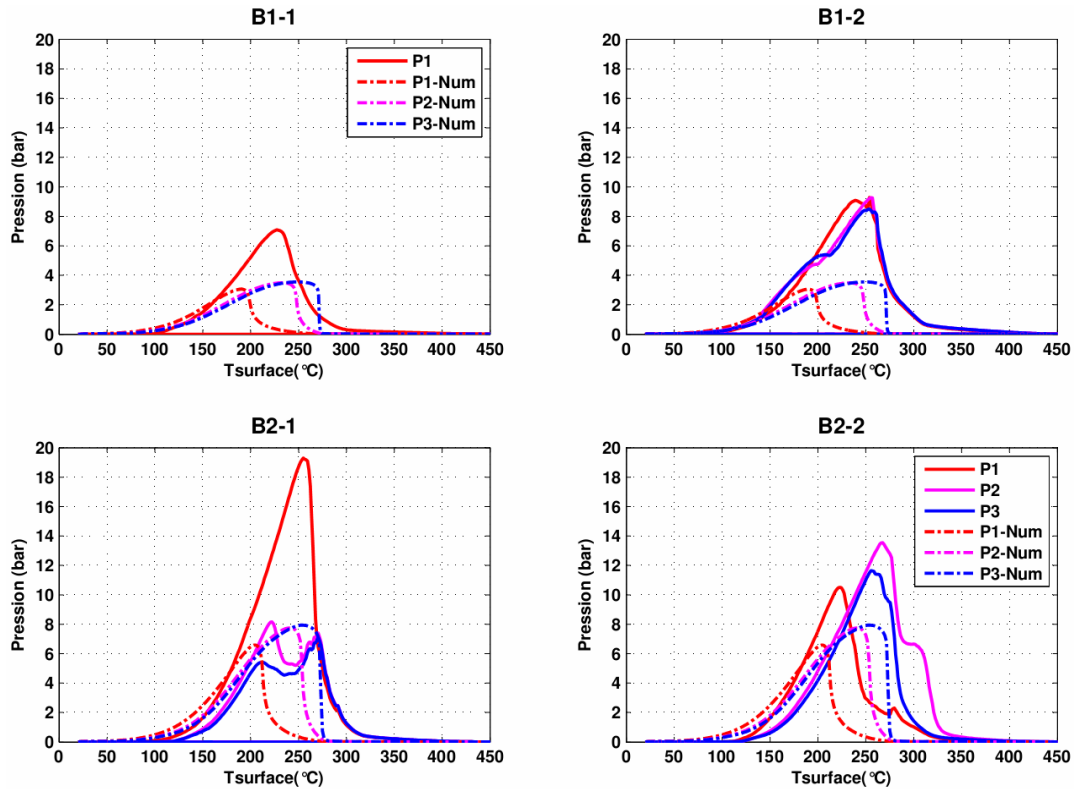


figure IV-12 : Comparaison des pressions numériques et expérimentales en fonction de la température des bétons B1 et B2

IV.3.3 Comparaison entre la perte de masse numérique et expérimentale

La perte de masse totale numérique est de 10,4% pour B1 et 7,5% pour B2, tandis que celle expérimentale est de 10,6% pour B1 et 7,8% pour B2.

L'évolution de la perte de masse numérique est comparable à celle expérimentale (figure IV-13). Cette évolution présente trois domaines distincts comme indiqué dans la partie III.2.3. La perte de masse numérique du deuxième domaine (T_s entre 150 et 300 °C) se produit plus rapidement que celle expérimentale. Ceci est lié à la valeur de perméabilité plus élevée du béton préséché, comme décrit précédemment.

La proximité des courbes expérimentales et numériques montre que le modèle décrit bien le transfert de masse via la cinétique de déshydratation expérimentale qui y est introduite.

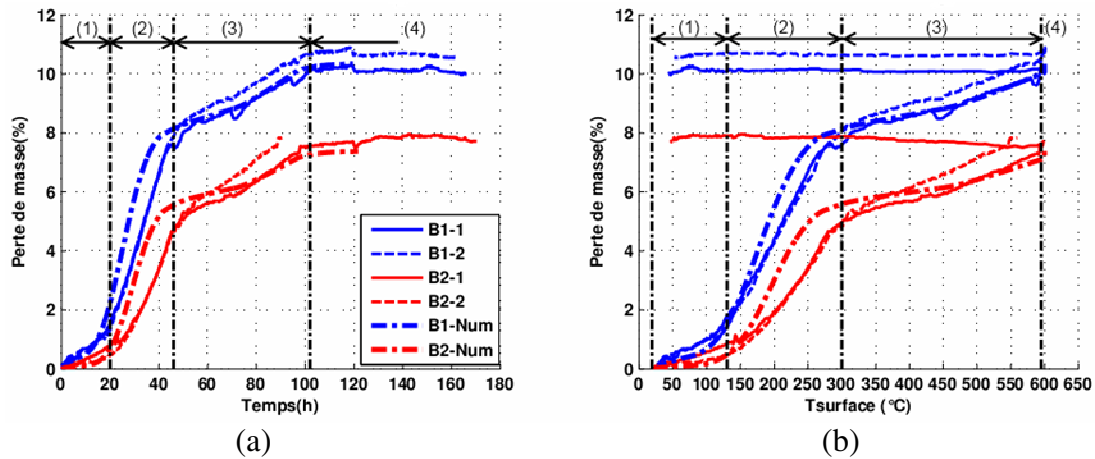


figure IV-13 : Comparaison de perte de masse numérique et expérimentale des bétons B1 et B2 en fonction du temps (a) et de la température de surface (b)

IV.4 Conclusion

Au terme de cette modélisation, les courbes numériques de température, de pression et de perte de masse ont la même allure que les courbes expérimentales présentées au chapitre précédent. Le modèle numérique reproduit bien les phénomènes de transfert thermo-hydrrique qui s'opèrent dans le béton lorsqu'il est chauffé de 20 à 600°C.

