



HAL
open science

Déformations différées des bétons fibrés à ultra hautes performances soumis à un traitement thermique

Philippe Francisco

► **To cite this version:**

Philippe Francisco. Déformations différées des bétons fibrés à ultra hautes performances soumis à un traitement thermique. Autre. École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan, 2012. Français. NNT : 2012DENS0016 . tel-00973198

HAL Id: tel-00973198

<https://theses.hal.science/tel-00973198>

Submitted on 4 Apr 2014

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

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



ENSC - 2012 N° 355



**THESE DE DOCTORAT
DE L'ECOLE NORMALE SUPERIEURE DE CACHAN**

Présentée par

Philippe FRANCISCO

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'ECOLE NORMALE SUPERIEURE DE CACHAN

Domaine :

MECANIQUE – GENIE MECANIQUE – GENIE CIVIL

Sujet de la thèse :

**DEFORMATIONS DIFFEREES DES
BETONS FIBRES A ULTRA HAUTES PERFORMANCES
SOU MIS A UN TRAITEMENT THERMIQUE**

Directeur de thèse : **Jean-Michel TORRENTI**

Encadrant de thèse : **Farid BENBOUDJEMA**

Encadrant CERIB : **Patrick ROUGEAU**

Soutenue à Cachan le 4 avril 2012 devant le jury composé de :

Emmanuel DENARIE	Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne	Rapporteur
Ahmed LOUKILI	Ecole Centrale de Nantes	Rapporteur
Farid BENBOUDJEMA	Ecole Normale Supérieure de Cachan	Examinateur
Robert LE ROY	Ecole Nationale des Ponts et Chaussées	Examinateur
Jacques RESPLENDINO	SETEC TPI	Examinateur
Patrick ROUGEAU	Centre d'Etudes et de Recherches de l'Industrie du Béton	Examinateur
Jean-Michel TORRENTI	Institut Français des Sciences et Technologies des Transports, de l'Aménagement et des Réseaux	Examinateur

LMT-Cachan

ENS Cachan / CNRS / Université Paris 6

61, avenue du Président Wilson, F-94235 CACHAN CEDEX, France

DEDICACE

à Jessica

à Mes Parents

à Bruno

AVANT-PROPOS

Ce travail a été effectué conjointement au Centre d'Etudes et de Recherches de l'Industrie du Béton et au Laboratoire de Mécanique et Technologie de l'Ecole Normale Supérieure de Cachan. Il est le fruit d'une association de contributions techniques, scientifiques et intellectuelles de premier plan. J'adresse tout naturellement mes sincères remerciements

... à Jean-Michel Torrenti pour son encadrement, son soutien, sa disponibilité et ses compétences mises à profit tout au long de ce travail, à Farid Benboudjema pour le soin apporté dans le suivi des travaux et sa contribution fondamentale dans la réalisation de la thèse, à Patrick Rougeau pour sa contribution technique et scientifique, sa rigueur dans le travail et son accompagnement riche en motivation,

... aux rapporteurs Emmanuel Denarié et Ahmed Loukili pour leur travail approfondi d'analyse et aux examinateurs Robert Le Roy et Jacques Resplendino pour leurs commentaires et suggestions de perspectives, merci à Robert Le Roy d'avoir accepté de présider le jury de thèse,

... à la direction du CERIB pour avoir permis la réalisation de cette expérience riche tant sur le plan personnel que professionnel, merci à Edmond Collot pour le lancement de ce projet et son soutien constant, merci à Marc Lebrun pour ses encouragements tout au long des travaux,

... au CERIB pour avoir financé ces travaux et avoir mis à disposition les moyens nécessaires à la bonne réalisation de la thèse,

... au LMT Cachan pour le cadre de travail mis à disposition, bénéfique à la bonne réalisation d'une thèse où se côtoient expérimentations et modélisations,

... à Patrick Sercol, Nicolas Flahault, Sylvain Dehaut, Francis Monchâtre pour leur contribution à la bonne réalisation des travaux,

... à Matthieu Briffaut, Nguyen-Hieu Hoang, Dang Hanh Nguyen, Hai-Dang Le pour leur participation à ces travaux,

... à Claude Badoz, François Jacquemot, Josette Rousseau, Céline Collardeau, Pauline Barthélémy, Fabienne Robert, Kais Mehiri, Jonathan Mai-Nhu, Martine Marchand, Latifou Bello pour leur soutien et encouragements,

... aux collaborateurs du CERIB pour leurs témoignages de sympathie,

... à Christine Rose et à la direction de l'EDSP pour leur disponibilité et leur accueil chaleureux.

RESUME

Les travaux présentés sont une contribution à l'état des connaissances sur les déformations différées des Bétons Fibrés à Ultra hautes Performances (BFUP) subissant un traitement thermique réalisé à température modérée. Ce type de traitement thermique est appliqué dans des conditions de fabrication usine, juste après la mise en œuvre du béton dans son moule, en vue d'accélérer pendant quelques heures le durcissement d'un produit destiné à se voir appliquer une précontrainte au jeune âge.

L'analyse bibliographique souligne l'importance de considérer le type de traitement thermique utilisé comme un des paramètres prépondérants associés à la structuration des hydrates à court, moyen et long terme et à la teneur en eau résiduelle libre des bétons.

Les résultats expérimentaux ont permis d'une part de quantifier les déformations différées de BFUP subissant un traitement thermique à température modérée et d'autre part de mettre en corrélation ces déformations avec l'évolution de paramètres matériaux mesurés tels que l'humidité relative interne et le degré d'hydratation.

Des modèles analytiques adaptés, s'inspirant de ceux présentés dans l'Eurocode 2, sont proposés pour prévoir les déformations différées des BFUP. En outre, la modélisation et les simulations numériques révèlent qu'il est possible de prédire correctement le comportement de ces BFUP tant sur l'évolution des températures internes que sur l'évolution des déformations différées. La prédiction de l'évolution des propriétés des produits en BFUP en fonction de la nature de l'échauffement appliqué devrait permettre en outre l'optimisation des cadences de production et de l'énergie utilisée pour les traitements thermiques.

Mots clés : BFUP, béton fibré à ultra-hautes performances, traitement thermique, retrait, fluage, déformations différées, précontraint

ABSTRACT

The work presented is a contribution for the state of knowledge on the time-dependent strains of Ultra-High Performance Fiber-Reinforced Concrete (UHPFRC) subjected to a heat treatment at a moderate temperature. This type of heat treatment is applied under factory's conditions, just after the placement of the concrete in its mould, in order to accelerate during a few hours the hardening of an intended product to be seen applying a prestressing to the early age.

The bibliographical analysis gives the importance to consider the type of heat treatment used as a significant parameter associated to the hydrates' structure with short, medium and long term and to the free residual water content of the concretes.

The experimental results made it possible on the one hand to quantify the time-dependent strains of UHPFRC subjected to a heat treatment at a moderate temperature and on the other hand to correlate these strains with the evolution of material parameters measured such as the internal relative humidity and the degree of hydration.

Adapted analytical models, taking as a starting point those presented in Eurocode 2, are proposed to consider the time-dependent strains of UHPFRC. Moreover, modeling and simulations reveal that it is possible to predict correctly the behavior of these UHPFRC as well on the change of internal temperatures as on the change of the time-dependent strains. The prediction of the evolution of the properties of the UHPFRC products according to the nature of the heating applied should allow moreover the optimization of the production cadences and the energy used for the heat treatments.

Keywords: UHPFRC, ultra-high performance fiber-reinforced concrete, heat treatment, shrinkage, creep, time-dependent strains, prestressed

TABLE DES MATIERES

INTRODUCTION ET PROBLEMATIQUE	9
<hr/>	
1 DEFORMATIONS DIFFEREES DES BFUP	11
<hr/>	
1.1 PROPRIETES DES BFUP	11
1.1.1 POSITIONNEMENT ET SPECIFICITES	11
1.1.1.1 Définition et applications	11
1.1.1.2 Points d'attention spécifiques	11
1.1.2 CARACTERISTIQUES PHYSICO-CHIMIQUES	12
1.1.2.1 Généralités	12
1.1.2.2 Caractéristiques des granulats	12
1.1.2.3 Caractéristiques du liant	12
1.1.2.4 Caractéristiques des additions	13
1.1.2.5 Teneur en eau	14
1.1.2.6 Adjuvantation	15
1.1.2.7 Caractéristiques des fibres	17
1.1.2.8 Rappel des mécanismes d'hydratation	18
1.1.3 CARACTERISTIQUES MECANIQUES	19
1.1.3.1 Généralités	19
1.1.3.2 Impact des fibres sur les propriétés mécaniques	19
1.2 SPECIFICITES DES BFUP VIS-A-VIS DES DEFORMATIONS DIFFEREES	20
1.2.1 DEFORMATIONS DE RETRAIT	20
1.2.1.1 Considérations générales vis-à-vis du retrait	20
1.2.1.2 Spécificités des BFUP vis-à-vis du retrait endogène et du retrait de dessiccation	21
1.2.1.3 Autres points d'attention particuliers	23
1.2.2 DEFORMATIONS DE FLUAGE.....	23
1.2.2.1 Spécificités vis-à-vis du fluage propre	23
1.2.2.2 Spécificités vis-à-vis du fluage de dessiccation	25
1.2.3 INFLUENCE DES PARAMETRES SIGNIFICATIFS SUR LES DEFORMATIONS DIFFEREES DES BFUP.	25
1.3 TRAITEMENTS THERMIQUES DES BFUP	28
1.3.1 INTERET D'ACCELERER ET D'ACCROITRE LES PERFORMANCES DES BFUP AU JEUNE AGE.....	28
1.3.1.1 Généralités	28
1.3.1.2 Calcul de l'âge équivalent	28
1.3.1.3 Caractéristiques des traitements thermiques réalisés à température modérée	30
1.3.2 IMPACT SUR LES DEFORMATIONS DIFFEREES	32
1.3.2.1 Généralités	32
1.3.2.2 Impact sur la morphologie des hydrates	33
1.3.2.3 Impact sur les résistances mécaniques	35
1.3.2.4 Distribution de la porosité	37
1.3.2.5 Impact sur les déformations différées	38
1.4 PREVISION DES DEFORMATIONS DIFFEREES DES BFUP	42
1.4.1 MODELES ANALYTIQUES	42
1.4.1.1 Présentation des textes de référence	42
1.4.1.2 Modèles analytiques proposés par les Recommandations (2002) sur les Bétons fibrés à ultra-hautes performances pour les BFUP ne subissant pas de traitement thermique	44
1.4.1.3 Modèles analytiques proposés par les Recommandations (2002) sur les Bétons fibrés à ultra-hautes performances pour les BFUP subissant un thermiquement de second type (appliqué à 90 °C environ une fois le béton déjà durci)	44
1.4.1.4 Modèles analytiques de la procédure d'identification expérimentale spécifiés dans l'Eurocode 2 partie 2 pour les BHP avec fumée de silice subissant un traitement	

	thermique de premier type (appliqué à température modérée pour accélérer le durcissement juste après la mise en moule)	45
1.4.1.5	Evaluation des pertes de précontrainte par pré-tension pour des éléments préfabriqués en béton	46
1.4.2	MODELES NUMERIQUES.....	47
1.4.2.1	Généralités	47
1.4.2.2	Modélisation et identification	48
1.4.2.3	Modélisation des phénomènes thermo-chimiques	49
1.4.2.4	Modélisation du séchage	50
1.4.2.5	Modélisation du retrait	50
1.4.2.6	Modélisation du fluage	51
1.4.2.7	Modélisation de la fissuration	53
1.5	BILAN DE L'ETAT DE L'ART	55
2	<u>EXPERIMENTATIONS</u>	56
2.1	FABRICATION DES BFUP UTILISES	56
2.1.1	COMPOSITIONS	56
2.1.1.1	Proportions massiques	56
2.1.1.2	Identification des gâchées	57
2.1.2	MISE EN ŒUVRE.....	57
2.1.2.1	Procédure de malaxage	57
2.1.2.2	Comportement rhéologique	57
2.1.2.3	Moulage des corps d'épreuve	57
2.1.3	TRAITEMENTS THERMIQUES.....	57
2.1.3.1	Protection vis-à-vis de la dessiccation	57
2.1.3.2	Cycles thermiques	58
2.2	CARACTERISTIQUES DES BFUP UTILISES	58
2.2.1	RESISTANCE A LA COMPRESSION ET A LA FLEXION.....	58
2.2.2	RESISTANCE A LA FLEXION SUR PLAQUE MINCE	59
2.2.3	MODULE D'ELASTICITE LONGITUDINALE.....	60
2.2.4	COEFFICIENT DE DILATATION THERMIQUE	63
2.2.5	DEGRE D'HYDRATATION	64
2.2.6	CHALEUR D'HYDRATATION.....	67
2.2.7	HUMIDITE RELATIVE INTERNE.....	68
2.3	MESURE DES DEFORMATIONS DIFFEREES	71
2.3.1	PRINCIPE GENERAL.....	71
2.3.1.1	Considérations conventionnelles	71
2.3.1.2	Décomposition des déformations	72
2.3.2	PROCEDURE DE LANCEMENT DES ESSAIS	73
2.3.2.1	Préparation des éprouvettes pour les essais de retrait et fluage	73
2.3.2.2	Protocole de mise en charge	73
2.3.2.3	Suivi des déformations différées	74
3	<u>ANALYSE DES RESULTATS EXPERIMENTAUX</u>	75
3.1	INFLUENCE DU TAUX DE CHARGEMENT	75
3.2	INFLUENCE DU TRAITEMENT THERMIQUE	77
3.3	INFLUENCE DE LA DEFORMATION D'INTERACTION THERMOMECHANIQUE	80
3.4	MISE EN CORRELATION AVEC LES CARACTERISATIONS PHYSICO-CHIMIQUES	82
4	<u>MODELISATION DES DEFORMATIONS DIFFEREES</u>	89

4.1	MODELISATION ANALYTIQUE	89
4.1.1	COMPARAISON DES RESULTATS EXPERIMENTAUX AVEC LES MODELES REGLEMENTAIRES	89
4.1.1.1	Choix des éléments de comparaison	89
4.1.1.2	Commentaires sur les modèles analytiques non modifiés	89
4.1.2	PROPOSITION DE MODELES ANALYTIQUES MODIFIES.....	90
4.1.2.1	Présentation de la démarche	90
4.1.2.2	Commentaires sur les résultats	91
4.1.3	PROPOSITION D'UNE METHODOLOGIE DE CALAGE D'UNE COURBE DE FLUAGE CARACTERISTIQUE.....	92
4.1.3.1	Principes généraux	92
4.1.3.2	Prise en compte de la variabilité expérimentale	94
4.1.3.3	Réajustement des coefficients des modèles analytiques	94
4.1.3.4	Prise en compte de la variabilité du matériau béton (conditions de fabrication en usine)	94
4.1.3.5	Décalage de la courbe analytique pour obtenir la courbe caractéristique	95
4.2	MODELISATION NUMERIQUE	95
4.2.1	MODELISATION DES PHENOMENES THERMO-CHIMIQUES.....	95
4.2.1.1	Utilisation des résultats de l'essai semi-adiabatique (bouteille de Langavant)	95
4.2.1.2	Simulation des températures des éprouvettes en BFUP ayant subi les traitements thermiques	99
4.2.1.3	Simulation de l'évolution du degré d'hydratation en fonction du traitement thermique utilisé	99
4.2.2	MODELISATION DES PHENOMENES DE DEFORMATION	100
4.2.2.1	Retrait endogène	100
4.2.2.2	Retrait de dessiccation	102
4.2.2.3	Fluage propre	105
4.2.3	EXEMPLE D'APPLICATION A UNE POUTRE PRECONTRAINT EN BFUP.....	106
4.2.3.1	Choix de l'élément en BFUP	106
4.2.3.2	Simulations numériques	107
4.2.3.3	Simulations thermo-hydro-chimiques	108
4.2.3.4	Simulations mécaniques	111
CONCLUSION		113
BIBLIOGRAPHIE		116
ANNEXES		121
ANNEXE 1 – PROTOCOLE DE DETERMINATION DU DEGRE D'HYDRATATION PAR PERTE AU FEU A 550 °C INSPIRE DU MODE OPERATOIRE ISSU DU PROJET GRANDUBE [AFGC/RGC&U, 2007]		122
ANNEXE 2 – DETAIL DES VALEURS ISSUES ET RETENUES DANS LE CADRE DE L'OPTIMISATION DES MODELES ANALYTIQUES EFFECTUEE AU § 4.1.2.....		125
ANNEXE 3 – DETAIL DES VALEURS DES PARAMETRES RETENUS DANS LA CADRE DES SIMULATIONS EFFECTUEES AU § 4.2		126
TABLE DES TABLEAUX		127
TABLE DES FIGURES		128

INTRODUCTION ET PROBLEMATIQUE

Les innovations majeures développées ces dernières décennies dans le domaine du matériau béton telles que la mise au point de BAP (bétons auto-plaçants) ou de BHP (bétons à hautes performances) sont maintenant pleinement intégrées dans les usines de préfabrication. Elles contribuent à accroître la qualité des produits tout en augmentant la productivité. Les cadences se sont accrues grâce à la mise au point de nouvelles formulations et à l'optimisation des procédés de mise en œuvre. Ces avancées technologiques permettent de réaliser tous types de produits, structuraux ou non structuraux, armés ou précontraints, encore plus performants à court et à long terme. Ces produits sont destinés aux marchés du bâtiment et du génie civil et peuvent, lorsqu'ils sont destinés à rester apparents, proposer des finitions architectoniques particulièrement esthétiques.

Dans la gamme des produits en béton obtenus par démoulage différé, les deux principales variables d'ajustement sont la rhéologie et la résistance mécanique qui trouvent respectivement leur déclinaison dans deux gammes de bétons : les BAP (bétons auto-plaçants) et les BHP (bétons à hautes performances). Ces deux propriétés peuvent se combiner pour obtenir des bétons qui se mettent en œuvre sans vibration et qui peuvent atteindre des performances mécaniques et de durabilité très élevées. On entre alors dans la gamme des BUHP (bétons à ultra hautes performances) et plus particulièrement des BFUP (bétons fibrés à ultra hautes performances) lorsqu'ils incorporent des fibres, comme dans le cas des applications structurelles.

Les propriétés mécaniques des BFUP permettent la réalisation de structures en béton encore plus durables avec des formes plus élancées. Dotés d'une résistance à la compression généralement supérieure à 150 MPa à 28 jours et d'une déformabilité améliorée par l'ajout de fibres métalliques et/ou polymères, ces matériaux permettent de limiter l'emploi de renforts passifs. En utilisant la précontrainte, les produits en BFUP peuvent être encore plus élancés et voir réduire significativement leur quantité de renforts passifs. Le maintien de la précontrainte permet d'assurer à la structure sa capacité portante tout au long de la durée d'utilisation de projet. Il convient alors de déterminer les pertes de précontrainte en considérant l'ensemble des déformations instantanées et différées (retrait, fluage, relaxation). Le comportement des BFUP vis-à-vis des déformations différées constitue alors un point déterminant.

Actuellement, les normes pour le dimensionnement des structures en béton (Eurocodes) ne couvrent pas les BFUP et ne proposent donc pas de modèles prédictifs pour calculer ou estimer leurs déformations différées. En France, les recommandations sur les BFUP [AFGC/SETRA, 2013] visent à pallier ce manque dans l'attente d'une extension du domaine d'application des Eurocodes aux BFUP ou de la publication de dispositions normatives françaises avec notamment des modèles analytiques adaptés.

En vue de développer l'utilisation des BFUP pour la production de produits précontraints, il convient de disposer de référentiels de dimensionnement adaptés qui prennent en compte l'influence de traitements thermiques éventuellement utilisés. Pour les bétons traditionnels, l'accélération du durcissement du béton par apport extérieur de chaleur et par maintien ensuite de la chaleur naturellement dégagée par le béton est la solution privilégiée pour atteindre la productivité désirée.

Pour les BFUP, au moins deux types de traitements thermiques peuvent être distingués. Le premier type est appliqué dès les premières heures et correspond à la « cure thermique » mentionnée par la norme NF EN 1992-1-1 [NF EN 1992-1-1, 2005]. Il est aussi appelé « accélération de l'hydratation par traitement thermique » par la norme NF EN 13369 [NF EN 13369, 2004]. Il a pour finalité principale d'activer le début de prise et d'accélérer le durcissement initial du BFUP. Il s'effectue à une température modérée. Le second type de traitement thermique, s'applique lorsque le matériau est durci et a pour objectif de développer de nouveaux hydrates de manière à accroître encore davantage la résistance mécanique de la matrice cimentaire et à diminuer les déformations différées. Pour ce traitement thermique, les éléments sont portés à une température relativement élevée (de l'ordre de 90 °C) et à un degré d'humidité relative proche de la saturation pendant plusieurs heures après la prise du béton.

La durée du traitement est un facteur essentiel qui conditionne les cadences de production. Des travaux antérieurs [Rougeau, 2005] ont permis d'optimiser les formulations et les caractéristiques de l'échauffement afin d'accélérer le durcissement des BFUP de manière à pouvoir appliquer la précontrainte dans un délai inférieur à 24 heures.

Parmi les travaux publiés sur les déformations différées des BFUP, ceux réalisés par Loukili [Loukili, 1996] ont notamment été utilisés pour élaborer la version initiale des recommandations sur les BFUP [AFGC/SETRA, 2002] au niveau de la prévision du fluage et du retrait. Les modèles analytiques proposés étaient associés à deux cas distincts : les BFUP BPR (Béton de Poudres Réactives) traités thermiquement et les BFUP BPR sans traitement thermique. Le traitement thermique utilisé au cours de ces travaux a consisté en un étuvage à 90 °C pendant plusieurs jours. Les modèles analytiques qui en découlent sont donc préférentiellement applicables à l'utilisation de traitements thermiques de second type.