En ce qui concerne le transfert thermique, un léger décalage dans le temps est observé à la première phase de baisse de température locale. Cette baisse de température apparaît un peu plus tôt sur les courbes numériques que sur les courbes expérimentales. La seconde phase de ralentissement de température semble survenir sur les courbes numériques à partir de 450°C. En effet, cette baisse de la température sur les courbes expérimentales se produit à la température de 535°C en raison de la déshydroxylation de la portlandite. Ce décalage entre températures expérimentales et températures numériques peut être lié à l'absence de données numériques sur la déshydratation dans le domaine de température entre 450 et 600°C.

En ce qui concerne le transfert de masse, l'eau libre et l'eau déliée se déplacent et engendrent une élévation de pression dans le béton. Les valeurs de pression maximale numérique sont environ 3 fois plus faibles que celles mesurées dans les éprouvettes. Ceci est attribué à la perméabilité mesurée sur des échantillons préséchés. D'autre part, chaque courbe de pression numérique montre un seul pic. Ce pic se déplace de la surface vers le centre de l'éprouvette. Cela n'apparaît pas clairement sur les courbes expérimentales, certainement à cause de l'apparition de fissures qui ne sont pas prises en compte dans la modélisation.

La perte de masse numérique est comparable à celle expérimentale. L'évolution de perte de masse se déroule en trois domaines distincts en fonction de la température de surface. Dans le deuxième domaine (entre 150 et 300°C), la perte

de masse du modèle est plus rapide que celle de l'expérience à cause de la perméabilité élevée intégrée dans le modèle.

La comparaison des résultats numériques et expérimentaux permet de mieux comprendre le comportement du béton à haute température. Ce comportement est gouverné significativement par l'évolution des propriétés physiques du béton telles que la perméabilité, la porosité et la conductivité thermique. Ces propriétés physiques sont quantifiées par les équations expérimentales Eq. IV-33, Eq. IV-34, Eq. IV-36, Eq. IV-37, Eq. IV-38, et Eq. IV-39 qui décrivent les relations fortes entre la perméabilité, la porosité, la conductivité thermique et la déshydratation des bétons. Ces équations déterminées expérimentales sont indispensables à une bonne modélisation du comportement du béton à haute température. Elles peuvent être différentes d'un béton à un autre.

CONCLUSION GÉNÉRALE ET PERSPECTIVES

L'objectif principal de la thèse est d'étudier les transferts couplés de chaleur et de masse dans les bétons. L'étude porte sur un béton ordinaire ($E/C=0.67$, $f_c=37$ MPa) et un béton à hautes performances ($E/C=0.30$, $f_c=73$ MPa). Elle est réalisée sur des éprouvettes cylindriques de grandes dimensions ($\varnothing 60 \times 60$ cm) à travers les mesures de température, de pression et de perte de masse. Les éprouvettes sont soumises à un cycle de chauffage-refroidissement composé de trois phases : la phase de chauffage jusqu'à 600°C , avec une vitesse de $0.1^\circ\text{C}/\text{min}$, suivie d'un palier de température constante d'une durée de 24 heures, et enfin la phase de refroidissement jusqu'à la température ambiante. Les propriétés physiques sont aussi étudiées en mesurant la masse volumique, la perméabilité, la conductivité thermique, la diffusivité thermique et la chaleur spécifique sur de petites éprouvettes portées à des températures de 150, 300 et 450°C .

Plusieurs enseignements se dégagent de cette étude.

Les résultats expérimentaux de **transferts thermiques** montrent que les évolutions de la température interne sont perturbées par des processus endothermiques, conséquence des transformations physiques et chimiques. Ces perturbations conduisent à deux phases de baisse de température interne. La première se produit lorsque la température locale (T_i) atteint $150\text{-}200^\circ\text{C}$, correspondant à la température de surface $T_s = 260\text{-}290^\circ\text{C}$ pour le béton ordinaire B1, et plus haute pour le béton à hautes performances B2 : $T_i = 210\text{-}240^\circ\text{C}$ et $T_s = 290\text{-}310^\circ\text{C}$. Cette baisse est attribuée à la vaporisation de l'eau libre (consommation de chaleur sous forme latente). La différence maximale de température entre la surface et les points intérieurs est de 105°C pour le béton B1 et 80°C pour le béton B2. La température interne du béton B2 est plus élevée que celle du béton B1 en raison du faible rapport E/C et de la faible perméabilité du béton B2. La seconde phase de baisse de température locale se produit lorsque cette température locale atteint 535°C , température à laquelle la déshydroxylation de la portlandite survient.

La présence d'eau non chimiquement liée a une influence significative sur l'augmentation du gradient thermique lorsque la température de surface est inférieure à 300°C . À la température de 300°C , le gradient global maximal est de $6^\circ\text{C}/\text{cm}$ pour le béton B1 et de $5^\circ\text{C}/\text{cm}$ pour le béton B2. Au delà de 300°C , le béton a perdu sa masse totale d'eau initiale non chimiquement liée. Le gradient thermique se stabilise donc et ne dépend plus de l'eau contenue dans le béton.

Les résultats de **transferts hydriques** montrent que l'eau non chimiquement liée joue un rôle important dans le développement de la pression de vapeur dans les pores du béton. Lorsque la température locale est supérieure à 100°C , l'eau se vaporise. L'accumulation de la vapeur d'eau dans les pores conduit à une augmentation de la pression interne. L'évolution de la pression de vapeur dans le béton est identique à celle de la pression de vapeur saturante en fonction de la température. Lorsque la température de surface atteint environ 250°C , la pression de vapeur atteint une valeur maximale. Globalement, la pression de vapeur du béton à hautes performances B2 (rapport $E/C = 0,3$) est plus élevée que celle du

béton ordinaire B1 (rapport $E/C=0,67$). La pression maximale P_{\max} du béton B1 était d'environ 9 bars, pour une température de surface de 250°C. Pour le béton B2, la pression maximale P_{\max} était autour de 19 bars, pour une température de surface de 260°C. Cela marque l'effet de la perméabilité sur le développement de la pression de vapeur : plus la perméabilité est faible, plus la pression de vapeur est élevée. La formation du pic de pression semble influencée par le développement de la microfissuration qui est engendrée par l'incompatibilité de déformation entre la pâte et les granulats.

La connaissance de l'évolution de la **perte de masse du béton** au cours du chauffage est instructive. La perte de masse se déroule en trois domaines en fonction de la température du béton : une légère perte de masse (10-15% environ) est observée jusqu'à la température de surface de 130°C, puis une accélération de perte de masse a lieu jusqu'à 300°C. Le béton ordinaire B1 perd 7.6% de sa masse initiale tandis que le béton à hautes performances B2 perd 4.9% de sa masse initiale. Cela correspondant presque à la totalité de la masse d'eau initiale non liée chimiquement (7.1% pour le béton B1 et 4.0% pour le béton B2). Après la décomposition de la portlandite à la température interne de 535°C, le béton perd la totalité de son eau initiale (perte d'environ 10.6% pour le béton B1 et 7.8% pour le béton B2).

Il est très intéressant d'effectuer une **analyse simultanée des évolutions de température, de pression et de perte de masse** des bétons étudiés. La vaporisation de l'eau libre à une température interne de 100°C ($T_s=130^\circ\text{C}$) marque la première phase d'une forte augmentation de la pression de vapeur dans les pores. L'augmentation de la température conduit à l'accumulation de vapeur et à l'augmentation de la pression. L'augmentation de pression provoque l'échappement de vapeur d'eau vers l'extérieur du béton et contribue à la perte de masse de l'éprouvette. Les phases d'augmentation rapide de pression et de perte de masse et celle de montée lente en température interne se produisent simultanément. Lorsque la température interne atteint 170-200°C ($T_s=240-270^\circ\text{C}$) dans les grandes éprouvettes testées, la microfissuration du béton provoque l'arrêt de l'augmentation de pression de vapeur. On note une pression maximale P_{\max} . La pression baisse ensuite. Ce qui résulte en un ralentissement ou une baisse de la température interne. Ce ralentissement / réduction de température locale a lieu jusqu'à ce que la vapeur d'eau s'échappe. Lors du pic de pression, la différence de température entre la surface et l'intérieur de l'éprouvette atteint une valeur maximale de 80-105°C, pour une température interne de 170- 220°C ($T_s=300^\circ\text{C}$). Au delà de la température de surface de 300°C, le béton perd la quasi-totalité de son eau initiale non chimiquement liée. L'augmentation de la température interne devient plus rapide. La vitesse de montée en température interne se rapproche de la vitesse de chauffage de surface de l'éprouvette. Bien que le béton continue à libérer l'eau chimiquement liée des C-S-H, la pression de vapeur d'eau diminue jusqu'à une valeur proche de zéro. Le béton est endommagé par des microfissures. Sa perte de masse s'opère lentement et semble se stabiliser après la décomposition de la portlandite à 535°C. Après cette phase, la masse du béton ne varie plus.

D'autres propriétés du béton expliquent les comportements observés :

Les résultats expérimentaux montrent que **la perméabilité intrinsèque** du béton augmente avec la température. La perméabilité intrinsèque du béton à hautes performances B2 reste inférieure à celle du béton ordinaire B1 à chaque température. Sous l'effet d'un chauffage à 300°C, la perméabilité intrinsèque du béton B1 est multipliée par 10 tandis que celle du béton B2 est multipliée par 30. La formation et le développement des fissures contribuent à l'augmentation de la perméabilité.

La **conductivité thermique et la diffusivité thermique** du béton B2 sont supérieures à celles du béton B1 pour les différentes températures de mesure. Les évolutions de propriétés thermiques des bétons B1 et B2 en fonction de la température sont quasi-identiques. La diminution de conductivité thermique avec la température est attribuée au séchage du matériau, à la décomposition des C-S-H et l'apparition des fissures. La **chaleur spécifique** augmente avec la température. Cette croissance de la chaleur spécifique est liée aux différentes réactions endothermiques pour les transformations physico-chimiques telles que la vaporisation de l'eau, la décomposition de l'ettringite, la décomposition des C-S-H. La présence d'eau a une grande influence sur les propriétés thermiques du béton à des températures inférieures à 150°C.

La **comparaison des résultats expérimentaux et numériques** montre que le modèle numérique développé reproduit bien les transferts couplés de chaleur et de masse qui s'opèrent dans le béton lorsqu'il est chauffé de 20 à 600°C. Les courbes numériques de température, de pression et de perte de masse ont la même allure que les courbes expérimentales. Un décalage de pression de vapeur entre l'expérience et la modélisation est attribué à la perméabilité mesurée sur des échantillons préséchés. Ceci permet de mettre en évidence l'influence des propriétés physiques telles que la perméabilité, la porosité et la conductivité thermique sur le comportement du béton à haute température. Les équations expérimentales qui décrivent les relations fortes entre la perméabilité, la porosité, la conductivité thermique et la déshydratation du béton en fonction de la température sont indispensables à une bonne modélisation du comportement du béton à haute température.