Afin de compléter l'état de l'art sur les BFUP subissant un traitement thermique de premier type réalisé à température modérée, le programme expérimental mis en œuvre dans le cadre de cette thèse visait à identifier les paramètres déterminants pour les déformations différées des BFUP relatifs aux procédés de fabrication incluant l'utilisation de ce type de traitement thermique. Le taux de chargement et les caractéristiques du cycle thermique ainsi que le moment de l'application du chargement ont été étudiés afin de pouvoir fournir des données quantitatives sur le comportement à long terme des BFUP sous chargement. Les modèles analytiques ou numériques prédictifs à long terme font encore l'objet de discussions et de travaux au regard de la difficulté à prendre en compte les mécanismes de retrait et surtout de fluage. Le choix a été fait de comparer les résultats expérimentaux aux modèles prédictifs de l'Eurocode 2 déjà publiés et de mettre en œuvre un modèle incorporant un code de calcul aux éléments finis prenant en compte les différents paramètres identifiés comme significatifs suivant la méthodologie décrite par Benboudjema [Benboudjema, 2002].

En s'appuyant sur les données expérimentales obtenues, ces travaux proposent des modèles analytiques simplifiés de type réglementaire pour prévoir les déformations différées des BFUP incluant une proposition de méthodologie de détermination d'une courbe de complaisance caractéristique, une prédiction par simulation numérique du comportement thermo-chemo-hydromécanique des BFUP étudiés et un exemple d'application des simulations sur une poutre précontrainte en BFUP représentative.

1 DEFORMATIONS DIFFEREEES DES BFUP

Cette partie présente une synthèse bibliographique sur les déformations différées des BFUP après quelques éléments d'introduction sur leurs caractéristiques physiques et chimiques utiles pour faciliter l'établissement des liens de cause à effet.

1.1 Propriétés des BFUP

1.1.1 Positionnement et spécificités

1.1.1.1 Définition et applications

Le terme BFUP, Bétons Fibrés à Ultra hautes Performances, couvre aujourd'hui une large gamme de matériaux pour des applications structurelles et/ou décoratives. Certains font l'objet de brevets ou de marques déposées : DUCTAL[®], BSI[®], CERACEM[®], BCV[®], CEMTEC_{multiscale}[®], Effix Design[®], M2C[®], CARDIFRC[®], DUCORIT[®], etc.

Les BFUP sont toujours définis dans un premier temps par le niveau de résistance mécanique atteint, généralement supérieur à 150 MPa à la compression à 28 jours. Même si des essais sous vide exécutés en laboratoire avancent un potentiel bien plus élevé encore, les applications industrielles les plus nombreuses sont réalisées avec des BFUP de résistance standard. Les produits fabriqués aujourd'hui peuvent être des poteaux, des poutres, des dalles, des poutrelles, des panneaux de façades, des éléments de couverture, des passerelles, des corniches, des éléments pour l'assainissement, du mobilier urbain, du mobilier d'intérieur, des éléments pour les machines outils, etc. Outre la résistance à la compression, les BFUP se distinguent des bétons traditionnels par bien d'autres propriétés telles que leur résistance à la flexion, aux chocs, à l'abrasion, aux agressions chimiques, au gel, plus généralement leur ductilité, leur tenue dans le temps, ainsi que leurs caractéristiques esthétiques.

Les BFUP disposent de formulations élaborées où la sélection des matières premières est essentielle pour l'atteinte des performances souhaitées. Le coût élevé du matériau provient du dosage important en fibres, en ultrafines, en liant et en adjuvants. Les fibres sont introduites pour augmenter la ductilité du matériau, et accroître la résistance. Les ultrafines permettent de réduire la porosité et d'accroître la résistance à la compression et la durabilité. Les adjuvants permettent d'obtenir une rhéologie adéquate pour la mise en œuvre tout en ayant un rapport Eau/Liant (E/L) très faible et peuvent participer à l'accélération du durcissement.

Le surcoût lié aux matières premières peut être compensé par la diminution des dimensions et du poids des éléments en BFUP, par des gains de temps sur le chantier résultant d'un assemblage et d'un montage plus rapide de l'ouvrage ainsi que par une diminution des coûts de transport des matériaux et des matériels. L'allègement de l'ouvrage qui en découle permet de réduire la dimension des fondations et des autres éléments porteurs. Enfin, des économies sont réalisées sur le long terme grâce à l'excellente durabilité des BFUP.

1.1.1.2 Points d'attention spécifiques

Les points d'attention spécifiques à la réalisation de produits en BFUP découlent principalement de la très faible teneur en eau et du fort dosage en liant utilisés. Le rapport E/L utilisé est généralement inférieur à 0,2 c'est-à-dire entre 2 et 3 fois inférieur à celui utilisé pour des bétons plus traditionnels. Tout en étant indispensable à l'hydratation du liant, une

quantité d'eau introduite d'autant plus faible permet de réduire d'autant plus la porosité du matériau. En conséquence, les BFUP sont plus sensibles au jeune âge aux conditions de cure et de maturation. Les risques de dessiccation sont particulièrement élevés et le fort dosage en liant augmente les risques de fissuration principalement dus à l'importance du retrait endogène et du retrait thermique engendrés. Au regard du fort dosage en liant, la chaleur d'hydratation dégagée doit être prise en compte pour prévoir l'intensité des déformations thermiques qui seront d'une intensité d'autant plus forte que l'élément en BFUP sera massif et qu'un traitement thermique à température élevée aura été utilisé.

L'ensemble de ces spécificités conduit à renforcer le contrôle de production en usine. L'objectif est d'obtenir un matériau le plus homogène possible, non soumis au jeune âge à des conditions de maturation défavorables en termes de température et d'humidité relative. C'est une garantie pour la réalisation de produits en BFUP de qualité, résistants, peu déformables, à l'esthétique améliorée et aux géométries plus complexes, apportant ainsi davantage de fonctions à l'ouvrage.

1.1.2 Caractéristiques physico-chimiques

1.1.2.1 Généralités

Les caractéristiques physico-chimiques des BFUP découlent principalement de leur composition et le cas échéant du traitement thermique utilisé. Les matières premières sont sélectionnées parmi celles déjà disponibles pour la fabrication des bétons traditionnels, des BAP ou des BHP.

1.1.2.2 Caractéristiques des granulats

Pour tendre vers un matériau plus homogène au niveau macroscopique, les granulats sont des sables dont la dimension maximale est de l'ordre de quelques millimètres. Ils sont choisis sur la base des critères suivants :

- une résistance et un module élastique élevés obtenus par exemple avec des sables à haute teneur en silice, en quartz ou en bauxite ; l'homogénéité de la répartition de ces inclusions dans le matériau améliorera la transmission des contraintes en son sein ;
- une propreté élevée caractérisée par une très faible teneur en fines ou une teneur en fines nulle (particules de diamètre inférieur à 63 μm) ; la rhéologie et la compacité fortement optimisées des BFUP seront ainsi maintenues constantes tout au long des cycles d'approvisionnement ;
- une géométrie privilégiée de type sphérique pour une meilleure rhéologie à l'état frais et pour obtenir une interface pâte/granat exempt de vides.

1.1.2.3 Caractéristiques du liant

Le liant utilisé est majoritairement composé de ciment. Le dosage en ciment (de l'ordre de 750 à 900 kg/m^3) est 2 à 3 fois plus élevé que celui des bétons traditionnels. Le ciment joue le rôle à la fois de liant mais aussi, compte tenu du très faible rapport E/C, de charge minérale à haut module d'élasticité pour la part qui demeure non hydratée. Pour son rôle de liant, le ciment est sélectionné sur la base de critères difficiles à satisfaire simultanément :

- une résistance mécanique élevée à 28 jours et à court terme (utile pour rapidement mettre en œuvre la précontrainte) ; les ciments de type CEM I 52,5 sont donc à privilégier ; la résistance élevée à court terme est principalement attribuée à la teneur en silicate tricalcique ($\text{C}_3\text{S} : 3\text{CaO};\text{SiO}_2$), la résistance sur le long terme à la teneur en silicate bicalcique ($\text{C}_2\text{S} : 2\text{CaO};\text{SiO}_2$) ;

- une surface spécifique peu élevée préférentiellement inférieure à 4000 cm²/g ; une surface spécifique élevée permet certes d'obtenir des résistances élevées à très court terme mais conduit aussi, d'une part à une demande supérieure en eau et en superplastifiant ce qui est pénalisant respectivement pour la porosité et le temps de début de prise, et d'autre part, à un risque d'accélérer les déformations de retrait endogène et thermique, sources potentielles de fissuration lorsqu'elles ne sont pas maîtrisées ;
- une teneur en aluminat tricalcique (C₃A : 3CaO;Al₂O₃) peu élevée, aux environs de 6 % ou inférieure ; la réaction du C₃A est régulée par la présence de gypse car pouvant provoquer très rapidement un raidissement non souhaité au moment de la mise en œuvre ; pour les BFUP, l'optimisation de la rhéologie s'effectue aussi à l'aide d'une limitation de la teneur en C₃A.

1.1.2.4 Caractéristiques des additions

En complément, le liant contient une addition minérale de type ultrafine ayant le plus souvent une activité pouzzolanique. Il s'agit principalement de combler d'une part les vides intergranulaires entre les sables fins et le ciment pour augmenter la compacité du matériau et de favoriser d'autre part la production de silicates de calcium hydratés (C-S-H) par consommation de la portlandite (Ca(OH)₂) issue de l'hydratation du ciment (figure 1) [Loukili, 1999]. La fumée de silice, historiquement considérée comme l'ultrafine la plus efficace, est toujours la plus utilisée.

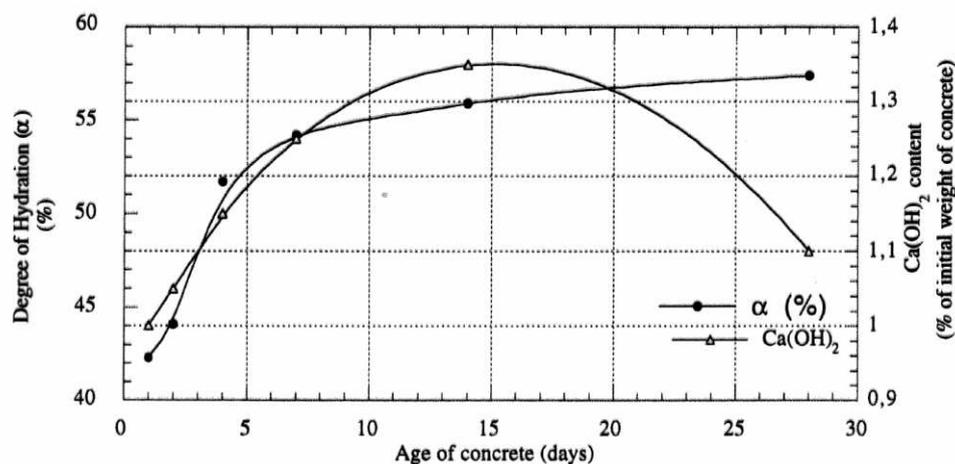


Figure 1 – Evolution de l'hydratation du ciment et du contenu en Ca(OH)₂ d'un Béton de Poudres Réactives contenant de la fumée de silice [Loukili, 1999]

La modification de la matrice cimentaire se poursuit même au delà de 28 jours, sans qu'un apport extérieur d'eau supplémentaire soit nécessaire [Jensen, 2001]. Elle est constituée de particules très fines dont le diamètre est de l'ordre du dixième de micromètre et est composée de dioxyde de silicium (SiO₂) amorphe à une teneur supérieure à 80 %. La fumée de silice est recueillie à l'issue du processus de fusion permettant de produire du silicium métal et des alliages de ferrosilicium. Pour son activité pouzzolanique, elle est sélectionnée sur la base des critères suivants :

- une teneur en dioxyde de silicium (SiO₂) qui se veut la plus élevée possible, idéalement supérieure à 90 % ;
- une forte activité pouzzolanique mesurée en masse de CaO fixé par masse d'ultrafine ;
- une teneur en impuretés, notamment en carbone, la plus faible possible ;
- une surface spécifique élevée, généralement comprise entre 15 et 35 m²/g.

Parmi les autres ultrafines potentiellement utilisables en remplacement de la fumée de silice, ayant également ou non une activité pouzzolanique, il est possible de citer notamment les métakaolins, la phonolithe, la cendre volante pulvérisée ou les micro-fillers calcaires (figure 2) [Rougeau, 2004].

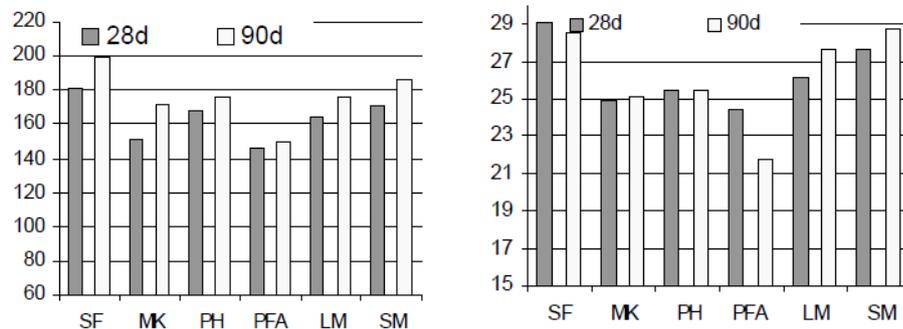


Figure 2 – Résultats d'essais de résistance à la compression (à gauche) et de résistance à la flexion (à droite) réalisés respectivement à 28 et 90 jours sur des éprouvettes de BFUP de dimensions 40 x 40 x 160 mm utilisant différents types d'ultrafines (SF : fumée de silice ; MK : métakaolin ; PH : phonolithe ; PFA : cendre volante pulvérisée ; LM : micro-filler calcaire ; SM : micro-filler siliceux) [Rougeau, 2004]

Pour des applications architectoniques en BFUP, la sélection des ultrafines est réalisée en tenant compte également de leur couleur, celle-ci conduisant à modifier ou à renforcer la teinte finale souhaitée. Le choix final découlera en grande partie de l'impact de l'ultrafine sur la rhéologie obtenue au moment de la mise en œuvre, chaque triptyque ciment-ultrafine-adjuvant conduisant à un comportement différent indépendamment du dosage respectif des trois constituants.

1.1.2.5 Teneur en eau

Pour ce qui concerne la teneur en eau, les BFUP sont obtenus en choisissant un faible rapport Eau/Liant, inférieur à 0,20, dans le but de réduire au maximum la porosité du matériau et la connectivité des pores résiduels (figure 3) [Mehta, 1980].

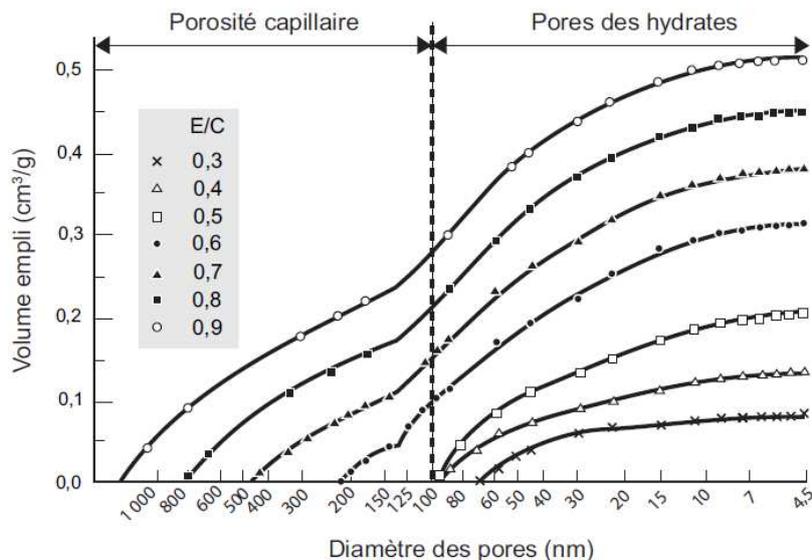


Figure 3 – Influence du rapport Eau/Ciment sur la structure porosimétrique de pâtes de ciment Portland âgées de 28 jours [Mehta, 1980]

Les autres conséquences induites ont un impact fort sur les déformations différées des BFUP. D'après le modèle de Powers [Powers, 1960], l'hydratation théorique complète d'un gramme de ciment portland se compose de 0,23 g d'eau chimiquement liée (non évaporable à une température inférieure à 105 °C), de 0,19 g d'eau physiquement liée (correspondant à la part d'eau adsorbée) et d'eau libre. Un rapport E/C supérieur ou égal à 0,42 est alors un minimum théoriquement nécessaire pour une hydratation totale du ciment. Dans le cas de conditions de cure et de maturation favorables, les BFUP présentent les caractéristiques suivantes :

- une hydratation de la masse de ciment comprise entre 50 et 60 % : la propriété d'auto-cicatrisation observée sur les BFUP [Granger, 2005] découle de cette réserve de ciment anhydre pouvant, en présence d'eau, colmater d'éventuelles fissures d'ouvertures limitées apparaissant au cours du temps ;
- un retrait de dessiccation et un fluage de dessiccation très limités par rapport à ceux observés sur des bétons plus traditionnels (cf. § 1.2) ;
- un fluage propre plus faible qui est fonction du type de traitement thermique appliqué ;
- un retrait d'auto-dessiccation plus important par rapport à celui observé sur des bétons plus traditionnels (cf. § 1.2) ;
- une élévation de température et des déformations thermiques induites plus importantes dépendant de la géométrie de l'élément fabriqué et de l'éventuel traitement thermique appliqué.

1.1.2.6 *Adjuvantation*

Compte tenu des très faibles rapports Eau/Liant utilisés, la teneur en eau est insuffisante pour assurer à elle seule la rhéologie nécessaire à la mise en œuvre des BFUP. L'ajout d'adjuvants organiques de la famille des superplastifiants est alors indispensable malgré le retard induit sur le temps de début de prise et une augmentation de l'air entraîné pouvant être observée. Il s'agit de produits formulés dont la teneur en substance active représente environ 30 à 40 % de la masse, le complément étant essentiellement constitué d'eau. Le dosage en adjuvant est généralement porté à environ 5 % de la masse de ciment. Un dosage supérieur peut entraîner des conséquences néfastes de retard de prise, de perte de résistances mécaniques, de ressuage et de ségrégation. Il est donc important d'optimiser la formulation et la sélection des autres matières premières en vue d'éviter le surdosage en superplastifiant. L'importance de la compatibilité liant/adjuvant revêt tout son sens dans le cas des BFUP. L'efficacité qui en découle repose sur les principes suivants :

- les superplastifiants de dernière génération agissent sur les particules de ciment en ayant recours à un minimum d'eau ;
- après adsorption sur les gains de ciment, ils utilisent à la fois un effet de répulsion électrostatique mais surtout stérique pour disperser les particules. Compte tenu de la très faible teneur en eau des BFUP, il est difficile de quantifier la contribution supplémentaire de la pression osmotique qui apparaît lorsque les molécules adsorbées sur deux grains s'interpénètrent, favorisant l'éloignement des deux grains par apport d'eau dans ces zones riches en polymère ;
- une molécule de superplastifiant de dernière génération est constituée le plus souvent à partir d'une chaîne carbonée principale, par exemple de type polycarboxylate, sur laquelle sont greffées ensuite par estérification des branches polymères carbonées par exemple de type poly(oxyéthylène) (figure 4) ;
- l'effet de répulsion électrostatique provient des charges ioniques (par exemple charges négatives des fonctions acide carboxylique) et l'effet de répulsion stérique des branches plus ou moins longues greffées sur la chaîne principale ;
- l'hydratation du ciment démarre en recouvrant progressivement les molécules d'adjuvant adsorbées ;

Dans la plupart des cas, les BFUP se mettent donc en place sous le seul effet de leur poids propre mais avec une vitesse d'écoulement relativement lente. Afin de profiter du comportement rhéofluidifiant ou thixotropique des BFUP, une vibration du matériau peut permettre de diminuer la viscosité dynamique au moment de la mise en œuvre. Notons que la viscosité dynamique demeure suffisamment élevée pour procurer aux BFUP une tendance à augmenter leur teneur en air entraîné. Trois moments critiques sont considérés : le malaxage, une fois le superplastifiant ajouté, le transport incluant la vidange et la mise en œuvre dans les moules. L'objectif est d'adapter le processus de fabrication pour réduire au maximum les possibilités de piégeage d'air dues aux retournements du matériau sur lui-même. Bien que l'air entraîné puisse avoir une action bénéfique sur la rhéologie des BFUP à l'état frais comme c'est le cas pour des bétons plus traditionnels (figure 5), il conduirait à des valeurs de résistance à la compression non optimisées.

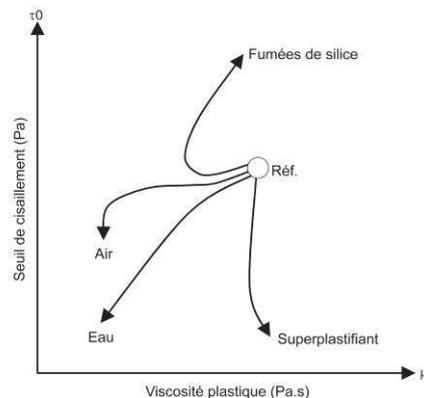


Figure 5 – Évolution des paramètres rhéologiques en fonction de la composition de la pâte cimentaire [Wallevik, 1983]

1.1.2.7 Caractéristiques des fibres

Les fibres utilisées dans les BFUP peuvent être de nature métallique ou organique. L'introduction des fibres a pour objectif d'augmenter la résistance à la traction, à la flexion et à la fissuration du matériau (cf. § 1.1.2 Caractéristiques mécaniques). Certaines fibres organiques permettent également d'augmenter la résistance au feu des BFUP [Chefdebien, 2008][Missemer, 2011][Pimienta, 2009]. Généralement, l'impact des fibres sur le comportement à l'état frais des bétons est de nature à augmenter le dosage en liant et en adjuvant pour contrecarrer la perte de fluidité [Martinie, 2010]. Dans le cas des BFUP, deux effets complémentaires doivent être considérés :

- l'amélioration de la dispersion de l'adjuvant et des autres constituants au moment du malaxage réduisant ainsi le temps de malaxage (cas où des fibres rigides sont introduites avant l'adjuvant) ;
- l'augmentation de la température en sortie de malaxage due en partie à l'augmentation des forces de friction entre les fibres et les parties métalliques du malaxeur (cas des fibres métalliques).

Le niveau de température au moment du malaxage est un enjeu important pour le maintien de la rhéologie des BFUP sur des temps compatibles avec leur mise en œuvre. La dissolution des espèces chimiques réactives du ciment et les premières réactions d'hydratation sont d'autant plus ralenties que la température au moment de la mise en œuvre est faible.

Le tableau 1 présente les principales propriétés physico-chimiques issues de la littérature de certains BFUP commercialisés pour des applications structurelles.

1.1.2.8 *Rappel des mécanismes d'hydratation*

Les performances atteintes par les BFUP (cf. § 1.1.3 Caractéristiques mécaniques) résultent essentiellement de la très grande compacité de la microstructure. En complément, l'application d'un traitement thermique permet d'accélérer le processus d'hydratation une fois le béton mis en œuvre. Par comparaison avec les mécanismes intervenant dans le cas des matériaux cimentaires, différentes étapes successives peuvent être avancées pour les BFUP :

- la période initiale conduit à une élévation rapide de la température dans les premières minutes qui suivent la mise en contact de l'eau avec les grains de ciment ; elle correspond à la réaction rapide de C_3A avec le gypse (et l'eau et de C_3S avec l'eau pour former respectivement de l'ettringite et des C-S-H à leur surface ; cette élévation de température s'ajoute à celle résultant des forces de friction entre le matériau visqueux et fibré et l'outil de malaxage ; c'est à la fin de la période initiale et au début de la période dormante que le remplissage des moules intervient ;
- la période dormante qui suit dure quelques heures ; elle se caractérise par un pH de la solution interstitielle très élevé résultant de la dissolution des alcalins et autres hydroxydes du ciment et par un ralentissement de la dissolution et de la diffusion des espèces chimiques du ciment (Ca^{2+} ; OH^-) à travers la couche d'hydrates déjà formée autour des grains de ciment ; la formation d'ettringite et de C-S-H ralentit ; la durée de cette période peut être fortement réduite si un traitement thermique de premier type est appliqué (cf. § 1.3 Traitements thermiques des BFUP) ;
- la période de prise qui suit correspond au début de la précipitation de la portlandite ($Ca(OH)_2$) due à l'atteinte de concentrations critiques en Ca^{2+} et OH^- ; la précipitation des C-S-H et des autres hydrates se produit également conduisant à un pic de température qui favorise en retour la dissolution des espèces réactives ; il s'agit de la notion de thermo-activation qui est développée au § 1.3.1.2 ; le volume d'hydrates formés autour des grains de ciment augmente et le réseau commence à se développer ; l'augmentation des vitesses de précipitation/nucléation/dissolution est une conséquence majeure de l'utilisation d'un traitement thermique de premier type ; le cas échéant, la durée du traitement thermique couvre la période de prise et se prolonge pendant le début de la période de durcissement ;
- la période de durcissement qui suit dure quelques heures pendant lesquelles le développement des hydrates se poursuit rapidement et correspond à l'épuisement du gypse suite à la formation d'ettringite ; suivant la teneur en C_3A , la réaction qui suit avec les ions sulfate de l'ettringite pour former du mono-sulfo-aluminate de calcium hydraté conduit à un dégagement de chaleur supplémentaire accélérant l'hydratation ; la chaleur d'hydratation diminue ensuite lentement ;
- la période de ralentissement se poursuit ensuite sur le très long terme et correspond à la consolidation du réseau d'hydrates ; la dissolution des espèces chimiques anhydres et leur diffusion à travers la couche d'hydrates toujours plus épaisse devient de plus en plus lente ; c'est au cours de cette période que la teneur en portlandite atteint un maximum [Loukili, 1999] avant de diminuer, les ultrafines pouzzolaniques comme la fumée de silice réagissant avec $Ca(OH)_2$ pour former des C-S-H secondaires.

L'influence de la porosité résultant de l'hydratation du ciment et de l'état de saturation du matériau sur les déformations différées des BFUP est développée au § 1.2.

1.1.3 Caractéristiques mécaniques

1.1.3.1 Généralités

Les performances mécaniques atteintes par les principaux BFUP commercialisés en France pour des applications structurales sont présentées au tableau 1. Par rapport aux bétons traditionnels, la résistance à la compression est considérée comme décuplée et l'ajout de fibres permet de conférer au matériau d'excellentes propriétés de résistance à la traction et de durabilité.

CARACTERISTIQUES	Ductal® FM	BSI®
Étalement	550 mm	640 mm
Porosité	1,9 %	
Absorption	0,06 g/cm ²	0,22 g/cm ²
Perméabilité à l'air	< 10 ⁻²⁰ m ²	
Essai de Gel – Dégel	0 %	2,8 %
Résistance caractéristique à la compression à 28 j	200 MPa (après traitement thermique)	180 MPa
Résistance caractéristique à la traction directe à 28 j (pic)	9 MPa (avec entaille)	9 MPa (sans entaille)
Traction par flexion sur prisme	42 MPa	45 MPa
Module d'élasticité E	58 GPa	65 GPa
Coefficient de Poisson	0,2	0,2
Coefficient de dilatation thermique	11,8 µm/m/°C	10,4 µm/m/°C

Tableau 1 – Caractéristiques indicatives des principaux BFUP commercialisés en France pour des applications structurales [AFGC/SETRA, 2002]

1.1.3.2 Impact des fibres sur les propriétés mécaniques

En l'absence de fibres, les BUHP présentent une rupture particulièrement fragile lorsqu'ils sont soumis à une charge équivalente à leur résistance à la compression (figure 6). Ce comportement est attribué à l'homogénéité plus élevée des BUHP qui leur permet :

- de se rapprocher de matériaux au comportement linéaire du fait de leur faible granulométrie et du fait de l'homogénéité des propriétés mécaniques entre la pâte et les sables (résistance à la compression et modules élastiques élevés) ;
- de résister à des charges plus élevées en favorisant la dispersion homogène des contraintes au sein du matériau plutôt que leur concentration en des points singuliers retardant ainsi le développement de microfissures.

Cette fragilité conduit à formuler systématiquement des BUHP fibrés lorsque les applications visées sont structurales. Les fibres utilisées sont alors le plus souvent métalliques ou éventuellement organiques si elles disposent d'une résistance élevée à la traction et d'un module d'élasticité suffisamment élevé également. Le dosage en fibres et leur longueur sont

souvent limités pour des raisons de mise en œuvre. Les fibres longues apportent de la ductilité tandis que les fibres courtes retardent le développement des microfissures. Ces paramètres peuvent faire l'objet d'une optimisation particulière comme dans le cas du BFUP CEMTEC^{multiscale}® où différentes longueurs de fibres sont utilisées pour aboutir à un matériau au comportement écouissant.

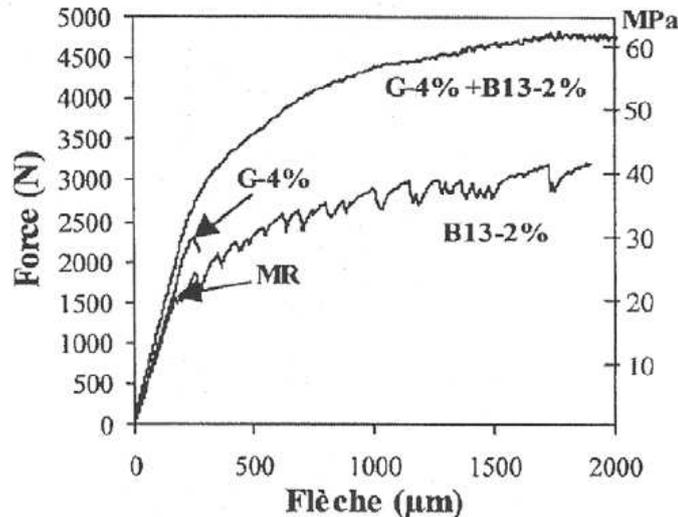


Figure 6 – Courbes de flexion 4 points pour des BUHP : une matrice de référence MR, un mélange à 4 % de microfibres, un mélange à 2 % de fibres de longueur 13 mm et un mélange hybride de ces deux dosages [Boulet, 2001]

Les BFUP les plus couramment utilisés présentent plutôt un comportement peu écouissant ou adoucissant. La classification des BFUP vis-à-vis de leur comportement à la traction dépend de la position des fibres au sein du matériau qui ont tendance à s'orienter suivant le sens du coulage. Le processus de mise en œuvre doit être adapté pour éviter une orientation des fibres dans un sens préjudiciable. Pour améliorer le comportement au feu des BFUP, des fibres de type polypropylène, par exemple, sont ajoutées. Celles-ci fondent environ à 170 °C et se vaporisent à environ 340 °C provoquant une augmentation de la perméabilité du matériau permettant la réduction de la pression de vapeur au sein des pores (le risque d'écaillage est alors diminué).

1.2 Spécificités des BFUP vis-à-vis des déformations différées

Les aspects généraux des déformations différées des BFUP sont traités dans cette partie en distinguant tout d'abord les phénomènes de retrait puis ensuite de fluage. L'impact des traitements thermiques est plus particulièrement précisé dans la partie 1.3.

1.2.1 Déformations de retrait

1.2.1.1 Considérations générales vis-à-vis du retrait

Le phénomène de retrait est une caractéristique prise en compte dès la phase de conception d'un ouvrage en béton. Il correspond à une diminution de volume en l'absence de tout chargement. Selon le type de retrait considéré, il se déroule dès la mise en place du béton, pendant sa prise ou son durcissement ou bien sur le long terme. Pour la plupart des produits en béton par opposition aux structures massives, le retrait endogène et le retrait de dessiccation sont les composantes les plus significatives du retrait et rentrent dans le champ des déformations différées.

Les différentes composantes du retrait sont présentées ci-après :

- le retrait plastique résulte de la déformation libre du béton pendant la période qui précède la prise, c'est-à-dire lorsque le matériau est à l'état frais. Il se compose d'une partie du retrait chimique, d'une partie du retrait de dessiccation (pour les bétons non protégés) et du retrait dû à l'augmentation de compacité du béton obtenu lors de sa mise en œuvre (par simple effet gravitaire comme c'est le cas pour les BAP, par vibration ou par compaction pour les bétons traditionnels) ;
- le retrait endogène est la somme du retrait chimique et du retrait d'auto-dessiccation dans des conditions isothermes et où les échanges avec le milieu extérieur sont inexistantes [Bentur, 2003] (le retrait endogène est généralement plus important pour des bétons à plus fort dosage en liant tels que les BHP ou les BUHP) :
 - le retrait chimique est également appelé contraction Le Châtelier. Il se déroule librement avant la prise du béton. Une fois la prise effectuée, les réactions chimiques d'hydratation se poursuivent en consommant l'eau disponible et en consolidant le réseau poreux ;
 - un retrait dit d'auto-dessiccation intervient alors résultant de tensions engendrées par une désaturation du réseau poreux ;
- le retrait thermique est lié au retour à température ambiante du béton durci ayant au préalable subi une élévation de température due aux réactions exothermiques d'hydratation du ciment (le retrait thermique est généralement plus important pour des bétons à plus fort dosage en liant tels que les BHP ou les BUHP). A cette origine interne d'élévation de température, il peut être associé un apport de chaleur externe au béton visant à accélérer le durcissement du béton ou à réaliser une mise en œuvre par temps froid ;
- le retrait de dessiccation est lié à l'évaporation de l'eau qui se manifeste dès lors que le béton n'est pas protégé de la dessiccation. Une fois la prise effectuée, l'évaporation de l'eau engendre des tensions superficielles du fait du départ d'eau dans un matériau qui n'est plus librement compressible. Ce phénomène est d'autant plus accru et néfaste pour la durabilité du béton que le béton est jeune du point de vue du degré d'hydratation et/ou lorsqu'il est soumis à une ambiance excessivement desséchante. Une cure adaptée est alors nécessaire pour permettre d'une part le maintien d'une quantité d'eau nécessaire à la poursuite des réactions d'hydratation et d'autre part l'obtention d'une résistance mécanique suffisante s'opposant au phénomène de fissuration engendré à la surface du béton par retrait empêché (entre la peau du béton qui sèche et la zone inférieure non directement soumise à la dessiccation).

1.2.1.2 Spécificités des BFUP vis-à-vis du retrait endogène et du retrait de dessiccation

Les mécanismes intervenant dans la genèse des déformations différées de retrait sont de nature différente, le retrait endogène et le retrait de dessiccation se différenciant et se caractérisant par les points suivants :

- le retrait endogène est le seul pour le lequel un mécanisme de nature chimique intervient ; les BFUP étant caractérisés par un fort dosage en liant, la composante chimique du retrait endogène sera donc plus élevée par rapport à celle de bétons plus traditionnels ;
- le retrait de dessiccation correspond à la déformation additionnelle due à l'effet du départ d'eau du béton vers le milieu extérieur (le matériau béton étant initialement dans un état saturé) ; ce départ d'eau vise à rétablir un état d'équilibre entre l'humidité relative du matériau et celle de son environnement ; les BFUP étant caractérisés par un

rapport Eau/Liant et une humidité relative d'équilibre en mode endogène très faibles, la quantité d'eau libre résiduelle disponible susceptible de migrer vers l'environnement extérieur sera donc plus faible par rapport à celle disponibles dans des bétons plus traditionnels ; cela se traduit par une moindre déformation de retrait de dessiccation pour les BFUP, d'autant plus réduite que leur module de compressibilité est plus élevé.

Le retrait chimique, composante « chimique » du retrait endogène, également appelée contraction Le Châtelier, est le résultat des réactions d'hydratation entre le ciment et l'eau, le volume des produits formés étant inférieur à celui des produits initiaux. Au fur et mesure de l'avancement des réactions, le matériau devient de moins en moins compressible. Après que le matériau ait fait sa prise, le retrait chimique engendre des espaces remplis de gaz dans les interstices du réseau poreux créant un déséquilibre favorisant la chute de l'humidité relative du matériau initialement saturé. Ce déséquilibre est d'autant plus marqué que :

- l'augmentation de volume libéré pour la phase gazeuse au fur et à mesure de l'avancement des réactions d'hydratation est rapide ;
- le départ d'eau vers le milieu extérieur est important (cas où le matériau n'est plus en mode endogène).

Par effet thermodynamique, l'équilibre entre l'eau contenue dans la phase liquide et l'eau contenue dans la phase gazeuse tend à se rétablir par un changement d'état d'eau liquide en vapeur d'eau.

Les trois principaux phénomènes physiques du retrait de dessiccation et du retrait endogène d'auto-dessiccation interviennent alors. Ils sont dus aux forces de cohésion entre les molécules d'eau (dus aux liaisons hydrogènes) et à la bonne affinité des molécules d'eau pour les C-S-H (la cohésion étant d'autant plus forte que le nombre de molécules d'eau mises en jeu est faible) :

- la variation à la baisse de la pression capillaire entraîne un rapprochement des parois du capillaire au niveau du ménisque ; lorsqu'un capillaire totalement saturé initialement se désature, la phase liquide provoque au niveau du ménisque des contraintes de traction ;
- la variation à la hausse de la tension superficielle entraîne un retrait du squelette solide ; au fur et à mesure de la diminution du nombre de couches d'eau adsorbées à la surface du solide, l'énergie de surface augmente ce qui tend à favoriser le rapprochement des molécules d'eau, transmettant ainsi un effort de compression (en relatif) à la surface du solide ;
- la variation à la hausse de la force de disjonction découle de l'augmentation du nombre de ponts constitués de molécules d'eau au fur et à mesure du rapprochement des surfaces du solide ; une force de traction, diminuant au fur et à mesure du séchage, s'exerce entre deux surfaces solides séparées par un pont constitué de molécules d'eau.

Bien que la description de ces phénomènes physiques repose sur une configuration idéalisée de la structure poreuse (capillaires, parois lisses), ils permettent de souligner l'importance des tensions mises en jeu dans les déformations de retrait d'autant plus si l'on considère une structure plus proche de la réalité de type fractale conduisant, à quantité d'eau équivalente, à devoir considérer une surface interfaciale eau/solide plus importante et une épaisseur des couches d'eau en surface moins importante. En complément, une partie des déformations de retrait induites sont majoritairement irréversibles même si l'humidité relative venait à remonter par apport d'eau extérieur. Cela est attribué au caractère viscoélastoplastique des C-S-H dont le comportement visqueux l'emporte sur le comportement élastique [Acker, 2003]. La conséquence la plus directe réside en une consolidation des C-S-H. Indirectement, ce comportement visqueux peut notamment être appréhendé lorsqu'en mode endogène, le degré d'hydratation tend vers une asymptote plus rapidement que le retrait endogène (le retrait endogène est alors uniquement la réponse en fluage du solide sous

l'action des forces motrices définies précédemment). D'un point de vue plus structural, le retrait de dessiccation engendre également des contraintes dues aux gradients de teneur en eau entre la surface et le cœur du matériau ; ces contraintes ayant tendance à se relaxer par microfissuration de la peau du béton. Les gradients sont d'autant plus importants que la différence d'humidité relative entre le matériau et l'environnement est élevée. Dans le cas des BFUP, ce phénomène est d'autant plus limité que la chute de l'humidité relative du matériau est brutale du fait de l'auto-dessiccation, atteignant ainsi rapidement une valeur d'humidité relative proche de celle de l'environnement. Enfin, le retrait subi par la pâte de ciment peut également générer de la microfissuration, étant donné l'incompatibilité de déformation pâte/granulat [Yssorche, 1999].

1.2.1.3 *Autres points d'attention particuliers*

Dans le cas des BFUP subissant juste après coulage un traitement thermique réalisé à température modérée, la chronologie des événements peut être supposée comme suit :

- démarrage du retrait chimique avec le début du cycle de traitement thermique (le début du cycle thermique est généralement choisi en vue d'accélérer au plus tôt les réactions d'hydratation) ;
- démarrage ensuite du retrait endogène d'auto-dessiccation avant la fin du traitement thermique ; l'humidité relative des bétons à faible rapport Eau/Liant chute en effet très rapidement [Baroghel-Bouny, 1994][Loukili, 1996] avec l'âge du matériau ;
- après démoulage, généralement à la fin du traitement thermique, démarrage du retrait de dessiccation.

La prise en compte de la maturité des BFUP (ou de tout autre type de béton) par la notion d'âge équivalent revêt alors toute son importance pour distinguer au mieux la contribution du retrait de dessiccation sur les déformations différées de retrait (cf. § 1.3). Plus le matériau sera soumis à la dessiccation à un âge équivalent avancé, plus l'humidité relative extérieure devra être faible pour entraîner un départ d'eau par dessiccation compte tenu de l'intensité des phénomènes physiques mis en jeu en présence d'un réseau poreux très fin. Les travaux de Baroghel-Bouny [Baroghel-Bouny, 1994] concluent en effet sur le fait que la désorption de bétons ou pâtes de ciment à très faible rapport Eau/Ciment (essais réalisés respectivement à E/C égal à 0,267 et 0,196) est très lente entre 90,4 et 53,5 % d'humidité relative externe.

1.2.2 **Déformations de fluage**

1.2.2.1 *Spécificités vis-à-vis du fluage propre*

Le fluage propre (en mode endogène) et le fluage de dessiccation sont les deux composantes du fluage en compression considérées vis-à-vis des déformations différées (il s'agit de la part attribuée aux déformations non élastiques et non instantanées) [Lagier, 2011].

Bien que ne faisant pas l'unanimité dans la communauté scientifique, concernant le fluage propre sous charge constante (pour une charge suffisamment éloignée de la charge à la rupture), deux mécanismes sont généralement considérés : l'un régissant la déformation à court terme et l'autre sur le long terme, chacun d'entre eux étant associé à une échelle de temps différente [Ulm, 1999]. Le fluage propre intervenant à court terme serait réversible, correspondant à de l'élasticité différée potentiellement observable lors du retour graduel de la déformation après suppression de la contrainte, et dépendrait des phénomènes physiques agissant au niveau de la porosité capillaire (des bétons de rapport E/C distincts ont en conséquence des comportements différents). D'un point de vue thermodynamique, un surcroît de chargement localisé tend à modifier les tensions capillaires pour retrouver un équilibre. Cela se traduit par des mouvements d'eau ou de molécules d'eau adsorbées au sein du réseau, permettant ainsi la déformation du matériau (figure 7). Des mouvements d'eau sont également

généérés lors des réactions d'hydratation. Ils sont dus à la mise en solution des espèces chimiques engendrant des pressions de type osmotiques visant à rééquilibrer les concentrations de part et d'autre de la couche des hydrates formés. En cas d'application d'un chargement, la déformation du matériau est alors facilitée.

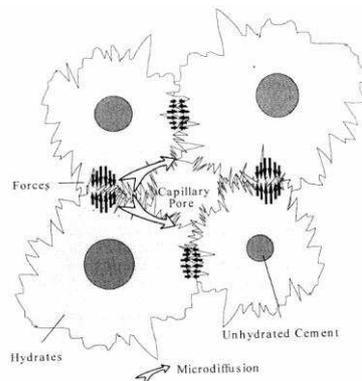


Figure 7 – Schéma représentant le mécanisme de fluage propre intervenant à court terme [Ulm, 1999]

Le fluage propre intervenant sur le long terme dépendrait des phénomènes physiques agissant au niveau des feuillettes de C-S-H [Bazant, 1997]. Un glissement des feuillettes entre eux permet une relaxation des contraintes localisées par dislocation des liaisons physiques qui existent entre les feuillettes de C-S-H. Ces contraintes créant des zones tendues sont dues au retrait endogène et à la force de disjonction (la force de disjonction tendant à maintenir rapprochés les feuillettes de C-S-H compte tenu d'un déficit en molécules d'eau adsorbées). Au fur et à mesure de la relaxation du matériau sous charge constante (figure 8) :

- les sites tendus sont de moins en moins nombreux, ralentissant ainsi la cinétique de fluage et laissant apparaître le caractère vieillissant du phénomène ;
- les feuillettes de C-S-H progressent vers un état de stabilité supérieur.