L'étude menée dans le cadre de cette thèse a permis d'approfondir la connaissance des phénomènes qui ont lieu au sein du béton lorsqu'il est porté à une température élevée et de dégager des différences de comportement entre un béton ordinaire et un béton à hautes performances. Le fait de travailler sur des éprouvettes de grandes dimensions a permis de mettre en évidence des phénomènes qui ne sont pas observés sur des éprouvettes de petites dimensions.

Il serait souhaitable de prolonger cette étude par **quelques perspectives**, notamment une investigation à l'échelle microscopique et des essais complémentaires de sorption d'eau afin d'alimenter le modèle développé. De même, des résultats expérimentaux sur les aspects mécaniques (déformations

mécaniques d'origine thermique et/ou hydrique) seraient utiles à la modélisation avancée des éléments en béton soumis à une température élevée.

ANNEXES

Annexe A. Mesure de la perméabilité

A.1 Perméabilité au gaz

La loi de Darcy pour le flux fluide traversant un milieu poreux est la suivante:

$$v = \frac{Q}{A} = -K \cdot \frac{dH}{dL} \quad \text{Eq.A. 1}$$

Où :

- v est la vitesse du fluide, en (m/s)
- Q est le débit volumique du flux fluide, en (m³/s)
- A est la section croisée par le flux, en (m²).
- dH/dL est le gradient hydraulique en (mcf/m); avec H désignant la charge hydraulique, en (mcf)^v.
- K est la conductivité hydraulique, en (m/s).

La conductivité hydraulique K dépend des propriétés du fluide, et est donnée dans l'équation ci-dessous :

$$K = \frac{k_i}{\eta} \cdot \rho \cdot g \quad \text{Eq.A. 2}$$

Où :

- k_i est la perméabilité intrinsèque, en (m²).
- η est la viscosité du fluide, en (Pa.s)
- ρ est la masse volumique du fluide, en (kg.m⁻³).
- g est l'accélération gravitationnelle, en (m.s⁻²).

L'Eq.A. 1 devient:

$$\frac{Q}{A} = -\frac{k_i}{\eta} \cdot \frac{dP}{dL} \quad \text{Eq.A. 3}$$

Où $\frac{dP}{dL}$ est le gradient de la pression du flux fluide.

Par intégration, l'Eq.A. 3 devient :

^v mcf: mètre colonne de fluide. Une hauteur d'une colonne de fluide génère une pression à sa base $P = \rho g H$

$$k_i = \frac{\eta \cdot Q}{A} \times \frac{L}{(P_i - P_0)} \quad \text{Eq.A. 4}$$

Où :

- P_i, P_0 sont respectivement la pression à l'entrée et à la sortie du perméamètre, en (Pa).
- L est la distance parcourue par le fluide entre l'entrée et la sortie de l'échantillon, en (m).

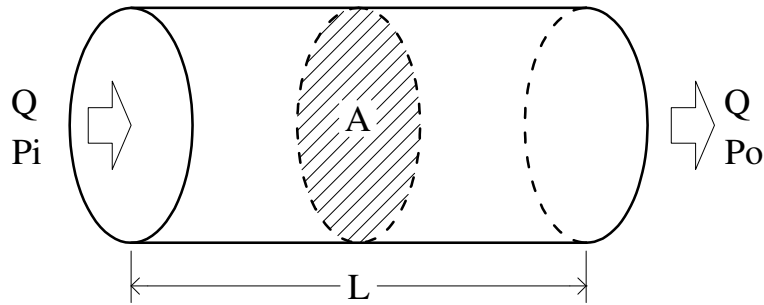


Figure A. 1 : Schéma du flux fluide à travers le milieu poreux

Avec un flux de gaz, on peut réécrire l'Eq.A. 4:

$$\frac{Q}{A} = -\frac{k_g}{\eta} \cdot \frac{dP}{dL} \quad \text{Eq.A. 5}$$

Où k_g désigne la perméabilité au gaz utilisé, en (m^2)

D'après l'équation de Clapeyron-Mendeleïev, nous avons :

$$P \cdot V = n \cdot R \cdot T \quad \text{Eq.A. 6}$$

Où :

- P est la pression du gaz, en (Pa)
- V est le volume du gaz, en (m^3)
- n est quantité moléculaire du gaz, en (mol) ; $n = \frac{m}{M}$; avec m est la masse du gaz, en (g); M est la masse moléculaire du gaz, en (g/mol)
- R est la constante moléculaire du gaz, soit $8.314 \text{ (J.mol}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$
- T est la température du gaz, en (K)

A partir des équations Eq.A. 5 et Eq.A. 6, on obtient :

$$\frac{n \cdot R \cdot T}{A} \cdot dL = -\frac{k_g}{\eta} \cdot P \cdot dP \Rightarrow \int_0^L \frac{n \cdot R \cdot T}{A} \cdot dL = -\int_{P_i}^{P_0} \frac{k_g}{\eta} \cdot P \cdot dP$$

$$\Rightarrow n \cdot R \cdot T = -\frac{k_g \cdot A}{\eta \cdot L} \cdot \frac{(P_0^2 - P_i^2)}{2}$$

D'après la loi de Boyle-Mariotte, dans un processus isotherme, à température constante, on a : $P \cdot V = P_0 \cdot V_0$.

$$\text{Ainsi : } P_0 \cdot Q_0 = -\frac{k_g \cdot A}{\eta \cdot L} \cdot \frac{(P_0^2 - P_i^2)}{2}, \quad \text{avec } k_g = \frac{2 \cdot P_0 \cdot Q_0 \cdot \eta \cdot L}{(P_i^2 - P_0^2) \cdot A} \quad \text{Eq.A. 7}$$

L'Eq.A. 7 a été proposée par Scheidegger (1974).