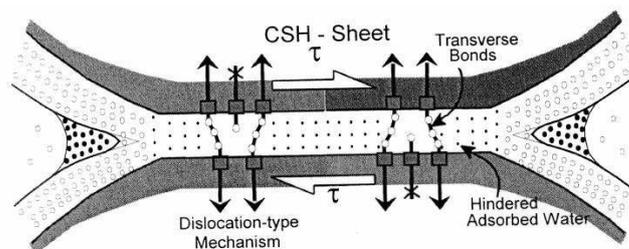


Figure 8 – Schéma représentant le mécanisme de fluage propre intervenant sur le long terme [Ulm, 1999]

Sur la base de ces constatations, il est également important de souligner :

- le rôle fondamental des C-S-H et l'existence d'un couplage entre les déformations de retrait et de fluage compte tenu de la localisation des phénomènes au niveau des feuillettes de C-S-H [Ulm, 1999] ; il n'apparaît pas possible de les découpler à ce jour d'un point de vue expérimental ;
- l'importance du rôle de l'eau sur l'intensité et la cinétique du fluage propre ; les essais expérimentaux montrent la réduction quasi-totale du fluage propre lorsque les éprouvettes sont totalement séchées avant chargement ;
- le caractère irréversible du fluage propre à long terme ; en conséquence, lors de la décharge, le retour à l'état d'équilibre n'est pas symétrique du fluage.

1.2.2 Spécificités vis-à-vis du fluage de dessiccation

Concernant le fluage de dessiccation sous charge constante, deux composantes sont considérées, l'une d'origine intrinsèque et l'autre d'origine structurale. La composante d'origine intrinsèque repose sur les mêmes mécanismes de relaxation par dislocation intervenant pour le fluage propre ; l'origine des contraintes étant uniquement due ici au chargement et aux effets de mouvement d'eau additionnels provenant du départ d'eau par dessiccation. La composante d'origine structurale repose sur une relaxation des contraintes dues aux gradients de teneur en eau entre la surface et le cœur du matériau par microfissuration de la peau du béton (le chargement tend à diminuer les fissures produites augmentant ainsi la déformation du matériau).

1.2.3 Influence des paramètres significatifs sur les déformations différées des BFUP

Différents paramètres peuvent contribuer de façon significative à une modification du comportement des BFUP vis-à-vis des déformations différées. Ils peuvent être classés en deux catégories : ceux impactant la microstructure du matériau (rapport E/C, volume de pâte par rapport à la teneur en granulats, teneur en fibres, taille des granulats et des fibres, traitement thermique éventuel), et ceux dépendant des conditions extérieures ou de chargement (taux de chargement, âge du chargement, évolution de la température pendant le chargement, taux d'humidité relative extérieure).

Parmi les paramètres relatifs à formulation, le rapport E/C est celui qui influence le plus les déformations différées de retrait et de fluage en compression des BFUP. Sur la base des mécanismes présentés précédemment, un rapport E/C plus faible entraîne un retrait endogène et un fluage propre supérieur ainsi qu'un retrait de dessiccation, un fluage propre et un fluage de dessiccation inférieurs (et réciproquement). Cela est dû à la production d'une porosité capillaire inférieure et à la faible dépendance de la porosité des C-S-H en fonction du rapport E/C. L'effet induit est donc plutôt visible sur les mécanismes intervenant à court terme. Les observations expérimentales de Loukili [Loukili, 1996] sur des BPR non traités thermiquement, ont montré d'une part le respect de cette évolution pour le retrait de dessiccation et d'autre part l'existence d'une limite à l'augmentation des déformations mesurées en mode endogène avec la diminution du rapport Eau/Liant (figure 9). En deçà d'une certaine teneur en eau, l'hydratation et les mécanismes physiques engendrés par l'action de l'eau semblent ne pas agir suffisamment sur le matériau.

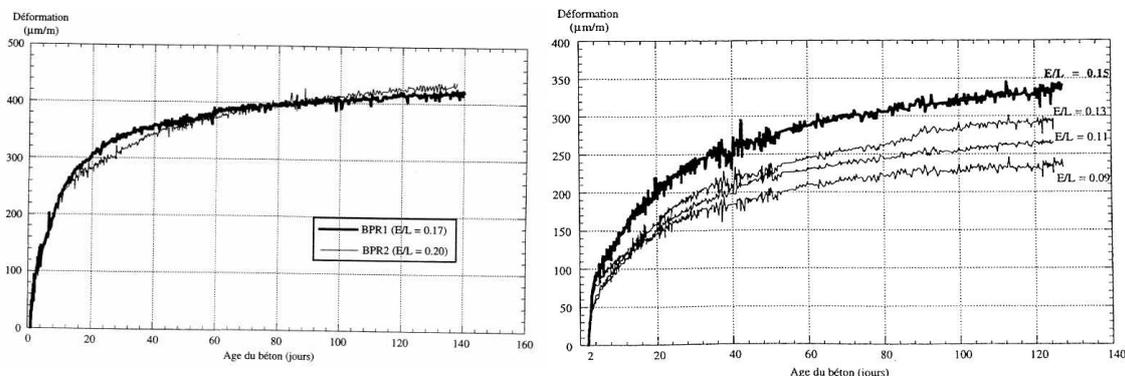


Figure 9 – Influence du rapport Eau/Liant (0,17 et 0,20 à gauche, 0,9, 0,11, 0,13 et 0,15 à droite) sur le retrait endogène de BPR (Bétons de Poudres Réactives) [Loukili, 1996]

Toujours d'un point de vue formulation, l'influence d'une forte teneur en pâte rapportée à la faible taille des granulats entraîne une diminution de l'effet d'empêchement de déformation provoquée par le squelette granulaire (du fait d'un rapport espace inter-granulaire/diamètre du granulats supérieur pour les BFUP). Cet effet a été mis en évidence par Loukili sur un BFUP de type CRC [Loukili, 1996] non traité thermiquement pour lequel la cinétique de retrait endogène n'est pas modifiée entre le CRC et une pâte de CRC de même rapport E/C (sans granulats et sans fibres). La stabilisation de ces déformations différées est donc provoquée par des phénomènes physico-chimiques intervenant au sein de la matrice cimentaire. En ce qui concerne l'influence des fibres, les résultats montrent (figure 10) que la cinétique de retrait du CRC sans fibres est semblable à celle du CRC fibré. Les amplitudes de la déformation du retrait de ces deux bétons sont proches l'une de l'autre.

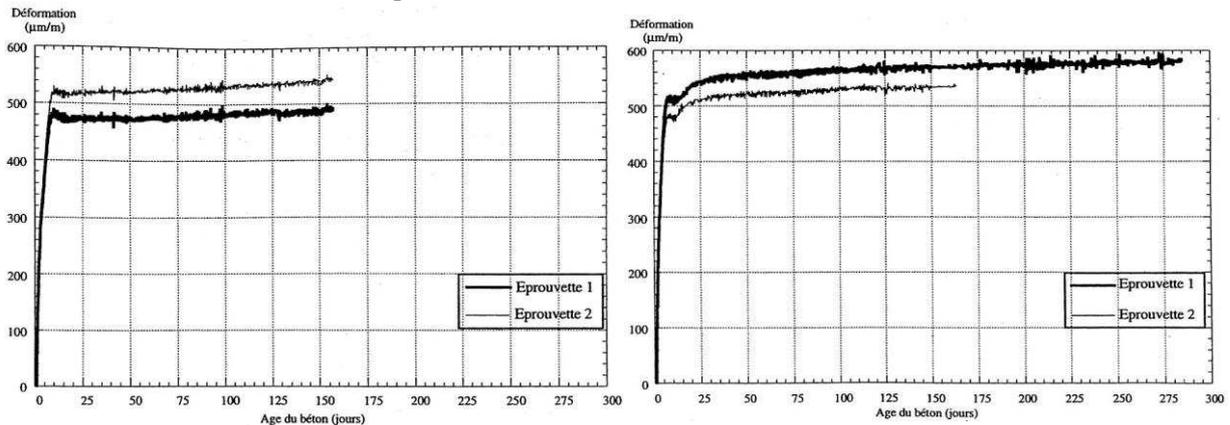


Figure 10 – Influence de la présence de fibres sur le retrait endogène du CRC (avec fibres à gauche et sans fibres à droite) [Loukili, 1996]

En revanche, pour ce qui concerne le fluage, l'introduction des fibres diminue significativement le fluage spécifique (figure 11). Un ajout de 6 % en volume de fibres d'acier (BEKAERT 12 mm/Ø 0,4 mm) dans la matrice du CRC réduit l'amplitude du fluage de 25 % en moyenne pour tous les âges de chargement étudiés.

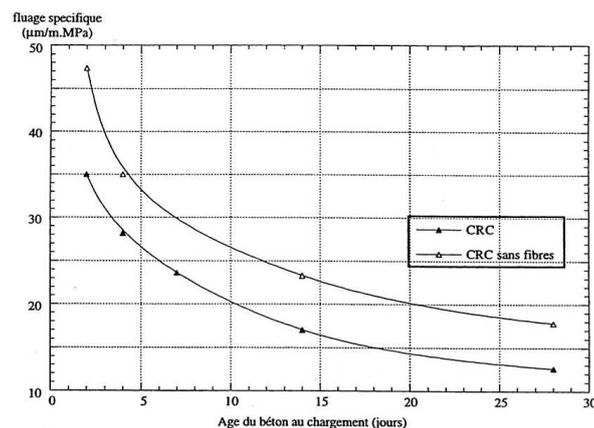


Figure 11 – Influence de la présence de fibres sur le fluage spécifique du CRC [Loukili, 1996]

L'étude des vitesses de déformation sous charge au jeune âge a permis d'identifier pour le CRC fibré une diminution de la cinétique dans les premiers jours de chargement d'autant plus importante que l'âge de chargement était diminué. En conséquence, pour ce matériau, les

fibres s'opposent aux déformations par une reprise d'une partie des efforts engendrés. Cette effet est d'autant plus visible que la capacité de déformation du matériau est importante (chargement à un âge plus jeune, taux de chargement plus élevé, volume de pâte plus important). Ce résultat n'est pas systématiquement observé sur des bétons plus traditionnels pour lesquels le dosage en fibres est plus faible [Bissonnette, 2007].

En ce qui concerne les paramètres liés aux conditions de chargement, l'âge et le taux de chargement sont considérés comme les plus significatifs. La prise en compte de l'âge du chargement est tout aussi importante pour l'analyse des déformations différées des BFUP. Plus le BFUP est chargé à un âge avancé et plus l'amplitude de la déformation du fluage diminue. En effet, ce phénomène est lié à l'épuisement des sites au niveau des C-S-H pouvant permettre la relaxation des contraintes avant le chargement. Le matériau étant plus compact, le potentiel de fluage est réduit. Les observations expérimentales de Loukili réalisées à la fois sur du CRC (figure 12) et sur du BPR ont pu confirmer ce comportement pour les BFUP.

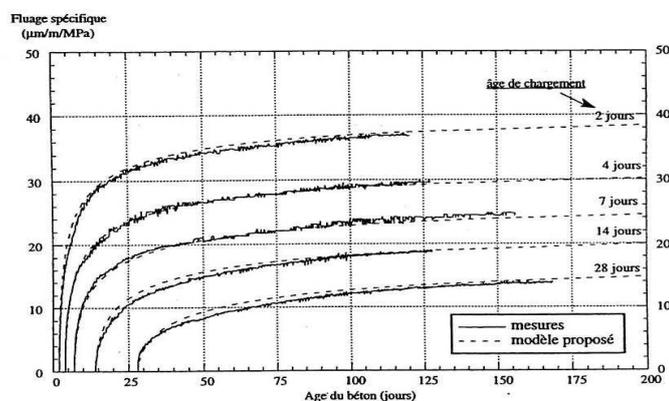


Figure 12 – Influence de l'âge du chargement sur le fluage spécifique du CRC [Loukili, 1996]

Pour ce qui concerne le taux de chargement, le fluage des BFUP augmente logiquement comme pour les bétons plus traditionnels avec la charge appliquée. Les résultats de Collepari et al. [Collepari, 1997] reposent sur des essais de fluage effectués sur des BFUP de type BPR subissant un traitement thermique de second type à 90 °C. Deux chargements différents ont été appliqués à 7 jours : 13,3 MPa et 53 MPa correspondant respectivement à environ 9 et 33 % de la résistance à la compression au moment du chargement.

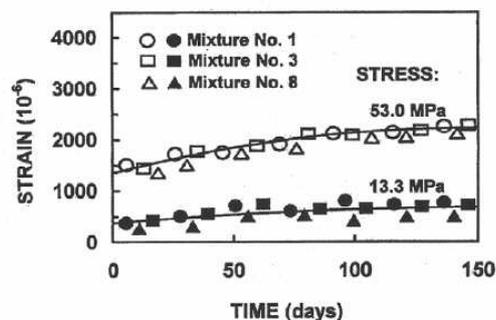


Figure 13 – Influence du taux de chargement sur le fluage de trois BFUP de type BPR (Bétons de Poudres Réactives) différents (Mixture No. 1, Mixture No. 2 et Mixture No. 3) du point de vue de leur composition [Collepari, 1997]

Les résultats montrent une amplitude plus importante du fluage des bétons sous une charge de 53 MPa (figure 13) pouvant être expliquée par une augmentation des phénomènes de relaxation au sein de la matrice cimentaire visant à atteindre un état d'équilibre correspondant au niveau de charge appliquée. Le fluage spécifique est pour les niveaux de contrainte étudiés indépendant du taux de chargement comme c'est généralement le cas pour les bétons plus traditionnels.

Pendant l'application du chargement, la température tend à augmenter la déformation de fluage. Une augmentation de la température accélère à la fois l'hydratation (ce qui devrait réduire le fluage) mais aussi accélère la rupture des ponts entre les feuillets de C-S-H facilitant la relaxation des contraintes [Bazant, 2004] et diminue la viscosité de l'eau conduisant à une augmentation du fluage (ces deux derniers mécanismes l'emportant sur le précédent). Les effets de la température appliquée sous forme de traitement thermique avant le chargement sont détaillés au § 1.3.2.

Les particularités du comportement de BFUP en traction vis-à-vis du fluage ont été étudiées par Switek [Switek, 2011] sur un matériau de type CEMTEC_{multiscale}[®]. Il a été montré la réduction du fluage en traction dans le cas des BFUP, sa dépendance vis-à-vis de l'état d'avancement de l'hydratation, son évolution non-linéaire au jeune âge vis-à-vis du niveau de contrainte appliqué et la similarité entre les coefficients de fluage en compression et en traction pour de faibles taux de contrainte.

1.3 Traitements thermiques des BFUP

1.3.1 Intérêt d'accélérer et d'accroître les performances des BFUP au jeune âge

1.3.1.1 Généralités

La résistance du béton au jeune âge et la durée du traitement sont des facteurs essentiels qui conditionnent les cadences de production. Des travaux antérieurs [Rougeau, 2005] ont permis d'optimiser les formulations et les caractéristiques d'un échauffement par apport extérieur de chaleur afin d'accélérer le durcissement des BFUP de manière à procéder en toute sécurité aux opérations de démoulage, de manutention, de relâchement des armatures de précontrainte ou encore les traitements d'aspect.

Deux types de traitements thermiques peuvent être distingués. Le premier type, appelé traitement thermique à température modérée (inférieure à 75 °C), a pour objectif d'accélérer le durcissement des BFUP dans les premières heures qui suivent la mise en œuvre. Le second type s'applique lorsque le matériau est durci et a pour finalité le développement de nouveaux hydrates de manière à accroître encore davantage la résistance mécanique de la matrice cimentaire et à limiter les déformations différées. Il s'agit du type de traitement thermique mis au point lors du développement des BPR (Bétons de Poudres Réactives) [Richard, 1995]. L'impact de ces deux types de traitements thermiques sur la microstructure des bétons et sur les déformations différées est présenté au § 1.3.2.

A l'issue des traitements thermiques réalisés à température modérée, les BFUP peuvent disposer de résistances mécaniques suffisantes pour envisager une application de la précontrainte dans un délai inférieur à 20 heures suivant la mise en œuvre.

1.3.1.2 Calcul de l'âge équivalent

Pour un certain nombre de propriétés présentées dans les parties suivantes, l'échéance de mesure est exprimée le plus souvent en âge équivalent. L'analyse des résultats est ainsi plus aisée notamment lorsque des comparaisons sont effectuées pour différents types de traitement

thermique. L'âge équivalent d'un béton lorsque la température interne est différente de 20 °C est égal à la durée $t_T = t_x - t_0$ avec :

- t_0 : moment du malaxage du béton en présence d'eau ;
- t_x : temps théorique permettant d'obtenir un même niveau de maturation du béton dans le cas d'une conservation continue de ce béton à une température interne de référence égale à 20 °C.

Cette notion de niveau de maturation est généralement utilisée pour prédire la résistance à la compression. D'un point de vue plus global, il est possible d'associer le niveau de maturation au degré d'avancement (ξ) des réactions d'hydratation. Les réactions d'hydratation des constituants principaux du ciment sont exothermiques et thermo-activées (cf. § 1.1.1). La chaleur dégagée lors de l'hydratation accélère en retour la dissolution et l'hydratation des constituants anhydres du ciment. L'évolution du degré d'avancement en fonction de la température peut être approchée en se basant sur la loi d'Arrhenius appliquée à l'ensemble des réactions d'hydratation du ciment [Regourd, 1980] :

$$\dot{\xi} = \frac{d\xi}{dt} = \tilde{A}(\xi) \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right)$$

avec :

- \tilde{A} : affinité chimique ;
- ξ : degré d'avancement de l'ensemble des réactions chimiques ;
- E_a : énergie d'activation ($\text{J}\cdot\text{mol}^{-1}$) ;
- R : constante des gaz parfaits ($8,314 \text{ J}\cdot\text{mol}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$) ;
- T : température du béton pendant l'essai.

Pour estimer l'âge équivalent t_T lorsque des traitements thermiques à température modérée sont appliqués, cette équation peut être intégrée de la façon suivante entre $t_{initial}$ et t_{final} :

$$t_T = \int_{t_{initial}}^{t_{final}} e^{\frac{E_a}{R} \cdot \left(\frac{1}{293} - \frac{1}{T(t)}\right)} . dt$$

Il est alors possible d'approximer le calcul par l'équation suivante :

$$t_T = \sum_{i=1}^n \Delta t_i \cdot e^{\frac{E_a}{R} \cdot \left(\frac{1}{293} - \frac{1}{T_i}\right)}$$

avec :

- t_T : âge équivalent du béton corrigé en fonction de la température ;
- Δt_i : intervalle de temps pendant lequel le béton est à une température égale à T_i ;
- T_i : température du béton pendant un intervalle de temps Δt_i (K) ;
- E_a : énergie d'activation ($\text{J}\cdot\text{mol}^{-1}$) ;
- R : constante des gaz parfaits ($8,314 \text{ J}\cdot\text{mol}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$).

La détermination de l'âge équivalent et de l'évolution du degré d'hydratation nécessitent de connaître l'énergie d'activation E_a de l'ensemble des réactions d'hydratation. Pour la simplification des calculs, cette énergie d'activation est d'une part considérée comme

constante sur l'intervalle de température et de degré d'avancement correspondant aux traitements thermiques réalisés à température modérée et d'autre part globalisée en une énergie d'activation apparente pour l'ensemble des réactions d'hydratation du liant. Dans les faits, pour un même liant, cette énergie d'activation apparente varie en fonction des paramètres tels que la température, l'avancement des réactions, la composition du béton. La valeur E_a/R retenue pour les calculs effectués dans les parties suivantes est celle spécifiée dans la norme NF EN 1992-1-1 pour des bétons traités thermiquement soit 4000 K. Cela correspond à une énergie d'activation apparente E_a d'environ $33,3 \text{ kJ mol}^{-1}$.

1.3.1.3 *Caractéristiques des traitements thermiques réalisés à température modérée*

En règle générale, le traitement thermique et les moyens utilisés pour l'appliquer doivent être déterminés en prenant en compte la géométrie et les dimensions des éléments, la composition du béton, sa plasticité ainsi que les conditions de fabrication. Il s'agit de pouvoir réaliser en fin de traitement thermique des opérations telles que le démoulage, la mise en précontrainte, le levage ou le transport des éléments. Les modalités de traitement doivent être étudiées en tenant compte des conditions d'ambiance thermohygro-métriques de la production et du stockage, de façon à éviter tout choc thermique ainsi que l'apparition de fissures ou de défauts de surface nuisibles à la durabilité du béton ou à l'aspect des éléments. Les principes de précaution sur lesquels se basent les règles de l'art utilisées pour les traitements thermiques dans le cas des bétons traditionnels sont considérés comme applicables aux BFUP. Des essais préalables sont recommandés pour tous les types de béton en vue d'optimiser chacune des phases du cycle thermique.

Un cycle thermique de premier type visant à accélérer le durcissement des bétons comporte généralement quatre phases (figure 14), définies chacune par un couple durée-température ou bien par une vitesse de montée ou de descente en température [CERIB, 2007] :

- la phase de prétraitement ;
- la phase de montée en température ;
- la phase de maintien à la température du palier ;
- la phase de refroidissement.

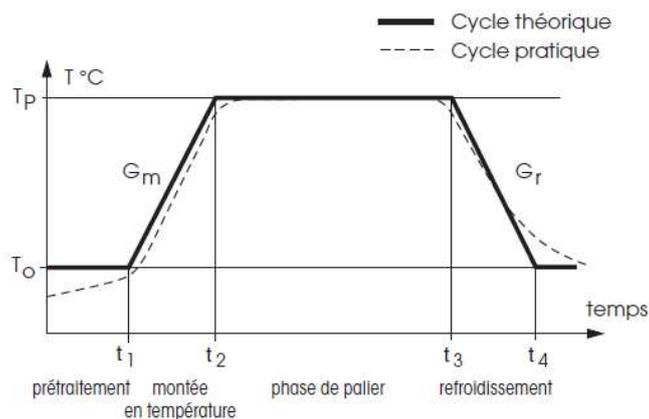


Figure 14 – Forme générale d'un cycle [CERIB, 2007]

La phase de prétraitement est destinée à procurer au béton une cohésion suffisante pour qu'il puisse « absorber » les efforts internes occasionnés par la dilatation thermique différentielle de ses constituants, en particulier de l'eau et de l'air, au moment de l'élévation en température. La période de prétraitement doit être d'autant plus longue que la vitesse de montée en température de la phase qui va lui succéder est élevée et que la prise du béton est

lente (figure 15). La teneur importante en adjuvant généralement utilisée pour fluidifier les BFUP tend à retarder la prise du béton. La durée de la phase de prétraitement doit faire l'objet d'une optimisation particulière dans le cas des BFUP.

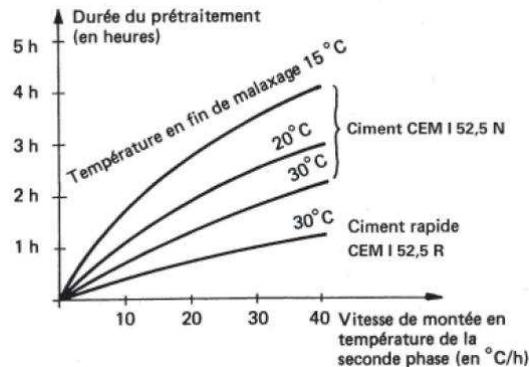


Figure 15 – Influence du type de ciment et de la vitesse de montée en température prévue de la seconde phase sur la durée de la phase de prétraitement applicable aux BFUP en première approximation [CERIB, 2007]

La phase de montée en température est caractérisée par une vitesse (en °C/h) imposée de telle façon que les efforts dus à la dilatation thermique différentielle des constituants du béton, soient « absorbés » à tout moment par le béton, qui se rigidifie progressivement. La figure 16 donne, à titre indicatif, l'ordre de grandeur de la vitesse maximale de montée en température G_m (en °C/h) en fonction du « rayon maximal d'étuvage » Re_{max}^1 (en cm). Cette méthodologie peut être utilisée en première approximation dans le cas des BFUP. Tout comme pour la durée du prétraitement, le temps de prise des BFUP peut être significativement retardé par comparaison à celui des bétons traditionnels. La vitesse de montée en température préconisée pour les bétons traditionnels devrait être réduite en conséquence pour les BFUP.

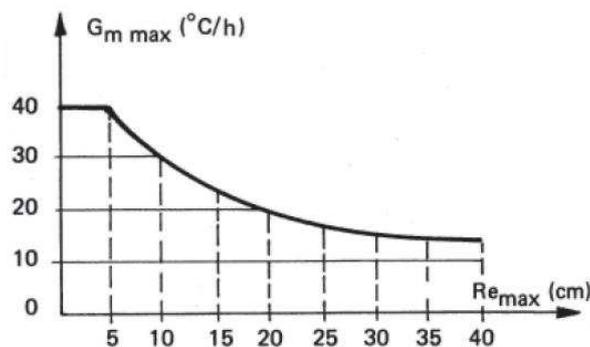


Figure 16 – Valeurs du gradient thermique $G_m \max$ en fonction du rayon d'étuvage Re_{max} [CERIB, 2007]

¹ Définition de Re_{max} : considérant l'ensemble des distances les plus courtes qui séparent chaque point du béton du parement chauffé, le Re_{max} correspond à la plus grande de ces distances (figure 17)

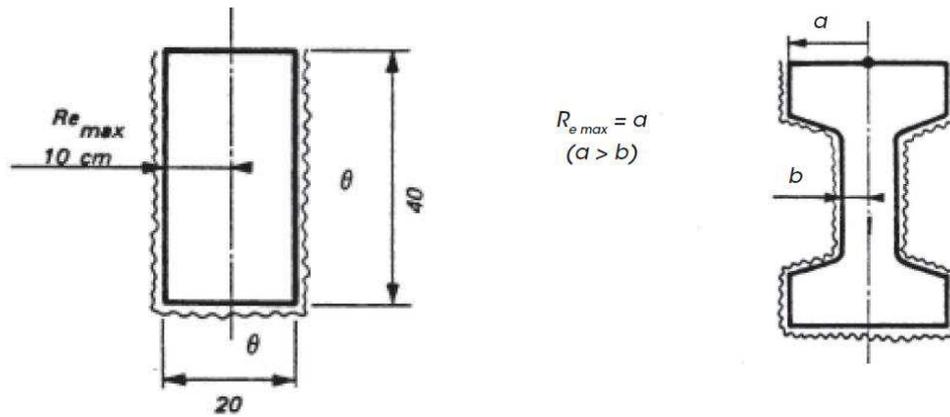


Figure 17 – Exemples de détermination du rayon maximal d’étuvage Re_{max} [CERIB, 2007]

La phase de maintien de la température permet au processus de durcissement du béton (amorcé lors de la précédente période) de se poursuivre. La durée du palier dépend :

- de la température du palier ;
- de la maturité acquise par le béton en fin de phase de montée en température ;
- de la résistance recherchée à la fin du traitement thermique.

Pour les bétons traditionnels, la durée et la température du palier sont généralement comprises entre 1 et 3 heures pour 85 °C et entre 4 et 12 heures pour 65 °C. Ces caractéristiques ont été intégrées dans des recommandations pour la prévention des désordres dus aux réactions sulfatiques internes [LCPC, 2007]. Sur le plan normatif, la norme NF EN 13369 [NF EN 13369, 2004] référencée dans les normes de produits de structure précise la température maximale du béton en fonction de l’environnement dans lequel sera exposé l’élément préfabriqué.

Pendant l’échauffement, il est nécessaire de veiller tout particulièrement aux précautions permettant d’éviter la dessiccation du béton de manière à ce que l’hydratation s’effectue de façon aussi complète que possible.

Il faut également s’assurer que les températures entre les différents points des grands éléments, ou entre les différents produits soumis au même traitement, restent proches et homogènes pour obtenir des niveaux de résistance identiques et éviter les conséquences néfastes des dilatations différentielles (entre les différents constituants). La capacité d’un béton à résister aux dilatations différentielles s’accroît avec le temps et le niveau de performances mécaniques atteint.

Le refroidissement doit être également réalisé de façon homogène. Les désordres sont en effet accrus lorsque des différences de température (gradient thermique) existent entre les différents points d’un produit [Briffaut, 2010]. La vitesse de refroidissement de la surface est supérieure à celle au cœur. Pour des géométries de produits en béton courantes, des risques de fissuration existent généralement lorsque la différence de température entre le cœur du produit et sa surface est supérieure à 15 °C.

1.3.2 Impact sur les déformations différées

1.3.2.1 Généralités

L’impact des traitements thermiques sur les déformations différées doit être évalué en prenant en compte les principaux facteurs influents :

- l'histoire thermique du béton au moment de l'application du traitement thermique ;
- l'histoire thermique du béton pendant l'application du traitement thermique qui dépend du cycle thermique appliqué (prétraitement, vitesse de montée en température, durée du palier, vitesse de refroidissement, niveau de l'humidité relative externe) ;
- le moment de l'application de la précontrainte (pendant ou après le traitement thermique).

Les deux premiers points cités ont une influence sur la microstructure, le troisième point peut nécessiter la prise en compte d'un effet supplémentaire lié à la déformation d'interaction thermomécanique.

Concernant le premier point, l'application d'un traitement thermique tend d'une part à densifier la couche d'hydrates formés autour des grains de ciment (C-S-H internes) et d'autre part à augmenter la porosité dans la zone des hydrates formés entre les grains de ciment (C-S-H externes). Autrement dit, à porosité équivalente, la proportion des pores de plus grand diamètre est supérieure dans le cas des bétons traités thermiquement. Il serait alors possible de supposer une diminution des forces de dépression capillaire entraînant :

- une augmentation de la dessiccation du matériau à quantité d'eau non chimiquement liée équivalente avec pour conséquence, une augmentation de la part de la déformation due à de la dessiccation ;
- une diminution des forces générées dans le cadre des phénomènes conduisant à de l'auto-dessiccation avec pour conséquence, une diminution de la part de la déformation due à de l'auto-dessiccation sans pour autant dire que cette diminution puisse compenser totalement l'augmentation de la déformation de dessiccation.

1.3.2.2 Impact sur la morphologie des hydrates

Les travaux de Famy et Scrivener [Famy, 2002] ont permis de préciser l'effet du moment de l'application du cycle traitement thermique retenu sur la microstructure des produits d'hydratation. Les C-S-H internes ont été particulièrement étudiés, c'est-à-dire ceux formés en périphérie et à l'intérieur des grains de ciment, par opposition aux C-S-H externes, formés entre les grains de ciment dans l'espace libéré par l'eau interstitielle au cours du temps. Les caractéristiques du cycle imposé sont les suivantes :

- vitesse de montée en température : 30-35 °C/h entre 20 °C et 90 °C ;
- palier d'une durée 12 h à 90 °C ;
- vitesse de descente en température : naturelle entre 90 °C et 20 °C (environ 5 h).

Ce cycle ne correspond pas, ni sur la vitesse de montée en température, ni sur la durée du palier à la température de 90 °C (cf. § 1.3.1), aux pratiques usuelles des usines de préfabrication pour des traitements thermiques de premier type. Néanmoins, il permet de créer autour des grains de ciment des différences d'hydratation suffisamment visibles pour être observées par microscopie d'électrons rétrodiffusés. Les figures 18 et 19 schématisent les conclusions de ces travaux sur ce point.

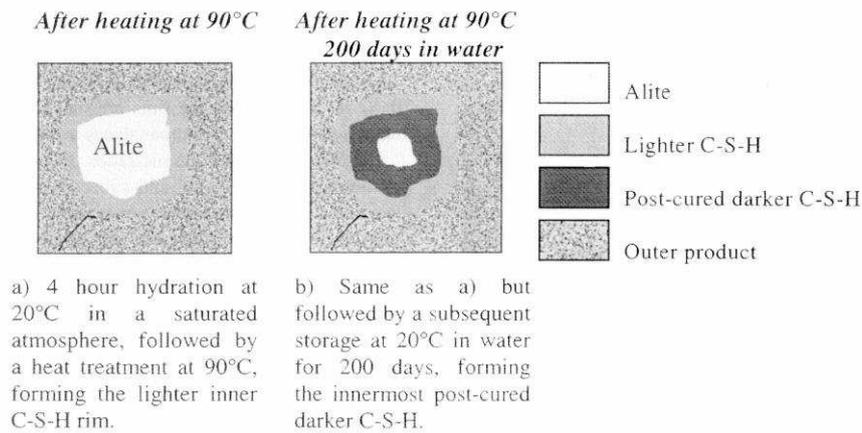


Figure 18 – Schématisation des observations effectuées autour d'un grain de C_3S dans le cas de l'application du cycle thermique 4 heures après le malaxage (la conservation dans l'eau est effectuée à 20 °C) [Famy, 2002]

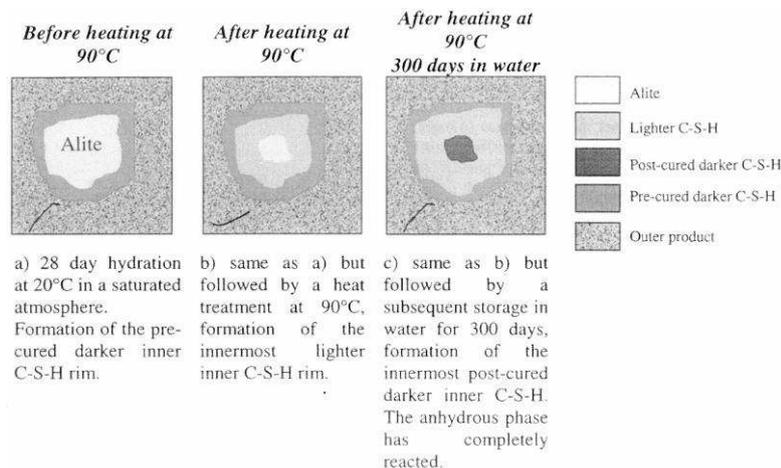


Figure 19 – Schématisation des observations effectuées autour d'un grain de C_3S dans le cas de l'application du cycle thermique 28 jours après le malaxage (la conservation dans l'eau est effectuée à 20 °C) [Famy, 2002]

Les auteurs ont observé que les C-S-H internes créés pendant le traitement thermique, apparaissant comme plus clairs, sont plus denses que ceux créés à température ambiante. Ainsi, en fonction du moment de l'application du traitement thermique, la couche de C-S-H internes de densité supérieure formée autour des grains de ciment pendant le traitement thermique peut être située :

- en périphérie des grains de ciment (cas d'un traitement thermique appliqué avant la prise du béton) ;
- à l'intérieur d'une couche de C-S-H internes moins dense (cas d'un traitement thermique appliqué après durcissement préalable du béton).

Les conséquences de ces observations sur les propriétés de la pâte cimentaire et plus particulièrement sur les déformations différées sont difficiles à entrevoir. Il est néanmoins possible de considérer qu'à degré d'hydratation équivalent et qu'en mode endogène pendant le traitement thermique (difficiles souvent à respecter parfaitement malgré les précautions prises), la poursuite de l'hydratation devrait être plus ralentie après traitement thermique par

rapport à un échantillon conservé à température ambiante compte tenu du fait de la diffusion plus lente des espèces réactives à travers la couche de C-S-H internes plus dense. Cela revient à considérer que les bétons traités thermiquement ont une cinétique d'hydratation plus lente après la fin du traitement thermique.

1.3.2.3 Impact sur les résistances mécaniques

Les résultats expérimentaux issus des travaux de Price (figure 20) [Price, 1951] confirment cette orientation. En effet, sur de longues périodes de temps, la courbe d'évolution de la résistance à la compression d'un béton ayant subi en mode endogène deux heures de traitement thermique à 48 °C a été notamment comparée avec celle d'un béton conservé à 21 °C. Les résultats montrent que le béton traité thermiquement atteint la même résistance à la compression que celle à 28 jours du béton conservé à 21 °C mais avec un décalage dans le temps. Les travaux de Mouret [Mouret, 2003] confirment ces observations pour les échelles de temps étudiées (âge inférieur à 28 jours). En appliquant la précontrainte à un degré d'avancement équivalent et après un traitement thermique, il est alors possible de supposer que :

- la déformation élastique sera plus élevée du fait de la résistance à la compression plus faible ; cette diminution de la résistance à la compression pouvant être attribuée due à la porosité plus élevée des C-S-H externes à la fin d'un traitement thermique de premier type [Patel, 1995] ;
- les déformations différées auront une cinétique plus lente lors de l'utilisation d'un traitement thermique du fait du ralentissement des réactions d'hydratation ; ce ralentissement pouvant être attribué à une plus forte densité de la couche de C-S-H internes à la fin du traitement thermique.

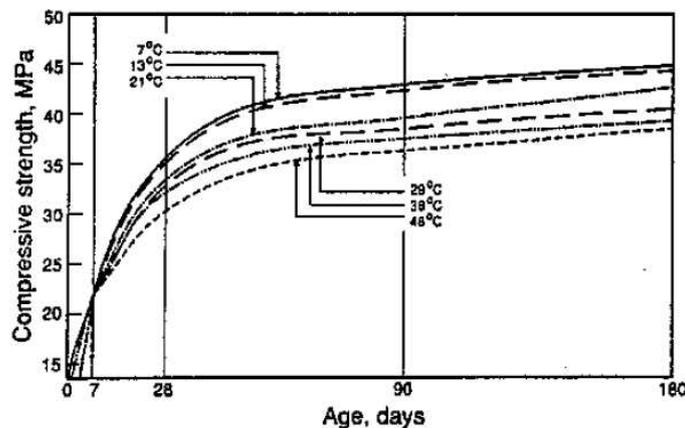


Figure 20 – Evolution de la résistance à la compression de bétons ($E/C = 0,53$) maintenus en mode endogène pendant deux heures à la suite du coulage à la température indiquée sur les courbes [Price, 1951]

Dans le cas de BFUP ayant subi ou non un traitement thermique, des travaux antérieurs [Rougeau, 2005] ont notamment permis de comparer l'évolution de la résistance à la compression respectivement à 5 heures, 8 heures, 7 jours et 28 jours (figure 21). Le démoulage des éprouvettes de dimensions 40 x 40 x 160 mm a eu lieu respectivement à 5 heures, 8 heures, 20 heures et 20 heures. Pour celles ayant subi un échauffement, ce dernier a été appliqué juste après le coulage à une température de l'ordre de 50 °C pendant une quinzaine d'heures. Après démoulage, elles ont été conservées dans l'eau à 20 °C jusqu'à l'échéance de mesure.

Les résultats montrent une augmentation forte de la résistance à la compression pendant la phase de traitement thermique. La résistance à la compression est équivalente à l'échéance de 7 jours. A 28 jours, l'écart est de l'ordre de 8 % en faveur du BFUP non traité thermiquement.

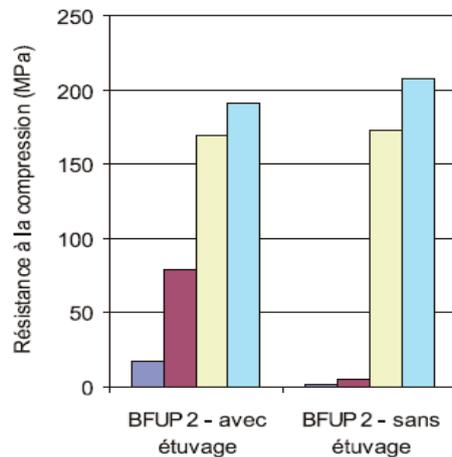


Figure 21 – Evolution de la résistance à la compression respectivement (pour les histogrammes de gauche à droite) à 5 heures, 8 heures, 7 jours et 28 jours d'un BFUP ayant subi ou non un traitement thermique de premier type [Rougeau, 2005]

Pour une comparaison adéquate des résultats, l'indication de l'âge équivalent aurait été utile. Même si cela avait été le cas, il aurait fallu poser la question du mode de calcul de l'âge équivalent pour la période de temps qui suit un traitement thermique et pendant laquelle un béton est conservé à 20 °C. En toute rigueur, comme l'évolution du degré d'avancement des réactions d'hydratation semble ralentie pour les bétons traités thermiquement une fois le traitement thermique terminé, le calcul de l'âge équivalent devrait lui aussi prendre en compte ce ralentissement en considérant par exemple une période de temps équivalente inférieure à une période de temps réelle même si dans les deux cas, le béton est conservé à 20 °C une fois le traitement thermique terminé. La détermination de l'âge équivalent basée sur l'évolution de la température et l'énergie d'activation est plutôt adaptée à de faibles degrés d'hydratation.

Pour des degrés d'hydratation avancés, la prise en compte de cinétiques de diffusion des espèces réactives à travers les hydrates s'avère nécessaire [Chanvillard, 1997]. La prise en compte de cette considération semble d'autant plus pertinente en analysant la diminution de la résistance à la compression observée par Kamen [Kamen, 2007] lors de l'application de cures thermiques à 30 °C et 40 °C sur du BFUP de type CEMTEC_{multiscale}[®] (figure 22). La comparaison de ces résultats avec l'évolution du degré d'hydratation mesuré par perte au feu (figure 23) montre que pour les échéances les plus avancées des résistances plus élevées sont corrélées avec des degrés d'hydratation plus élevés. L'échéance correspondant au point d'inversion entre des bétons traités (traitement thermique de premier type) et non traités (conservés à 20 °C) se situe autour d'un âge de 7 jours. A cette échéance, les résistances à la compression d'une part et les degrés d'hydratation d'autre part sont similaires entre eux.

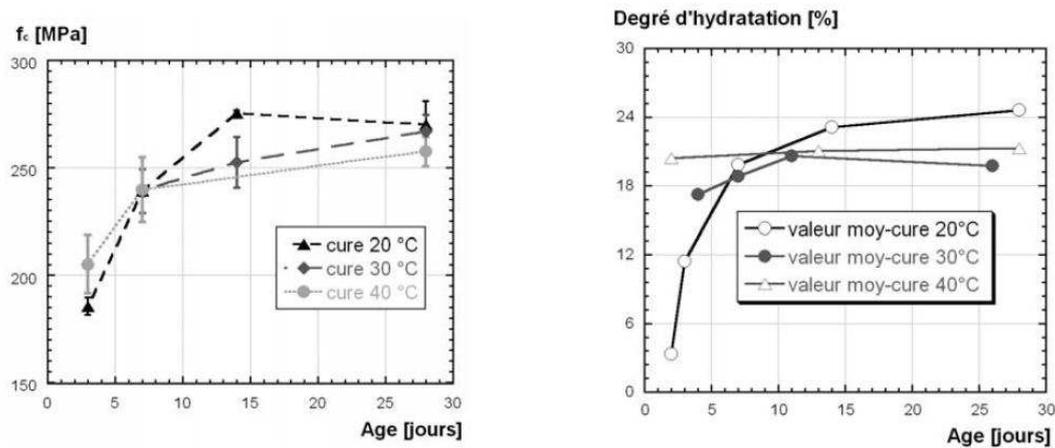


Figure 22 et 23 – Evolution de la résistance à la compression et du degré d'hydratation d'un BFUP de type CEMTEC[®] multiscale en fonction du temps et en fonction de la cure appliquée à différentes températures [Kamen, 2007]

1.3.2.4 Distribution de la porosité

En complément, une densité d'hydrates plus élevée créée de façon localisée entraîne, à degré d'avancement équivalent, une densité de la matrice cimentaire plus faible par ailleurs. La distribution de la taille des pores est alors modifiée avec un accroissement de la proportion des pores de plus grand diamètre et une surface spécifique des C-S-H diminuée. Notons que dans le cas des BFUP, l'effet de cette augmentation de porosité devrait être limité compte tenu de la finesse du réseau poreux engendrée par le faible rapport E/C utilisé. Les travaux de Cheyrezy [Cheyrezy, 1995] sur les BPR ont permis de mettre en évidence l'effet très favorable des traitements thermiques sur la réduction de la porosité inférieure à 100 μm . Cette amélioration est progressive jusqu'à atteindre un minimum situé entre 150 °C et 200 °C. A ce niveau de température, la nature des hydrates formés est significativement modifiée. Pour des températures de traitement supérieures, la porosité augmente de nouveau progressivement. Les traitements thermiques mis au point dans le cadre du développement du BPR sont de second type. En complément, les travaux de Rougeau [Rougeau, 2005] ont permis de caractériser l'évolution de la distribution de diamètre des pores pour un BFUP ayant subi ou non un traitement thermique de premier type (échauffement appliqué juste après le coulage à une température de l'ordre de 50 °C pendant une quinzaine d'heures). La caractérisation a été effectuée à deux échéances différentes : 2 jours et 56 jours (figure 24).