A.2 Relation entre la perméabilité intrinsèque et la perméabilité au gaz

La perméabilité au gaz (k_g) dépend des propriétés du matériau telles que : la porosité, la forme et la taille des pores mais aussi des propriétés du gaz utilisé. La perméabilité intrinsèque (k_i) ne dépend que des propriétés du matériau poreux.

En réalité, l'écoulement d'un gaz (donc compressible) dans un milieu poreux n'est pas purement visqueux. Une partie « frottement » entre les particules de gaz et la phase solide vient s'ajouter à l'écoulement : il s'agit de l'effet Klinkenberg. En effet, la perméabilité au gaz dépend de la pression à l'intérieur des pores (en relation avec l'interaction entre les molécules du gaz et la phase solide). La relation entre la perméabilité intrinsèque et la perméabilité au gaz est présentée dans l'équation ci-dessous :

$$k_g = k_i \left(1 + \frac{b}{P_m} \right) \quad \text{Eq.A. 8}$$

$$\text{Avec : } b = \frac{c \cdot \kappa_b}{\sqrt{2} \cdot \pi \cdot r^3}$$

Où :

- b est le facteur de Klinkenberg, en (Pa).
- c est une constante.
- κ_b est la constante de Boltzmann, soit $\kappa_b = 1.380 \cdot 10^{-23}$ (J/K).
- r est le rayon des pores, en (m).
- P_m est la pression moyenne en (Pa), considérée égale à $(P_i + P_0)/2$.