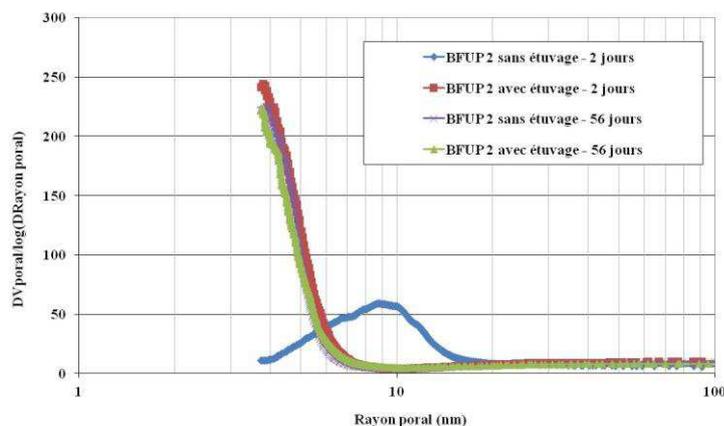


Figure 24 – Distribution du diamètre des pores (par porosimétrie par intrusion de mercure) pour un BFUP ayant subi ou non un traitement thermique de premier type [Rougeau, 2005]

La distribution de la taille des pores dont le rayon est supérieur à 4 nm est similaire entre 2 jours et 56 jours pour le BFUP traité thermiquement. Les résultats montrent que le BFUP non traité thermiquement présente à 2 jours une distribution de la porosité avec un pic autour de 10 nm de rayon poral et à 56 jours une distribution similaire au BFUP traité thermiquement.

D'après ces résultats, il semble que la porosité capillaire des BFUP (qui est très réduite par ailleurs), ne soit pas significativement affectée par le traitement thermique. L'ensemble de ces résultats suggère que si différence de densité il y avait entre un BFUP traité et un BFUP non traité thermiquement, elle serait localisée au niveau des hydrates. La technique de mesure utilisée ne permet cependant pas de quantifier la distribution poral pour des valeurs inférieures à 4 nm ; le pic correspondant à la porosité des C-S-H externes étant centré autour de 3 nm de rayon poral et le pic correspondant à la porosité des C-S-H internes étant centré autour de 1,7 nm [Baroghel-Bouny, 1994]. Selon les calculs effectués par Baroghel [Baroghel-Bouny, 1994], la porosité correspondant aux rayons poreux inférieurs à 4 nm est même deux fois supérieure à celle correspondant aux rayons poreux compris entre 4 nm et 60 μm (cas d'un BTHP de $E/C = 0,27$).

Les différences relatives à la microstructure pouvant impacter la mesure de la résistance à la compression des BFUP traités ou non thermiquement peuvent être les conséquences d'une combinaison de facteurs intervenant de façon plus ou moins significative :

- une distribution de la porosité différente entre les C-S-H internes et les C-S-H externes ;
- une différence de résistance intrinsèque des C-S-H ;
- l'existence d'une porosité capillaire dont la morphologie est plus grossière lorsqu'un traitement thermique est appliqué ;
- une comparaison de la résistance à la compression entre des âges qui ne sont pas équivalents du point de vue du degré d'avancement des réactions d'hydratation ;
- l'existence d'une microfissuration plus significative sur les éprouvettes de BFUP traitées thermiquement pouvant par exemple être due aux gradients de température subis par les éprouvettes.

1.3.2.5 Impact sur les déformations différées

Relativement à l'impact sur les déformations différées, il est communément admis que l'application d'un traitement thermique peut réduire significativement le retrait résiduel du béton, qu'il soit traditionnel ou à ultra hautes performances. En effet, plus l'hydratation est avancée grâce à l'utilisation d'un traitement thermique et plus le retrait qui se produit à la suite de celui-ci est faible. Cette réduction dépend à la fois du type de traitement thermique utilisé, de la composition du béton et du moment à partir duquel le suivi des déformations débute. Aux cours des travaux réalisés par Loukili [Loukili, 1996], il a été constaté que sous un traitement thermique à 90 °C d'une durée de plusieurs jours appliqué après la prise du béton, le retrait endogène du BPR étudié, mesuré après le traitement thermique, est inexistant (figure 25). Il s'agit d'un traitement thermique de second type. La même constatation a été effectuée sur l'amplitude du fluage des BPR étudiés (figure 26).

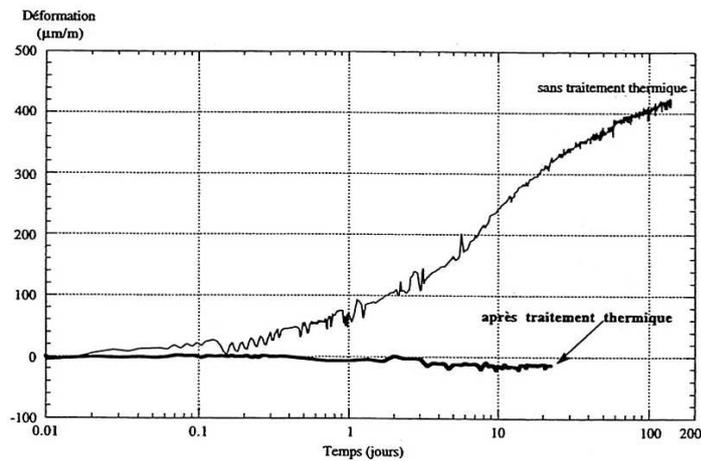


Figure 25 – Influence du traitement thermique sur le retrait endogène du BPR [Loukili, 1996]

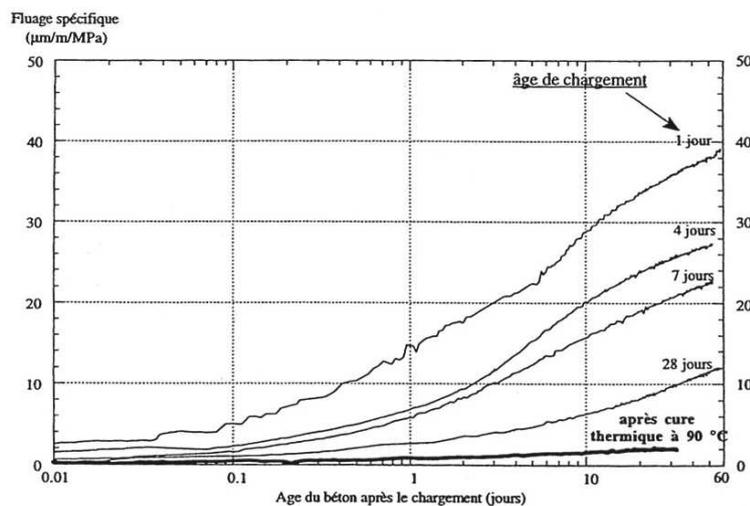


Figure 26 – Influence du traitement thermique sur le fluage propre du BPR [Loukili, 1996]

Le traitement thermique utilisé aux cours de ces travaux a consisté en un chauffage des éprouvettes concernées durant six jours à 90 °C (quatre jours à 100 % d'humidité relative et deux jours à l'air sec). Le chauffage a été appliqué sur des éprouvettes démoulées et conservées dans l'eau durant sept jours à 20 °C. Ce type de traitement thermique conduit, dans un premier temps, à une accélération de l'hydratation selon les mécanismes présentés précédemment puis, dans un second temps, à un séchage du matériau. Cette accélération de l'hydratation a été mise en corrélation avec les résultats de résistance à la compression ; le séchage du matériau entraîne un départ de l'eau libre résiduelle qui n'aurait pas été consommée lors de l'accélération de l'hydratation. Les déformations de nature endogène résultant des réactions d'hydratation et de l'auto-dessiccation et celles résultant de la dessiccation du matériau sont en conséquence fortement diminuées, une fois le traitement thermique achevé, car accélérées durant celui-ci.

Pour ce qui concerne les traitements thermiques de premier type, les produits en béton sont dans la pratique soumis à de la dessiccation lorsque le béton est à un âge équivalent plus avancé comparativement à un béton non traité thermiquement. Des travaux antérieurs [Rougeau, 2005] ont permis de comparer les déformations de retrait de BFUP traités ou non thermiquement. Le suivi des déformations de retrait a eu lieu pendant six mois, à partir du démoulage (soit 24 heures après le malaxage). Les éprouvettes traitées thermiquement ont subi un échauffement à une température de l'ordre de 50 °C dans leur moule pendant une quinzaine d'heures.

Les résultats montrent :

- une diminution d'environ 10 % du retrait endogène mesuré sur le BFUP traité thermiquement, une part du retrait endogène, non mesuré, ayant eu lieu pendant l'échauffement ;
- une diminution d'environ 90 % du retrait de dessiccation mesuré sur le BFUP traité thermiquement, une faible part du retrait de dessiccation, non mesuré, ayant pu avoir lieu pendant l'échauffement bien que des précautions aient été prises pour éviter la dessiccation ;
- un retrait endogène correspondant à environ 60 % et 90 % du retrait total respectivement pour le BFUP non traité et celui traité thermiquement.

Ainsi lorsque des traitements thermiques de premier type sont appliqués, le retrait endogène une fois l'échauffement achevé est réduit. D'autre part, le matériau est soumis aux phénomènes de dessiccation à un âge équivalent plus avancé. Concernant plus particulièrement la diminution observée sur le retrait de dessiccation, le principe selon lequel la diminution des forces de dépression capillaire liée à une augmentation de la proportion des pores de plus grand diamètre entraîne une dessiccation facilitée semble ne pas être le phénomène prépondérant pour les BFUP subissant un échauffement (traitement thermique de premier type). Il convient de se rapprocher notamment des travaux de Baroghel-Bouny [Baroghel-Bouny, 1994] qui montrent, pour de faibles rapports E/C (sans traitement thermique appliqué), une désorption très lente pour des humidités relatives comprises entre 90,4 % et 53,5 %. Le retrait de dessiccation est donc fortement réduit compte tenu de l'intensité des phénomènes physiques mis en jeu dans un réseau poreux très fin. L'auto-dessiccation importante conduit à une diminution très rapide de l'humidité relative interne, d'autant plus rapide si elle est accélérée par l'application d'un traitement thermique de premier type. Les BFUP atteignent alors beaucoup plus vite un état proche de l'équilibre avec l'humidité relative ambiante courante.

En complément, les travaux présentés dans l'ouvrage de synthèse BHP 2000 [IREX, 2005] sur des bétons M100B, M120C et M120B ayant respectivement une résistance moyenne à la compression de 108, 121 et 125 MPa (tableaux 2 et 3) permettent de faire ressortir les éléments suivants pour les BTHP :

- le retrait total est environ trois fois supérieur au retrait de dessiccation ;
- le fluage de dessiccation est très faible voire inexistant lorsque le chargement est appliqué à des âges avancés ; il est vraisemblable que cette constatation puisse être étendue aux BFUP subissant un traitement thermique de premier type.

		M100B	M120C	M120B
retrait endogène exp.	LCPC	193	196	244
retrait endogène rég.	LCPC	190	244	181
retrait endogène exp.	INSA		226	271
retrait endogène rég.	INSA		215	230
retrait de dessiccation (à partir d'1 jour) exp.	LCPC	92	49	16
retrait de dessiccation (à partir d'1 jour) rég.		190	96	99
retrait de dessiccation (à partir de 7 jours) exp.	INSA		101	87
retrait de dessiccation (à partir de 7 jours) rég.			85	0
retrait de dessiccation (à partir de 28 jours) exp.	LCPC	127	74	76
retrait de dessiccation (à partir de 28 jours) rég.		190	91	109
retrait total (dess. à partir d'1 jour) exp.	LCPC	285	245	260
retrait total (dess. à partir d'1 jour) rég.		380	340	280
retrait total (dess. à partir de 7 jours) exp.	INSA		327	358
retrait total (dess. à partir de 7 jours) rég.			300	230
retrait total (dess. à partir de 28 jours) exp.	LCPC	320	270	320
retrait total (dess. à partir de 28 jours) rég.		380	335	290

Tableau 2 – Mesures de retrait et prévisions de celui-ci via les modèles AFREM [Le Roy, 1996] [IREX, 2005]

	M100B		M120C			M120B		
	31 h	28 j	26 h	7 j	28 j	43 h	7 j	28 j
f_{cf}/f_{c28}	0,26	1	0,26	0,76	1	0,54	0,82	1
laboratoire en charge des essais	LCPC	LCPC	LCPC	INSA	LCPC	LCPC	INSA	LCPC
déformations instantanées exp.	39	18	32	21	19	22	18	17
déformations instantanées rég.	32	18	29	21	17	22	18	17
fluage propre exp.	32	11	39	10	11	15	9	10
fluage propre rég.	21	11	18	10	10	14	9	10
fluage de dessiccation exp.	29	0	5	4	0	7	5	1
fluage de dessiccation rég.	4	3	3	1	1	2	1	1
fluage total exp.	61	11	44	14	11	22	14	11
fluage total rég.	25	14	21	11	11	16	10	11

Tableau 3 – Mesures de fluage (20 °C et 50 % H.R.) et prévisions de celui-ci via les modèles BPEL 99 [IREX, 2005]

Pour ce qui concerne le suivi des déformations de retrait d'éléments en BFUP pendant l'application de traitements thermiques et avant l'application de la précontrainte, les travaux de Sameer [Sameer, 2004] ont conduit aux conclusions suivantes pour le BFUP étudié (composition présentée au tableau 4 après conversion de lb/yd³ en kg/m³) :

- le retrait induit par les traitements thermiques appliqués est de l'ordre de 200 µm/m (traitements thermiques de second type réalisé après durcissement du BFUP à 90 °C pendant environ 40 heures à 95 % d'humidité relative) ; ce retrait s'ajoutant au retrait mesuré (de l'ordre de 600 µm/m) depuis le moment de la mise en œuvre jusqu'au démarrage du traitement thermique ;
- le retrait mesuré dans les zones des éléments en BFUP les plus chauffées, proches du moule, est supérieur à celui mesuré dans les autres zones de la pièce.

Constituant	Quantité (kg/m ³)
Ciment Portland	712
Sable fin	1020
Fumée de silice	231
Quartz broyé	211
Superplastifiant Glenium 3000 NS	31
Accélérateur Rheocrete CNI	30
Fibres métalliques (13 mm/Ø 0,2 mm)	156
Eau	109

Tableau 4 – Composition du BFUP étudié par Sameer [Sameer, 2004]

Le moment de l'application de la charge au regard de l'état d'avancement du cycle thermique peut également influencer les déformations différées. Il s'agit du phénomène de déformation d'interaction thermomécanique. Cette source de déformation supplémentaire peut être observée lorsque qu'une charge constante est appliquée au béton alors que celui-ci subit une modification de température significative. Autrement dit, la déformation est alors plus importante que si le béton avait été maintenu constamment à la température plus élevée. Dans la réalité, ce phénomène pourrait se produire lorsque l'application de la précontrainte a lieu à la fin du palier de maintien en température ou pendant la phase de refroidissement.

La déformation d'interaction thermomécanique a été mise en évidence sur des bétons traditionnels soumis au jeune âge à une contrainte constante dans le cas d'une phase de montée en température. Dans le cadre des travaux d'Anders Boe Hauggaard [Hauggaard, 1999], l'un des cycles de température étudié pendant le chargement comprenait une montée et une descente de température entre 20 °C et 40 °C. Les essais ont montré que le

fluage du béton augmentait avec le niveau de température appliqué pendant les essais de fluage, mais qu'il augmentait encore davantage lorsqu'un cycle thermique était appliqué pendant les essais de fluage. Un résultat similaire a été observé par Briffaut [Briffaut, 2010]. L'hypothèse proposée est que ce phénomène intervient au niveau de la structure interne des C-S-H :

- les contraintes internes générées par les différences de dilatation thermique entre les constituants (de l'ordre de quelques $\mu\text{m}/\text{m}/^\circ\text{C}$ au maximum), alors que la pâte est déjà durcie, provoquent des glissements entre les feuillets de C-S-H permettant une relaxation des contraintes ;
- la contraction du matériau provoque des mouvements d'eau à l'intérieur des C-S-H.

En conclusion de cette partie, il est possible de retenir les éléments suivants concernant les déformations différées des BFUP et l'impact prévisible des traitements thermiques de premier type réalisés conformément aux règles de l'art :

- les produits en béton sont protégés de la dessiccation jusqu'à un âge équivalent avancé ;
- le retrait de dessiccation est réduit du fait d'une combinaison de facteurs :
 - les BFUP contiennent une quantité d'eau très limitée ;
 - le réseau poreux très fin maintient les forces de dépression capillaire à un haut niveau rendant plus difficile le départ d'eau ;
 - l'auto-dessiccation provoque une chute brutale de l'humidité relative interne accélérée par l'application d'un traitement thermique permettant au matériau d'atteindre plus rapidement un état proche de l'équilibre vis-à-vis de l'humidité relative extérieure ;
- l'évolution du retrait endogène dépend du degré d'avancement des réactions : plus l'échauffement est important, plus la part du retrait endogène se produisant au cours du traitement thermique est importante, diminuant ainsi le retrait endogène résiduel (post traitement thermique) ;
- la déformation d'interaction thermomécanique peut augmenter la déformation du béton lorsqu'il est soumis à la fois à une contrainte constante et une variation de température significative ;
- le comportement en fluage des BFUP soumis à des traitements thermiques de premier type avant l'application de la contrainte doit être étudié de façon plus approfondie ; le programme expérimental présenté au chapitre 2 vise à apporter une contribution dans ce domaine.

1.4 Prévission des déformations différées des BFUP

1.4.1 Modèles analytiques

1.4.1.1 Présentation des textes de référence

Pour les ouvrages en béton courants, le calcul des déformations différées des bétons est réalisé à l'aide de modèles analytiques simplifiés de type réglementaire. Les textes de référence retenus dans le cadre de ces travaux et ayant fait l'objet d'une analyse particulière ont été les suivants :

- Les recommandations provisoires sur les bétons fibrés à ultra-hautes performances [AFGC/SETRA, 2002] ;
- La norme NF EN 1992-1-1 : Eurocode 2 – Calcul des structures en béton - partie 1-1 : Règles générales et règles pour les bâtiments [NF EN 1992-1-1, 2005] ;
- La norme NF EN 1992-2 : Eurocode 2 – Calcul des structures en béton - partie 2 : Ponts en béton – Calcul et dispositions constructives [NF EN 1992-2, 2006] ;
- Le Model Code 2010 – First complete draft [fib, 2010].

L'édition 2002 des recommandations sur les bétons fibrés à ultra-hautes performances [AFGC/SETRA, 2002] (notons qu'une nouvelle version est disponible depuis juin 2013) a été élaborée à la demande du Comité Scientifique et Technique de l'AFGC (Association Française de Génie Civil). Les recommandations et modèles analytiques choisis pour le fluage et le retrait sont notamment basés sur les travaux de Loukili [Loukili, 1996], lui-même s'étant inspiré des modèles analytiques du BPEL 91 [BPEL 91, 1993]. Deux cas sont distingués dans cette édition de 2002 : les BFUP traités thermiquement et les BFUP non traités thermiquement sans toutefois prendre explicitement en compte les traitements thermiques réalisés à température modérée. Par exemple, le retrait endogène est considéré nul après traitement thermique et différentes valeurs de retrait endogène (fonction du rapport eau sur liant) sont proposées en l'absence de traitement thermique.

Les règles de dimensionnement de l'Eurocode 2 (normes NF EN 1992-1-1 et NF EN 1992-2) prennent en compte des bétons dont la résistance à la compression s'étend jusqu'à la classe C90/105 en France (jusqu'à C100/115 en Allemagne par exemple via l'annexe nationale). Elles n'ont donc pas été rédigées pour prendre en compte les spécificités des BFUP. Cependant, elles permettent de tenir compte :

- de l'application d'une cure thermique réalisée à température modérée (traitement thermique de premier type) en remplaçant, dans les formules de calcul, l'âge réel par un âge équivalent fondé sur une équation dérivée de celle d'Arrhenius ; cette équation est applicable pour des températures comprises entre 0 et 80 °C ;
- de la valeur de l'humidité relative qui sera imposée au béton par son environnement et qui agira sur le retrait et le fluage de dessiccation ;
- du ratio surface exposée/volume de l'élément en béton considéré qui agira également sur le retrait et le fluage de dessiccation.

En complément, l'annexe nationale française de la norme NF EN 1992-1-1 précise que, pour les bétons à hautes performances, composés de ciment de classe R, de classe de résistance supérieure à C50/60, avec ou sans fumée de silice, des compléments sont apportés par la norme NF EN 1992-2 (à noter qu'au sens de l'Eurocode 2, un ciment de classe R englobe les ciments ayant les classes de résistance suivantes : 42,5 R, 52,5 N et 52,5 R). La norme NF EN 1992-2 propose ainsi des modèles analytiques qui sont plus adaptés aux BHP (dans le cadre de ces travaux, l'analyse des équations de la norme NF EN 1992-1-1 a montré qu'elles n'étaient pas adaptées aux BFUP). En outre, elle permet d'utiliser des mesures expérimentales pour évaluer les déformations différées avec une plus grande précision. Les coefficients des modèles analytiques peuvent être ajustés en rendant minimale la somme des carrés des différences entre l'estimation des modèles et les résultats expérimentaux. En effet, il est précisé que les valeurs expérimentales peuvent présenter une dispersion de plus ou moins 30 % par rapport aux valeurs de fluage et de retrait estimées par rapport aux modèles analytiques proposés par la norme NF EN 1992-2.

Enfin, le Model Code 2010, propose des équations similaires à celles de l'Eurocode 2. Pour ce qui concerne le retrait et le fluage, elles s'appliquent jusqu'à une résistance moyenne à la compression de 130 MPa mesurée à 28 jours sur cylindre et pour un chargement allant jusqu'à 40 % de la résistance à la compression mesurée au moment du chargement (le moment du chargement ne pouvant être inférieur à un jour).

En conclusion de cette analyse, les modèles analytiques disponibles à ce jour, simplifiés et qui sont les plus adaptés pour la prédiction du retrait et du fluage des BFUP sont spécifiés dans les « Recommandations provisoires sur les Bétons fibrés à ultra-hautes performances » pour ce qui concerne les BFUP non traités thermiquement ou subissant un traitement thermique de second type. Pour les BFUP subissant un traitement thermique à température modéré (premier type), il semble pertinent de vérifier que le domaine d'application des modèles analytiques proposés dans la norme NF EN 1992-2 peut être étendu moyennant l'ajustement des coefficients proposés par identification à partir d'essais expérimentaux (cf. § 4.1.2).

1.4.1.2 *Modèles analytiques proposés par les Recommandations (2002) sur les Bétons fibrés à ultra-hautes performances pour les BFUP ne subissant pas de traitement thermique*

Pour le retrait endogène ε_{re} :
$$\varepsilon_{re}(t) = A \exp \left[\frac{B}{\sqrt{t+C}} \right]$$

Dans le cas d'un BFUP de type Béton de Poudres Réactives les coefficients suivants sont proposés : $A = 525$; $B = -2,5$; $C = -0,5$

Pour le fluage propre ε_{fp} ($t_0 =$ âge du chargement) :
$$\varepsilon_{fp} = [k(t_0) \times f(t-t_0) + h(t_0)] \times \sigma$$

Dans le cas d'un BFUP de type Béton de Poudres Réactives :

$$k(t_0) = 19 \times \exp \sqrt{\frac{0,1}{t_0 - 2,65}}$$

$$f(t-t_0) = \frac{\sqrt{\frac{(t-t_0)}{(3t_0-5)}}}{\sqrt{\frac{(t-t_0)}{(3t_0-5)} + 1}}$$

$$h(t_0) = 18 \times \exp \sqrt{\frac{0,2}{t_0 + 1,2}}$$

1.4.1.3 *Modèles analytiques proposés par les Recommandations (2002) sur les Bétons fibrés à ultra-hautes performances pour les BFUP subissant un traitement thermique de second type (appliqué à 90 °C environ une fois le béton déjà durci)*

Pour le retrait endogène : le retrait est considéré comme nul dans le cas d'un BFUP de type Béton de Poudres Réactives.

Pour la déformation totale ε ($t_0 =$ âge du chargement) :
$$\varepsilon(t, t_0) = \frac{\sigma}{E_i} \times [1 + K_{fl} \times f(t-t_0)]$$

Dans le cas d'un BFUP de type Béton de Poudres Réactives :

$K_{fl} = 0,30$; $\sigma =$ contrainte de chargement ; $E_i =$ module instantané

$$f(t-t_0) = \frac{(t-t_0)^{0,6}}{(t-t_0)^{0,6} + 10}$$

1.4.1.4 Modèles analytiques de la procédure d'identification expérimentale spécifiés dans l'Eurocode 2 partie 2 pour les BHP avec fumée de silice subissant un traitement thermique de premier type (appliqué à température modérée pour accélérer le durcissement juste après la mise en moule)

Calcul de l'âge équivalent :
$$t_T = \sum_{i=1}^n e^{-\left(\frac{4000}{273 + T(\Delta t_i)} - 13,65\right)} \times \Delta t_i$$

avec :

- t_T : âge du béton corrigé en fonction de la température ; les temps t , t_0 et t_s doivent être transposés en âge équivalent lors de l'utilisation des expressions présentées ci-dessous ;
- $T(\Delta t_i)$: température en °C pendant la période Δt_i ;
- Δt_i : durée pendant laquelle règne la température T .

Pour la déformation de retrait endogène ε_{ca} :

$$\text{Pour } t < 28 \text{ jours : } \varepsilon_{ca}(t) = \beta_{ca1}(f_{ck} - 20) \left[2,2 \left(\frac{f_{cm}(t)}{f_{ck}} \right) - 0,2 \right] 10^{-6}$$

$$\text{Pour } t \geq 28 \text{ jours : } \varepsilon_{ca}(t) = \beta_{ca1}(f_{ck} - 20) \left[\beta_{ca2} - \beta_{ca3} \exp\left(-\frac{t}{\beta_{ca4}}\right) \right] 10^{-6}$$

avec :

- $f_{cm}(t)$: résistance moyenne à la compression au temps t ;
- f_{ck} : résistance caractéristique du béton à 28 jours mesurée sur cylindre ;
- β_{ca1} ; β_{ca2} ; β_{ca3} et β_{ca4} : coefficients d'ajustement.

Pour la déformation de retrait de dessiccation ε_{cd} :

$$\varepsilon_{cd}(t) = \beta_{cd1} \frac{K(f_{ck}) [72 \exp(-0,046 f_{ck}) + 75 - RH] (t - t_s) 10^{-6}}{(t - t_s) + \beta_{cd2} h_0^2}$$

avec :

- f_{ck} : résistance caractéristique du béton à 28 jours mesurée sur cylindre ;
- $K(f_{ck})$: coefficient d'ajustement ;
- β_{cd1} et β_{cd2} : coefficients d'ajustement ;
- RH : humidité relative de l'environnement ambiant (%) ;
- t_s : âge du béton au début de la dessiccation ;
- h_0 : rayon moyen de la section transversale (mm) égale à $2Ac/u$ où Ac est l'aire de la section du béton et u le périmètre de la section exposée à la dessiccation.

Pour la déformation de fluage ε_{cc} :
$$\varepsilon_{cc} = \frac{\sigma(t_0)}{E_c} [\varphi_b(t, t_0) + \varphi_d(t, t_0)]$$

avec :

- $\sigma(t_0)$: contrainte appliquée au béton au moment du chargement ;
- t_0 : âge du béton au moment du chargement ;
- E_c : module d'élasticité ;

- $\varphi_b(t, t_0)$: coefficient de fluage propre : $\varphi_b(t, t_0) = \beta_{bc1} \varphi_{b0} \frac{\sqrt{t-t_0}}{\sqrt{t-t_0} + \beta_{bc}}$
 - $\varphi_{b0} = \frac{3,6}{f_{cm}(t_0)^{0,37}}$
 - $\beta_{bc} = \beta_{bc2} \exp\left(2,8 \frac{f_{cm}(t_0)}{f_{ck}}\right)$
- β_{bc1} et β_{bc2} : coefficients d'ajustement ;
- $\varphi_d(t, t_0)$: coefficient de fluage de dessiccation : $\varphi_d(t, t_0) = \varphi_{d0} [\varepsilon_{cd}(t) - \varepsilon_{cd}(t_0)]$;
- φ_{d0} : coefficient d'ajustement.

1.4.1.5 *Evaluation des pertes de précontrainte par pré-tension pour des éléments préfabriqués en béton*

Le maintien de la précontrainte d'un ouvrage permet d'assurer à la structure sa capacité portante tout au long de la durée d'utilisation de projet. Il convient alors de déterminer les pertes de précontrainte en considérant l'ensemble des déformations instantanées et différées (retrait, fluage, relaxation). Au sens de l'Eurocode 2, l'évaluation des pertes de précontrainte d'une poutre préfabriquée en béton précontraint ayant subi un traitement thermique repose sur l'équation suivante [EFB, 2008] :

$$\Delta P_{c+s+r} = A_p \Delta \sigma_{p,c+s+r} = A_p \frac{\varepsilon_{cs} E_p + 0,8 \Delta \sigma_{pr} + \frac{E_p}{E_{cm}} \varphi(t, t_0) \sigma_{c,QP}}{1 + \frac{E_p}{E_{cm}} \frac{A_p}{A_c} \left(1 + \frac{A_c}{I_c} z_{cp}^2\right)} [1 + 0,8 \varphi(t, t_0)]$$

avec :

- $\Delta \sigma_{p,c+s+r}$: valeur absolue de la variation de contrainte dans les armatures à l'abscisse x , à l'instant t , du fait du fluage, du retrait et de la relaxation ;
- A_p : aire de la section de toutes les armatures de précontrainte à l'abscisse x ;
- ε_{cs} : valeur estimée du retrait en valeur absolue ;
- E_p : module d'élasticité de l'acier de précontrainte ;
- E_{cm} : module d'élasticité du béton ;
- $\Delta \sigma_{pr}$: valeur absolue de la variation de contrainte dans les armatures à l'abscisse x , à l'instant t , du fait de la relaxation. Elle est déterminée pour une contrainte $\sigma_p = \sigma_p (G + P_{m0} + \Psi_2 Q)$ où σ_p est la contrainte initiale dans les armatures due à la force de précontrainte initiale et aux actions quasi-permanentes ;
- $\varphi(t, t_0)$: coefficient de fluage à l'instant t , pour une charge appliquée au temps t_0 ;
- $\sigma_{c,QP}$: contrainte dans le béton au voisinage des armatures, due au poids propre et à la force de précontrainte initiale ainsi qu'aux autres actions quasi-permanentes le cas échéant. La valeur de $\sigma_{c,QP}$ peut résulter d'une partie du poids propre et de la force de précontrainte initiale ou de la combinaison quasi-permanente des actions considérées dans leur totalité, $(G + P_{m0} + \Psi_2 Q)$, selon la phase de construction considérée ;
- A_c : aire de la section droite de la poutre ;
- I_c : moment d'inertie de la section de la poutre ;

- z_{cp} : distance entre le centre de gravité de la section de la poutre et les armatures de précontrainte ;
- $\chi = 0,8$: coefficient de vieillissement.

1.4.2 Modèles numériques

1.4.2.1 Généralités

Pour la prédiction du retrait et du fluage, les modèles numériques disponibles dans la littérature s'orientent vers une description de plus en plus réaliste au fur et à mesure de la compréhension des phénomènes intervenant dans les matériaux cimentaires. Les travaux de Sellier et Buffo-Lacarrière [Sellier, 2009] proposent par exemple une modélisation unifiée du fluage propre, du retrait et du fluage de dessiccation. Cette proposition considère un matériau doté d'un seul comportement intrinsèque de type visco-élastique non linéaire :

- la consolidation des C-S-H mise en avant par Acker [Acker, 2003] étant prise en compte par une dépendance de la viscosité à la déformation visqueuse ;
- la traduction des forces de dépression capillaire étant basée sur les travaux de Torrenti [Torrenti, 1997] ;
- la simulation du fluage propre et du retrait de dessiccation étant analogue à celle proposée par Benboudjema [Benboudjema, 2002] ;
- la composante liée au fluage intrinsèque de dessiccation étant directement intégrée au modèle et non plus ajoutée à l'aide d'un module spécifique.

L'objectif de cette partie est de présenter les modèles utilisés dans cette étude pour prédire le comportement d'éléments précontraints en BFUP du jeune âge au long terme. Ces modèles reposent sur la méthodologie développée par Benboudjema [Benboudjema, 2002]. Les optimisations proposées plus récemment ne sont pas prises en compte, l'objectif étant in fine de se concentrer sur la prédiction des pertes de précontrainte et de la fissuration éventuelle en utilisant une prédiction de l'évolution des déformations différées de retrait et de fluage (cf. § 4.2). Les modèles retenus tiennent compte :

- du retrait endogène, nécessitant de prédire l'évolution de l'hydratation et de l'auto-dessiccation ;
- du retrait de dessiccation, nécessitant de prédire l'évolution du séchage ;
- du fluage propre.

La composante de fluage de dessiccation, nécessitant la prédiction du séchage, sera négligée étant donné les résultats de l'étude expérimentale exposés au chapitre 3.

En ce qui concerne la fissuration (hors effet de chargement mécanique), deux phénomènes sont pris en compte :

- le mécanisme d'auto-contraintes lié au gradient thermique : lors de la montée en température, celle-ci croît de façon significative à cœur, alors qu'elle reste proche en surface de la température extérieure (cas d'utilisation de moules métalliques, par exemple, par opposition aux moules dont le matériau au contact du béton est isolant). Le gradient de température ainsi créé entraîne un gradient de déformation (d'extension) thermique qui génère des contraintes (faibles, car le module de Young est peu élevé à ce moment, mais la résistance en traction est également faible) de traction en peau et de compression en cœur, auto-équilibrées. Lors du refroidissement, le module de Young du béton est plus important, le gradient de déformation (correspondant à une contraction) est inversé par rapport à l'étape précédente de montée en température. Des contraintes de traction sont alors créées à cœur, alors qu'elles correspondent à de la compression en peau. La fissuration potentiellement générée se produit tout d'abord en surface puis à cœur sans toutefois être traversante dans le cas général.

- le séchage naturel crée un gradient d'humidité relative et par conséquent un gradient de retrait de dessiccation. Ceci conduit à la création de contraintes à l'échelle macroscopique suivant plusieurs mécanismes (figure 27). Le séchage peut être, à priori, négligé pour la composante fissuration. En effet, d'une part, les échanges hydriques sont 1000 à 10000 fois plus lents que les phénomènes thermiques [Acker, 2001] et ne concernent donc qu'une fine couche de béton située en peau dans les structures massives. D'autre part, tant que le moule reste en place, le séchage ne peut pas se produire (en considérant que le moule reste parfaitement étanche). En outre, le matériau étudié ici est un BFUP, dont la porosité et le retrait de dessiccation sont très faibles, comparativement à un béton traditionnel.

Il est à noter, que les fissures éventuellement induites peuvent se refermer du fait de la relaxation, d'une hydratation complémentaire (s'il reste des anhydres et s'il y a une présence d'eau) ou de la carbonatation (réaction entre la portlandite et le CO_2). Ceci est notamment conditionné par l'ouverture de fissure (la valeur maximale de $200 \mu\text{m}$ est souvent mentionnée dans la littérature). Néanmoins, les essais montrent que c'est dans cette zone de faiblesse [Argouges, 2011] que se produira à nouveau la fissuration si l'ouvrage est sollicité à nouveau.

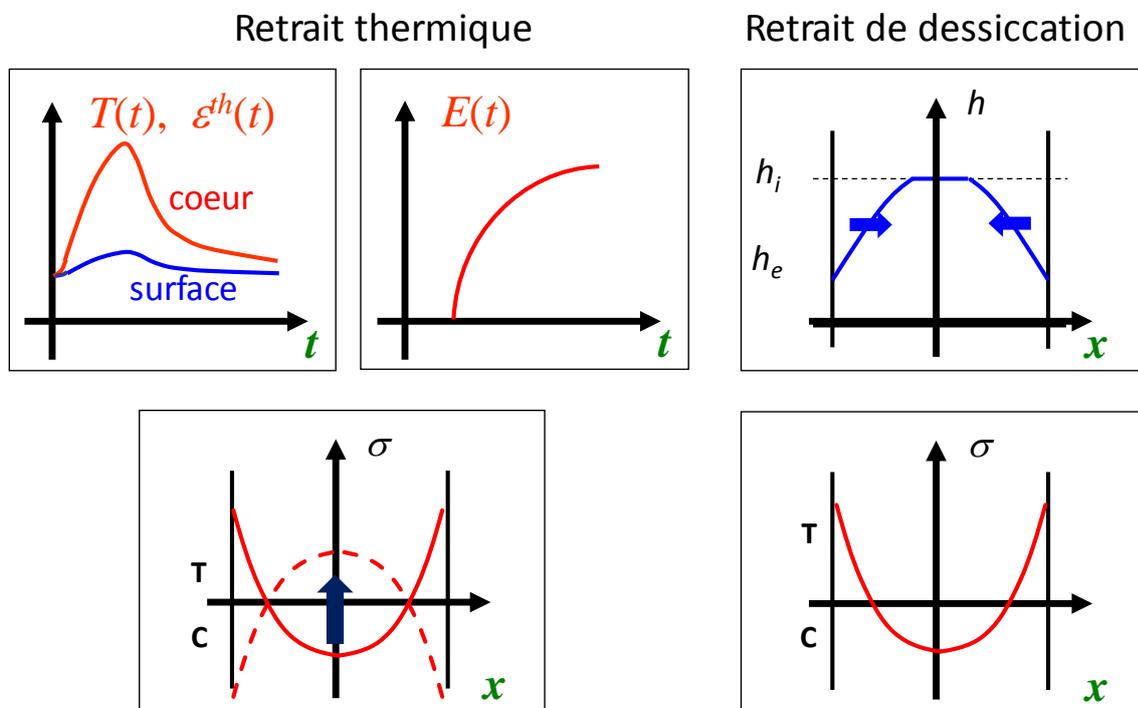


Figure 27 – Origine des auto-contraintes induites par gradient thermique ou hydrique [Benboudjema, 2002]

1.4.2.2 Modélisation et identification

Afin de prédire le comportement d'un élément précontraint, il est nécessaire de modéliser les phénomènes suivants plus ou moins couplés :

- l'hydratation ;
- les transferts de chaleur (en incluant le dégagement de chaleur associé) ;
- le séchage, étant donné la faible porosité et les très bonnes propriétés mécaniques du béton étudié, il est attendu que son effet soit peu marqué (ceci sera étudié) ;
- les déformations de retrait : endogène, thermique et dessiccation ;

- les déformations de fluage : propre, dessiccation et thermique transitoire, ces deux dernières composantes seront négligées étant donné les résultats de la campagne expérimentale (cf. chapitre 3) ;
- la fissuration et l'évolution des propriétés mécaniques.

Etant donné la complexité des phénomènes étudiés, et notamment le fait que certains mécanismes ne sont que partiellement connus, des hypothèses seront posées. De plus, le processus de préfabrication mis en jeu (étuvage dans un moule étanche) permet de négliger certains couplages (effet de l'hydratation sur le séchage par exemple). En outre, les paramètres gouvernant ces couplages ne peuvent pas être identifiés, car les essais correspondant n'ont pas été réalisés et les résultats disponibles dans la littérature sont peu étoffés.

1.4.2.3 Modélisation des phénomènes thermo-chimiques

L'évolution de l'hydratation est obtenue par l'utilisation d'une affinité chimique [Regourd, 1980][Lackner, 2004] dans une notation proposée par Ulm et al. [Ulm, 1998] :

$$\dot{\xi} = \tilde{A}(\xi) \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right)$$

avec :

- E_a : énergie d'activation (J.mol^{-1}) ;
- R : constante des gaz parfaits ($8,3145 \text{ J.K}^{-1}.\text{mol}^{-1}$) ;
- T : température (K) ;
- ξ : degré d'hydratation ;
- $\tilde{A}(\xi)$: affinité chimique normalisée (s^{-1}).

Les évolutions des champs de température sont obtenues à partir de l'équation de la chaleur qui inclut un terme source représentant le dégagement de chaleur de la réaction d'hydratation :

$$C\dot{T} = \nabla(k\nabla T) + L\dot{\xi}$$

avec :

- L : chaleur latente d'hydratation (J.m^{-3}) ;
- k : conductivité thermique du béton ($\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$) ;
- C : capacité thermique du matériau ($\text{J.m}^{-3}.\text{K}^{-1}$) qui peut être prise constante [Waller, 1999] ou fonction de la température et du degré d'hydratation. Des simulations numériques montrent que la prise en compte de l'évolution de ces paramètres en fonction de la température et du degré d'hydratation peut être négligée [Briffaut, 2012] si une démarche d'identification est entreprise par le biais d'essais semi-adiabatiques (ce qui est le cas dans ces travaux).

Les conditions aux limites thermiques sont de type convectifs :

$$\varphi = h(T_s - T_{ext})\mathbf{n}$$

avec :

- φ : le flux (W.m^{-2}) ;
- h : coefficient d'échange incluant la convection (libre ou forcée) et les échanges par rayonnement (après linéarisation) ($\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$) ;
- T_s : température de surface de l'élément (K) ;
- T_{ext} : température ambiante (K).

1.4.2.4 Modélisation du séchage

Le séchage est un phénomène complexe. De multiples mécanismes sont mis en jeu simultanément : perméation, diffusion, convection, sorption/désorption. Dans les résultats présentés au chapitre 4, seul le mécanisme de perméation de l'eau liquide a été pris en compte car il semble prédominant lors du séchage à température ambiante de ce type de matériaux (l'influence de la hausse de température sur ces mécanismes pendant les quelques heures correspondant au traitement thermique n'a pas été quant à elle prise en compte). En effet, le modèle a été validé par comparaison avec des simulations numériques plus réalistes [Reviron, 2009]. Ainsi, l'utilisation de la conservation de la masse d'eau liquide conduit à la résolution de l'équation différentielle suivante :

$$\frac{dS_l}{dp_c} \frac{dp_c}{dt} = \text{div} \left(k_{rl}(S_l) \frac{K}{\mu_l \phi} \cdot \text{grad}(p_c) \right)$$

avec :

- S_l : degré de saturation ;
- p_c : pression capillaire ;
- k_{rl} : perméabilité relative à l'eau liquide ;
- K : perméabilité intrinsèque ;
- μ_l : viscosité dynamique de l'eau liquide.