Annexe B. Schéma du programme

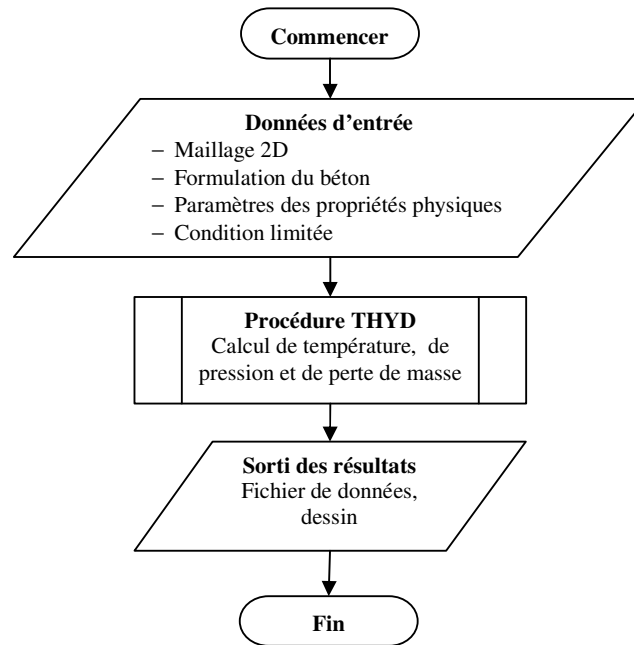


Figure A. 2 : Schéma général

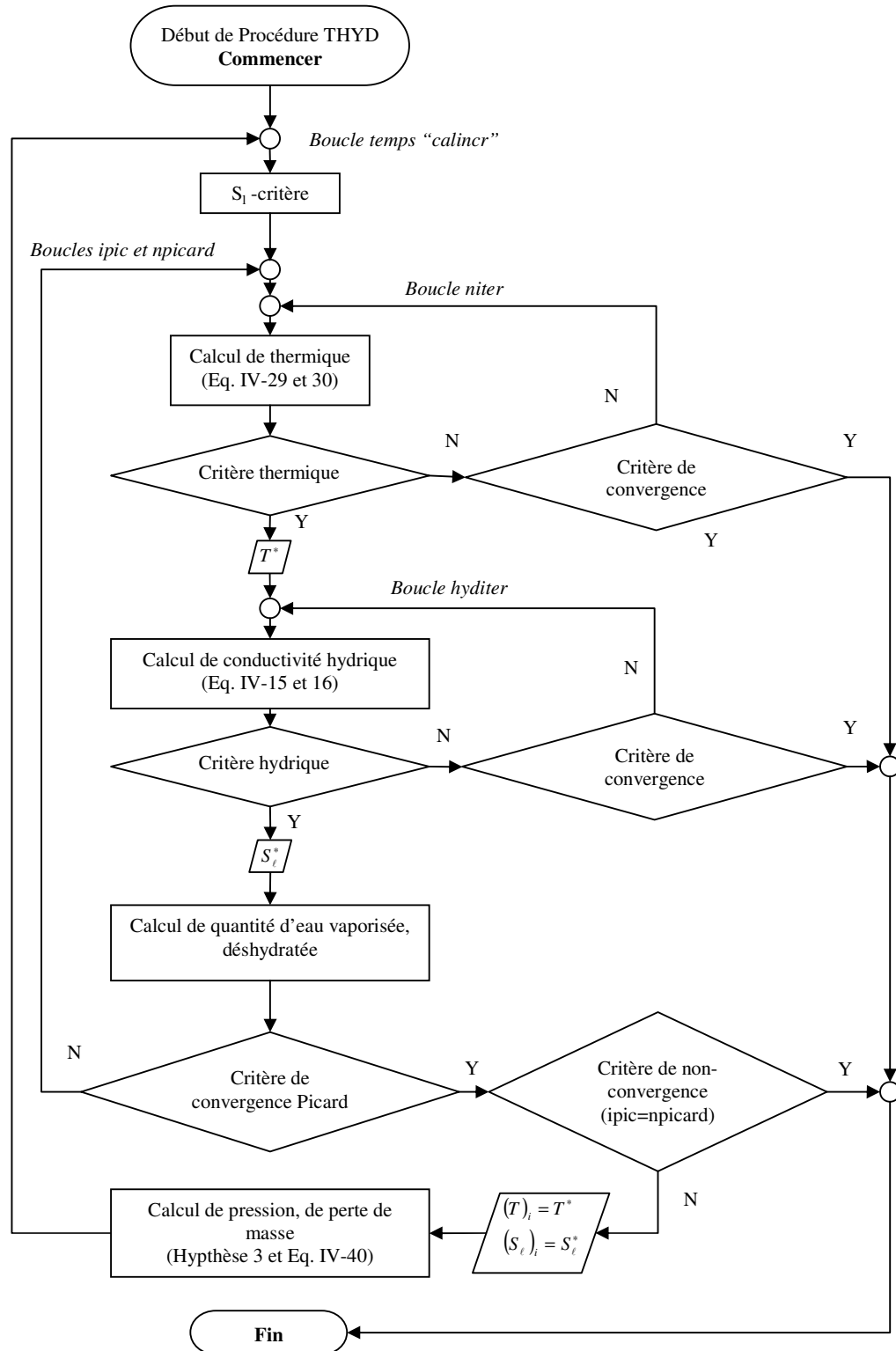


Figure A. 3 : Schéma de la procédure THYD

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [Alonso *et al.* 2004] **C. Alonso et L. Fernandez.** "Dehydration and rehydration processes of cement paste exposed to high temperature environments", *Journal of Materials Science*, vol. 39, n°9, p. 3015-3024, 2004.
- [Anderberg 1997] **Y. Anderberg.** "Spalling phenomena of HPC and OC", *International Workshop of Fire Performance of High Strength Concrete*, Gaithersburg, Maryland, p. 69-73, 1997.
- [Arupfire 2005] **Arupfire.** "HSE : Fire resistance of concrete enclosures - Work Package 1: data collection - Work Package 2: spalling categories", 0001 Report Work Package 1 and 2, London, 2005.
- [Bangi *et al.* 2011] **M. R. Bangi et T. Horiguchi.** "Pore pressure development in hybrid fibre-reinforced high strength concrete at elevated temperatures", *Cement and Concrete Research*, vol. 41, n°11, p. 1150-1156, 2011.
- [Bangi *et al.* 2012] **M. R. Bangi et T. Horiguchi.** "Effect of fibre type and geometry on maximum pore pressures in fibre-reinforced high strength concrete at elevated temperatures", *Cement and Concrete Research*, vol. 42, n°2, p. 459-466, 2012.
- [Bazant *et al.* 1996] **Z. P. Bazant et M. F. Kaplan.** "Concrete at high temperatures : material properties and mathematical models", Harlow, *Ed. Longman*, 1996.
- [Behnood *et al.* 2009] **A. Behnood et M. Ghandehari.** "Comparison of compressive and splitting tensile strength of high-strength concrete with and without polypropylene fibers heated to high temperatures", *Fire Safety Journal*, vol. 44, n°8, p. 1015-1022, 2009.
- [Brouwers 2004] **H. J. H. Brouwers.** "The work of Powers and Brownyard revisited: Part 1", *Cement and Concrete Research*, vol. 34, n°9, p. 1697-1716, 2004.
- [Carles-Gibergues *et al.* 1992] **A. Carles-Gibergues et M. Pigeon.** "La durabilité des bétons en ambiance hivernale rigoureuse", Paris, *Ed. Presses de l'École nationale des Ponts et Chaussées*, 1992.
- [Castellote *et al.* 2004] **M. Castellote, C. Alonso, C. Andrade, X. Turrillas et J. Campo.** "Composition and microstructural changes of cement pastes upon heating, as studied by neutron

- diffraction", *Cement and Concrete Research*, vol. 34, n°9, p. 1633-1644, 2004.
- [Castillo 1987] **C. Castillo.** "Effect of transient high temperature on high strength concrete", *Master of Science*, Rice University, 1987.
- [Chen et al. 2004] **B. Chen et J. Liu.** "Residual strength of hybrid-fiber-reinforced high-strength concrete after exposure to high temperatures", *Cement and Concrete Research*, vol. 34, n°6, p. 1065-1069, 2004.
- [Cheng et al. 2004] **F. Cheng, V. Kodur et T. Wang.** "Stress-Strain Curves for High Strength Concrete at Elevated Temperatures", *Journal of Materials in Civil Engineering*, vol. 16, n°1, p. 84-90, 2004.
- [Consolazio et al. 1997] **G. R. Consolazio, M. C. Mcvay et J. W. Rish.** "Measurement and prediction of pore pressure in cement mortar subjected to elevated temperature", *International Workshop of Fire Performance of High Strength Concrete*, Gaithersburg, Maryland, p. 125-148, 1997.
- [De Morais et al. 2006] **M. V. G. De Morais, A. Noumowé, M. Kanema, J.-L. Gallias et R. Cabrillac.** "Transferts thermo-hydriques dans un élément en béton exposé à une température élevée: Approches numérique et expérimentale", *24ème Rencontres Universitaires de Génie Civil (AUGC06)*, p.1-10, La Grande Motte, France, 2006.
- [Dias et al. 1990] **W. P. S. Dias, G. A. Khoury et P. J. E. Sullivan.** "Mechanical Properties of Hardened Cement Paste Exposed to Temperatures up to 700°C (1292°F)", *ACI Materials Journal*, vol. 87, n°2, p. 160-166, 1990.
- [Diederichs et al. 1989] **U. Diederichs, U. M. Jumppanen et V. Penttala.** "Behaviour of high strength concrete at high temperatures", Report n°92, Helsinki, University of Technology, Department of structural engineering, 1989.
- [Fares 2009] **H. Fares.** "Propriétés mécaniques et physico-chimiques de bétons autoplaçants exposés à une température élevée", *Thèse de doctorat*, Génie civil, Université de Cergy-Pontoise, 2009.
- [Fares et al. 2009] **H. Fares, A. Noumowé et S. Rémond.** "Self-consolidating concrete subjected to high temperature: Mechanical and

- physicochemical properties", *Cement and Concrete Research*, vol. 39, n°12, p. 1230-1238, 2009.
- [Felicetti *et al.* 2012] **R. Felicetti, F. Lo Monte et P. Pimienta.** "The influence of pore pressure on the apparent tensile strength of concrete", *7th International Conference on Structures in Fire - SIF2012*, Zurich, Switzerland, p. 589-598, 2012.
- [Feraille-Fresnet 2000] **A. Feraille-Fresnet.** "Le rôle de l'eau dans le comportement à haute température des bétons", *Thèse de Doctorat*, L'école nationale des ponts et chaussées, 2000.
- [Hager 2004] **G. I. Hager** "Comportement à haute température des bétons à hautes performances - évolution des principales propriétés mécaniques", *Thèse de doctorat*, Structures et Matériaux, École Nationale des Ponts et Chaussées et l'École Polytechnique de Cracovie, 2004.
- [Haniche 2011] **R. Haniche.** "Contribution à l'étude des bétons portés en température / Évolution des propriétés de transfert : Étude de l'éclatement", *Thèse de doctorat*, Génie Civil, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2011.
- [Hertz 2003] **K. D. Hertz.** "Limits of spalling of fire-exposed concrete", *Fire Safety Journal*, vol. 38, n°2, p. 103-116, 2003.
- [Jahren 1989] **P. A. Jahren.** "Fire Resistance of High Strength/Dense Concrete With Particular Reference to the Use of Condensed Silica Fume-A Review", Report n°SP 114-50, Trondheim, Norway, 1989.
- [Kalifa *et al.* 2001] **P. Kalifa, G. Chéné et C. Gallé.** "High-temperature behaviour of HPC with polypropylene fibres: From spalling to microstructure", *Cement and Concrete Research*, vol. 31, n°10, p. 1487-1499, 2001.
- [Kalifa *et al.* 2000] **P. Kalifa, F.-D. Menneteau et D. Quenard.** "Spalling and pore pressure in HPC at high temperatures", *Cement and Concrete Research*, vol. 30, n°12, p. 1915-1927, 2000.
- [Kameche *et al.* 2012] **Z. E. Kameche, F. Ghomari, A. Khelidj et M. Choinska.** "La perméabilité relative comme indicateur de durabilité : Influence de l'état hydrique du béton et de la taille des éprouvettes", *AUGC 2012- XX^e Rencontres Universitaires de Génie Civil*, p.1-10, Chambéry, France, 2012.

- [Kanema 2007] **M. Kanema.** "Influence des paramètres de formulation sur le comportement à haute température des bétons", *Thèse de Doctorat*, Génie civil, Université de Cergy-Pontoise, 2007.
- [Kanema et al. 2011] **M. Kanema, P. Pliya, A. Noumowé et J. Gallias.** "Spalling, Thermal, and Hydrous Behavior of Ordinary and High-Strength Concrete Subjected to Elevated Temperature", *Journal of Materials in Civil Engineering*, vol. 23, n°7, p. 921-930, 2011.
- [Khoury 1992] **G. A. Khoury.** "Compressive strength of concrete at high temperatures : a reassessment", *Magazine of Concrete Research*, vol. 44, n°161, p. 291-309, 1992.
- [Khoury 1995] **G. A. Khoury.** "Strain components of nuclear-reactor-type concretes during first heat cycle", *Nuclear Engineering and Design*, vol. 156, n°1-2, p. 313-321, 1995.
- [Khoury et al. 1985] **G. A. Khoury, B. N. Grainger et P. J. E. Sullivan.** "Transient Thermal Strain of Concrete: Literature Review, Condition Within Specimen and Behaviour of Individual Constituent.", *Magazine of Concrete Research*, vol. 37, n°132, p. 131-144, 1985.
- [Kodur et al. 1998] **V. K. R. Kodur et M. A. Sultan.** "Thermal properties of high strength concrete at elevated temperatures", *CANMET/ACI/JCI Fourth International Conference on Recent Advances in Concrete Technology*, Tokushima, Japan, p. 467- 480, 1998.
- [Kowalski 2010] **R. Kowalski.** "Mechanical properties of concrete subjected to high temperature", *Architecture civil engineering environment - ACEE*, vol. 3, n°2, p. 61-70, 2010.
- [Li et al. 2004] **M. Li, C. Qian et W. Sun.** "Mechanical properties of high-strength concrete after fire", *Cement and Concrete Research*, vol. 34, n°6, p. 1001-1005, 2004.
- [Liu 2011] **J. Liu.** "Étude expérimentale de la perméabilité relative des matériaux cimentaires et simulation numérique du transfert d'eau dans le béton", *Thèse de Doctorat*, Génie civil, Université Lille Nord-de-France, 2011.
- [Maréchal 1970] **J. C. Maréchal.** "Contribution à l'étude des propriétés thermiques et mécaniques du béton en fonction de la température", *Annales de l'Institut Technique du Bâtiment et des Travaux Publics*, vol. 23, n°274, p. 123-145, 1970.

- [Menou 2004] **A. Menou.** "Étude du comportement thermomécanique des bétons à haute température: Approche multi échelles de l'endommagement thermique", *Thèse de Doctorat, Mécanique des solides, Université de Pau et des Pays de l'Adour*, 2004.
- [Mindeguia 2009] **J.-C. Mindeguia.** "Contribution expérimentale à la compréhension des risques d'instabilité thermique des bétons.", *Thèse de Doctorat, Génie Civil, Université de Pau et des Pays de l'Adour*, 2009.
- [Mindeguia et al. 2010] **J.-C. Mindeguia, P. Pimienta, A. Noumowé et M. Kanema.** "Temperature, pore pressure and mass variation of concrete subjected to high temperature - Experimental and numerical discussion on spalling risk", *Cement and Concrete Research*, vol. 40, n°3, p. 477-487, 2010.
- [Monlouis-Bonnaire et al. 2004] **J. P. Monlouis-Bonnaire, J. Verdier et B. Perrin.** "Prediction of the relative permeability to gas flow of cement-based materials", *Cement and Concrete Research*, vol. 34, n°5, p. 737-744, 2004.
- [Noumowé 1995] **A. Noumowé.** "Effet de hautes températures (20-600°C) sur le béton. Cas particulier du béton à hautes performances", *Thèse de Doctorat, Génie civil, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon*, 1995.
- [Noumowé 2005] **A. Noumowé.** "Mechanical properties and microstructure of high strength concrete containing polypropylene fibres exposed to temperatures up to 200°C", *Cement and Concrete Research*, vol. 35, n°11, p. 2192-2198, 2005.
- [Phan et al. 2001] **L. T. Phan et N. J. Carino.** "Mechanical Properties of High-Strength Concrete at Elevated Temperatures", Report NISTIR 6726, Building and Fire Research Laboratory, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, Maryland, 2001.
- [Piasta 1984] **J. Piasta.** "Heat deformations of cement paste phases and the microstructure of cement paste", *Materials and Structures*, vol. 17, n°6, p. 415-420, 1984.
- [Pimienta 2005] **P. Pimienta.** "Le comportement au feu des BHP, Synthèse des travaux du projet national BHP 2000 sur les bétons à hautes performances", Paris, *Ed. Presses de l'École Nationale des Ponts et Chaussées*, 2005.

- [Pliya 2010] **P. Pliya.** "Contribution des fibres de polypropylène et métalliques à l'amélioration du comportement du béton soumis à une température élevée", *Thèse de Doctorat*, Génie civil, Université de Cergy-Pontoise, 2010.
- [Poon et al. 2004] **C. S. Poon, Z. H. Shui et L. Lam.** "Compressive behavior of fiber reinforced high-performance concrete subjected to elevated temperatures", *Cement and Concrete Research*, vol. 34, n°12, p. 2215-2222, 2004.
- [Robert et al. 2008] **F. Robert, H. Colina et G. Debicki.** "La durabilité des bétons face aux incendies", Paris, *Ed. Presses de l'École nationale des Ponts et Chaussées*, 2008.
- [Salomoni et al. 2008] **V. Salomoni, G. Khoury, C. Majorana et G. Mazzucco.** "Effects of polypropylene fibres in concrete under fire conditions", *8th International Conference on Creep, Shrinkage and Durability Mechanics of Concrete and Concrete Structures*, Ise-Shima, Japan, p. 1021-1027, 2008.
- [Schneider 1988] **U. Schneider.** "Concrete at high temperatures — A general review", *Fire Safety Journal*, vol. 13, p. 55-68, 1988.
- [Schneider et al. 1982] **U. Schneider, U. Diederichs et C. Ehm.** "Effect of temperature on steel and concrete for PCRV's", *Nuclear Engineering and Design*, vol. 67, n°2, p. 245-258, 1982.
- [Sercombe et al. 2001] **J. Sercombe, C. Gallé et G. Ranc.** "Modélisation du comportement du béton à haute température : Transferts des fluides et de chaleur et déformations pendant les transitoires thermiques, Note Technique SCCME", Rapport n°81, CEA Saclay, France, 2001.
- [Suhaendi et al. 2006] **S. L. Suhaendi et T. Horiguchi.** "Effect of short fibers on residual permeability and mechanical properties of hybrid fibre reinforced high strength concrete after heat exposition", *Cement and Concrete Research*, vol. 36, n°9, p. 1672-1678, 2006.
- [Toumi 2010] **B. Toumi.** "Étude de l'influence des hautes températures sur le comportement du béton", *Thèse de doctorat*, Matériaux, Université Mentouri Constantine, 2010.
- [Van Genuchten 1980] **M. T. Van Genuchten.** "A closed-form equation or prediction the hydraulic conductivity of unsaturated soils",

The Soil Science Society of American, vol. 44, n°5, p. 892-898, 1980.

[**Van Genuchten et al. 1985**] **M. T. Van Genuchten et D. R. Nielsen.** "On describing and predicting the hydraulic properties of unsaturated soils", *Annales Geophysicae*, vol. 3, n°5, p. 615-628, 1985.

[**Xiao et al. 2006**] **J. Xiao et H. Falkner.** "On residual strength of high-performance concrete with and without polypropylene fibres at elevated temperatures", *Fire Safety Journal*, vol. 41, n°2, p. 115-121, 2006.

[**Xing 2011**] **Z. Xing.** "Influence de la nature minéralogique des granulats sur leur comportement et celui du béton à haute température", *Thèse de Doctorat*, Génie Civil, Université de Cergy-Pontoise, 2011.