L'isotherme de désorption (courbe teneur en eau en fonction de l'humidité relative, ramenée à la courbe S_l vs p_c) et la perméabilité relative à l'eau liquide sont décrites à l'aide du modèle de van Genuchten (1980) (a et b étant des paramètres matériaux) :

$$p_c(S_l) = b \left[S_l^{-\frac{1}{a}} - 1 \right]^{1-a} \quad \text{et} \quad k_{rl}(S_l) = S_l^{0,5} \left(1 - \left(1 - S_l^b \right)^{1/b} \right)^2$$

La pression capillaire est reliée à l'humidité relative h via la loi de Kelvin :

$$p_c = \frac{\rho_l RT}{M_l} \ln(h)$$

avec :

- M_l : masse molaire de l'eau ;
- ρ_l : la masse volumique de l'eau liquide.

1.4.2.5 Modélisation du retrait

L'évolution de la déformation de retrait endogène est liée à la cinétique d'hydratation du ciment (sans échanges hydriques avec l'extérieur). Du fait que les hydrates formés soient moins volumineux que les produits anhydres de la réaction d'hydratation (contraction Le Châtelier), le mécanisme moteur de cette déformation est la création d'un volume gazeux qui entraîne une mise en dépression de l'eau interstitielle. Le retrait endogène est donc directement lié à l'évolution du degré d'hydratation. Les résultats de la littérature montrent une évolution du retrait endogène quasiment linéaire par rapport au degré d'hydratation à partir d'un seuil de percolation [Laplante, 1993][Mounanga, 2006]. La modélisation de l'évolution du retrait endogène ε_{au} choisie est donc la suivante [Ulm, 1998] :

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^{au} = -\kappa \bar{\xi} \delta_{ij} \text{ avec } \bar{\xi} = \left\langle \frac{\xi - \xi_0}{\xi_\infty - \xi_0} \right\rangle_+$$

avec :

- κ : valeur finale du retrait endogène ;
- ξ_∞ : degré final d'hydratation $\langle \cdot \rangle_+$ l'opérateur partie positive ;
- ξ_0 : seuil de percolation mécanique [Torrenti, 2005] ;
- δ_{ij} : symbole de Kronecker.

Les mécanismes du retrait de dessiccation ne sont pas encore tout à fait élucidés. Néanmoins, il est couramment admis qu'ils résultent de la déformation mécanique du squelette solide sous la pression capillaire, combinée à la pression de disjonction et aux tensions de surface. Les expressions mathématiques de ces trois phénomènes sont relativement similaires. Des modèles phénoménologiques (où le retrait de dessiccation est relié de façon proportionnelle à l'humidité relative ou à la teneur en eau) sont néanmoins couramment utilisés. Il a été montré [Benboudjema, 2011] que ce genre de modèle conduit à des résultats similaires à ceux obtenus avec des modèles basés sur le mécanisme de pression capillaire (stipulant que le retrait résulte de la déformation élastique et de fluage du squelette solide sous l'action de la pression capillaire) :

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^{ds} = \kappa_{ds} \dot{C} \delta_{ij}$$

avec :

- κ_{ds} : coefficient de proportionnalité ;
- C : teneur en eau.

Les déformations thermiques $\boldsymbol{\varepsilon}_{th}$ sont liées à la variation de température par un coefficient de dilatation thermique α (considéré constant [Loukili, 2000]) :

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^{th} = \alpha (T - T_0) \delta_{ij}$$

avec :

- T_0 : température de référence.

1.4.2.6 Modélisation du fluage

Il est à rappeler que le fluage de dessiccation et le fluage d'interaction thermomécanique n'ont pas été modélisés. En effet, les résultats expérimentaux obtenus et présentés au chapitre 3 montrent que ces composantes de déformation sont négligeables. La plupart des modèles de fluage propre sont basés sur la combinaison en série ou en parallèle d'éléments rhéologiques (ressorts et amortisseurs) (figure 28).

Trois chaînes de Kelvin-Voigt sont utilisées. L'utilisation de deux chaînes est également possible à condition de bien choisir le temps caractéristique de chacune d'elles. Toutefois, l'utilisation de trois chaînes permet de prédire les déformations de fluage sur une durée de temps plus longue.

Le calcul des déformations de fluage propre se fait par résolution de l'équation suivante :

$$\tau_{bc}^i \ddot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{bc}^i + \left(\tau_{bc}^i \frac{\dot{k}_{bc}^i(\xi)}{k_{bc}^i(\xi)} + 1 \right) \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{bc}^i = \frac{\dot{\boldsymbol{\sigma}}}{k_{bc}^i(\xi)}$$

avec :

- τ_{bc}^i : temps caractéristique de la chaîne (constant) ;
- $k_{bc}^i(\xi)$: raideur du ressort (fonction du degré d'hydratation) ;
- $\tilde{\sigma}$: contrainte effective (cf. ci-après).

D'après Bažant et Prasannan [Bazant, 1989], le temps caractéristique ne doit pas être un paramètre de calage des lois d'évolution des déformations de fluage au risque, sinon, de chercher à résoudre un problème mal conditionné. Il propose d'utiliser un rapport de 10 entre les temps caractéristiques de deux chaînes consécutives.

Une relation empirique proposée par de Schutter [De Schutter, 1999] est utilisée pour relier la raideur de ressort de la chaîne au degré d'hydratation :

$$k_{bc}^i(\xi) = k_{bc-\infty}^i \frac{0,473}{2,081 - 1,608 \bar{\xi}} \bar{\xi}^{0,62}$$

avec :

- $k_{bc-\infty}^i$: raideur finale de la chaîne.

Comme le temps caractéristique de chaque chaîne est pris constant, la viscosité de l'amortisseur de chaque chaîne dépend également du degré d'hydratation :

$$\eta_{bc}^i(\xi) = k_{bc}^i(\xi) \tau_{bc}^i$$

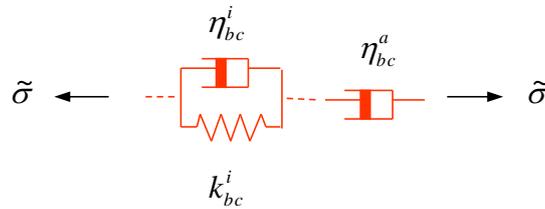


Figure 28 – Modèle de fluage propre

Afin d'améliorer la précision des simulations numériques (notamment en cas de décharge, ce qui se produit ici au jeune âge), un amortisseur est ajouté en série pour prédire de façon plus précise le caractère partiellement réversible de la déformation de fluage :

$$\eta_{bc}^a(\xi) \dot{\varepsilon}_{bc}^a = \tilde{\sigma}$$

avec :

- ε_{bc}^a : déformation de fluage ;
- η_{bc}^a est la viscosité de l'amortisseur seul.

La déformation de fluage propre totale ε_{bc} est donc la somme des déformations de fluage propre des différentes chaînes de Kelvin-Voigt ε_{bc}^i et de l'amortisseur seul en série ε_{bc}^a :

$$\varepsilon_{bc} = \sum \varepsilon_{bc}^i + \varepsilon_{bc}^a$$

La modification de la raideur des ressorts et de la viscosité des amortisseurs par une thermo-activation [Hauggaard, 1999][Benboudjema, 2008][Briffaut, 2010] permet de prendre en compte les effets de la température (constante) sur les déformations tout en gardant un temps caractéristique constant :

$$k_{bc}^i(\xi, T) = k_{bc}^i(\xi, T_0) e^{\frac{E_{ac}}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right)} \quad \text{et} \quad \eta_{bc}^i(\xi, T) = \eta_{bc}^i(\xi, T_0) e^{\frac{E_{ac}}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right)}$$

avec :

- E_{ac} : énergie d'activation de fluage ;
- $T_0 = 293$ K.

Il existe peu d'études sur l'effet de la température sur le fluage au jeune âge en compression et aucune en traction (pour des températures équivalentes à celles rencontrées lors de traitements thermiques de premier type). De plus, plusieurs auteurs trouvent une dissymétrie du fluage en compression/traction qui n'a pas été prise en compte dans cette étude. Finalement, le modèle rhéologique est étendu à des états de contraintes multiaxiales par l'utilisation d'un coefficient de Poisson de fluage propre qui peut être pris égal au coefficient de Poisson élastique [Benboudjema, 2002] si aucune information supplémentaire n'est disponible. L'algorithme de résolution utilisé est du même type que celui utilisé dans le cadre de la thèse de Briffaut [Briffaut, 2010] et de travaux précédemment réalisés par Benboudjema et Torrenti [Benboudjema, 2008].

1.4.2.7 Modélisation de la fissuration

Les évolutions du module d'Young E et de la résistance en traction f_t sont modélisées par les relations suivantes [De Schutter, 1999][Stefan, 2010] :

$$E(\xi) = E_\infty \bar{\xi}^{a_E} \quad \text{et} \quad f_t(\xi) = f_{t_\infty} \bar{\xi}^{a_{f_t}}$$

avec :

- f_{t_∞} : résistance en traction finale (i.e. quand $\xi = \xi_\infty$) ;
- E_∞ : module d'Young final (i.e. quand $\xi = \xi_\infty$) ;
- a_E : paramètre gouvernant les évolutions des lois ;
- a_{f_t} : paramètre gouvernant les évolutions des lois.

En considérant un découplage des déformations dues aux différents phénomènes (fluage, retrait, évolution de la température, etc.), le calcul de la déformation élastique peut se faire à partir de l'équation suivante :

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{E}(\xi) \dot{\boldsymbol{\epsilon}}_{el} = \mathbf{E}(\xi) (\dot{\boldsymbol{\epsilon}}_{tot} - \dot{\boldsymbol{\epsilon}}_{bc} - \dot{\boldsymbol{\epsilon}}_{au} - \dot{\boldsymbol{\epsilon}}_{th} - \dot{\boldsymbol{\epsilon}}_{ds})$$

avec :

- $\boldsymbol{\epsilon}_{tot}$: déformations totales ;
- $\boldsymbol{\epsilon}_{bc}$: déformations de fluage propre ;
- $\boldsymbol{\epsilon}_{au}$: déformations de retrait endogène ;
- $\boldsymbol{\epsilon}_{th}$: déformations thermiques ;
- $\boldsymbol{\epsilon}_{ds}$: déformations de retrait de dessiccation.

Quelle que soit la loi d'évolution de la variable d'endommagement, elle fait référence à une déformation élastique équivalente. Selon Mazars [Mazars, 1984], cette déformation équivalente ne doit prendre en compte que les déformations d'extensions principales du matériau qui sont responsables de la dégradation du matériau :

$$\hat{\epsilon} = \sqrt{\langle \boldsymbol{\epsilon}_{el} \rangle_+ : \langle \boldsymbol{\epsilon}_{el} \rangle_+}$$

avec :

- \mathcal{E}_{el} est la déformation élastique ;
- $\langle \cdot \rangle_+$ est l'opérateur partie positive.

Dans les modèles d'endommagement, la relation entre la contrainte apparente σ , la contrainte effective $\tilde{\sigma}$ et la variable d'endommagement D s'écrit :

$$\sigma = (1 - D)\tilde{\sigma}$$

Physiquement, cette variable D est définie comme le rapport entre la surface des microfissures et celle de la section totale du matériau. D'après Kachanov [Kachanov, 1958], la variable d'endommagement caractérise la densité de microfissures présentes dans un volume élémentaire de matériau. La contrainte appliquée au matériau n'est alors transmise que par la partie non endommagée (\check{S} , figure 29).

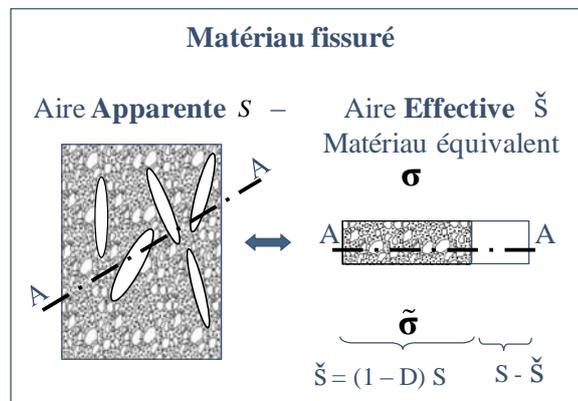


Figure 29 – Description de l'endommagement [Benboudjema, 2002]

La relation pour calculer l'évolution de la variable d'endommagement initialement proposée par Mazars [Mazars, 1984] présente l'inconvénient de tendre vers une valeur de contrainte non nulle lorsque la déformation tend vers l'infini si les paramètres qui contrôlent la branche adoucissante sont mal choisis.

C'est pourquoi une autre expression de la variable d'endommagement qui élimine ce biais est utilisée :

$$D = 1 - \frac{\kappa_0}{\hat{\epsilon}} \left[(1 + A_t) \exp(-B_t(\hat{\epsilon} - \kappa_0)) - A_t \exp(-2B_t(\hat{\epsilon} - \kappa_0)) \right]$$

avec :

- A_t : paramètre matériau qui contrôle la branche adoucissante de la courbe contrainte/déformation en traction ;
- B_t : paramètre matériau qui contrôle la branche adoucissante de la courbe contrainte/déformation en traction ;
- κ_0 : seuil d'endommagement du matériau ;
- $\hat{\epsilon}$: déformation équivalente.

Pour les BFUP, même si une légère non-linéarité peut apparaître avant le pic de contrainte, le modèle considère une relation linéaire entre la déformation et la contrainte jusqu'au pic.

Ainsi, la valeur du seuil d'endommagement (déformation au pic) est calculée en fonction de la résistance en traction et du module d'Young. Au jeune âge, ces deux caractéristiques du matériau ont des cinétiques d'évolution différentes, créant ainsi une troisième cinétique d'évolution pour le seuil d'endommagement :

$$\kappa_0(\xi) = \frac{f_t(\xi)}{E(\xi)} = \frac{f_{t\infty}}{E_\infty} \bar{\xi}^{a_f - a_E}$$

Lorsque la déformation équivalente dépasse le seuil d'endommagement du matériau, la variable d'endommagement D évolue :

$$\dot{D} = 0 \text{ si } \hat{\varepsilon} \leq \kappa_0(\xi) \text{ et si } \hat{\varepsilon} \geq \kappa_0(\xi) \dot{D} \neq 0$$

1.5 Bilan de l'état de l'art

Cette première partie met en évidence l'importance du type de traitement thermique appliqué sur la structuration des hydrates ainsi que sur la teneur en eau résiduelle libre des bétons. La morphologie des hydrates qui en découle a un impact direct sur la cinétique d'évolution des propriétés intrinsèques des bétons dont notamment le retrait endogène et le fluage propre.

Les paramètres tels que le moment d'application du traitement thermique, le niveau de température du palier et sa durée ainsi que les modalités de protection vis-à-vis de la dessiccation sont identifiés comme prépondérants.

Les résultats disponibles ont été essentiellement obtenus sur des BFUP non traités thermiquement ou bien ayant subi des traitements thermiques de second type, c'est-à-dire appliqués à une température de l'ordre de 90 °C pendant environ deux jours une fois que le BFUP ait déjà durci.

La partie expérimentale s'est donc tout naturellement axée sur l'étude des BFUP subissant un traitement thermique à température modérée tout en tenant compte des paramètres prépondérants relatifs aux cycles thermiques appliqués.

2 EXPERIMENTATIONS

2.1 Fabrication des BFUP utilisés

2.1.1 Compositions

2.1.1.1 Proportions massiques

Les compositions des BFUP étudiés sont présentées au tableau 5 et les différentes gâchées confectionnées sont récapitulées au tableau 6. Les formulations ont été mises au point dans le cadre d'une précédente étude réalisée au CERIB [Rougeau, 2005]. Les BFUP A et B diffèrent par le type de superplastifiant utilisé (le dosage étant ajusté pour obtenir les mêmes caractéristiques rhéologiques). Le liant contient du ciment de type CEM I 52,5 N et de la fumée de silice. Les sables siliceux sont composés de deux granulométries différentes et les fibres métalliques sont en acier, de type cylindrique et de dimensions $\varnothing 0,16 \times 13$ mm.

Constituants	Proportions massiques pour 1 m ³	
	BFUP A	BFUP B
Liant (ciment et fumée de silice) (kg)	1080	1080
Sables siliceux (kg)	1160	1160
Fibres métalliques (kg)	157	157
Superplastifiant A (kg)	15	0
Superplastifiant B (kg)	0	45
Rapport eau _{efficace} /ciment	0,20	0,20

Tableau 5 – Composition des BFUP étudiés

Campagne expérimentale (indication le cas échéant de l'âge du béton au moment du chargement en jours)	Dénomination (traitement thermique)	Masse volumique du béton frais (kg/m ³)
Influence du taux de chargement (2 jours)	BFUP A (50 °C)	2400
Influence du traitement thermique (2 jours)	BFUP B-1 (50 °C et 65 °C)	2420
Essais de mesure de la chaleur d'hydratation	BFUP B-2 (20 °C)	2410
Influence de la déformation d'interaction thermomécanique (pendant le traitement thermique et 1 jour)	BFUP B-3 (50 °C)	2410
Essais complémentaires	BFUP B-4 (50 °C)	2400
Essais de mesure de la chaleur d'hydratation	BFUP B-5 (23 °C)	2440
Essais de suivi de l'humidité relative	BFUP B-6	2430

Tableau 6 – Récapitulatif des gâchées réalisées

2.1.1.2 *Identification des gâchées*

La masse volumique du béton frais est un bon indicateur de la régularité des bétons fabriqués. Les variations d'air entrainé qui en découlent attribuées à l'opération de malaxage sont de l'ordre de 1 % en volume. Les caractéristiques physico-chimiques mesurées aux cours de différentes campagnes expérimentales pour la composition BFUP B sont identifiées à l'aide de la codification présentée au tableau 6.

2.1.2 **Mise en œuvre**

2.1.2.1 *Procédure de malaxage*

Le malaxeur est chargé en commençant par les sables, le liant et les fibres métalliques. Les différentes fabrications font l'objet d'une homogénéisation des constituants à sec pendant une durée variant de 2 à 4 min. La totalité de l'eau puis la totalité de l'adjuvant sont ensuite ajoutées lentement afin de favoriser leur homogénéisation. La durée et la séquence de malaxage dépendent du malaxeur utilisé. Le BFUP A est mélangé à l'aide d'un malaxeur traditionnel à train valseur à axe vertical, le BFUP B à l'aide d'un malaxeur à cuve tournante inclinée et à train rotatif. Pour la fabrication du BFUP A, les fibres métalliques sont ajoutées une fois la bonne fluidité du béton atteinte.

2.1.2.2 *Comportement rhéologique*

Une fois le malaxage terminé, les BFUP A et B sont auto-plaçants au sens de la norme NF EN 206-9 « Béton – Partie 9 : règles complémentaires pour le béton auto-plaçant » [NF EN 206-9, 2010] :

- l'étalement au cône d'Abrams est égal à 550 mm ; soit une classe d'étalement *SF1* au sens de la norme NF EN 206-9 ;
- la viscosité apparente est égale à 5 s ; il s'agit de la valeur correspondant au t_{500} au sens de la norme NF EN 206-9 ; elle est égale au temps séparant le début de l'essai d'étalement et l'atteinte du diamètre de 500 mm.

2.1.2.3 *Moulage des corps d'épreuve*

Le béton est rapidement versé dans une cuve de transport puis moulé immédiatement en utilisant une légère vibration fournie par une table vibrante en vue d'accélérer le processus de mise en œuvre. Compte tenu du nombre important d'éprouvettes à confectionner, la durée séparant la fin du malaxage de la fin du moulage doit être réduite au maximum. En effet, l'élévation rapide de la température du BFUP lors du malaxage entraîne un raidissement précoce du matériau. La température en sortie de malaxeur est de 30 ± 2 °C. La durée séparant la fin du malaxage du début du traitement thermique est de 30 ± 5 min.

2.1.3 **Traitements thermiques**

2.1.3.1 *Protection vis-à-vis de la dessiccation*

Une fois moulées et protégées vis-à-vis d'une dessiccation excessive due à la circulation d'air à l'intérieur des enceintes climatiques, les éprouvettes subissent un traitement thermique sous atmosphère humide. La protection vis-à-vis de la dessiccation est réalisée par un recouvrement de la face arasée des éprouvettes à l'aide de film plastique épais fixé englobant le moule sans toutefois que l'étanchéité à l'air soit parfaitement réalisée. L'atmosphère humide dans l'enceinte climatique est obtenue soit par l'ajout de bacs remplis d'eau au niveau de l'étage inférieur (modèle MPC FN65 2000 I), soit par la programmation d'une humidité relative supérieure à 95 % d'humidité relative (modèle SECASI SH550 350 I).

2.1.3.2 Cycles thermiques

Deux traitements thermiques à température modérée différents sont utilisés (figure 30). Tous deux ont pour objectif d'accélérer le durcissement des BFUP au très jeune âge. Le palier est soit fixé à 50 °C durant 17 h 30 min, soit fixé à 65 °C durant 9 h 30 min. Dans tous les cas, une phase de prétraitement d'une durée de 1 h 30 min à 35 °C est imposée aux éprouvettes fraîchement moulées et protégées pour permettre au béton de gagner en cohésion afin de supporter les efforts dus à la différence de dilatation thermique entre l'air et le béton lors de la montée en température. La phase de montée en température jusqu'à la température de palier est effectuée à une vitesse de 15 °C/h compatible avec les règles de l'art de l'industrie du béton pour la réalisation de produits structurels. La phase de refroidissement n'est pas régulée. A la fin du palier de température, la porte de l'enceinte climatique est légèrement entrouverte pour permettre un refroidissement des éprouvettes jusqu'à température ambiante.

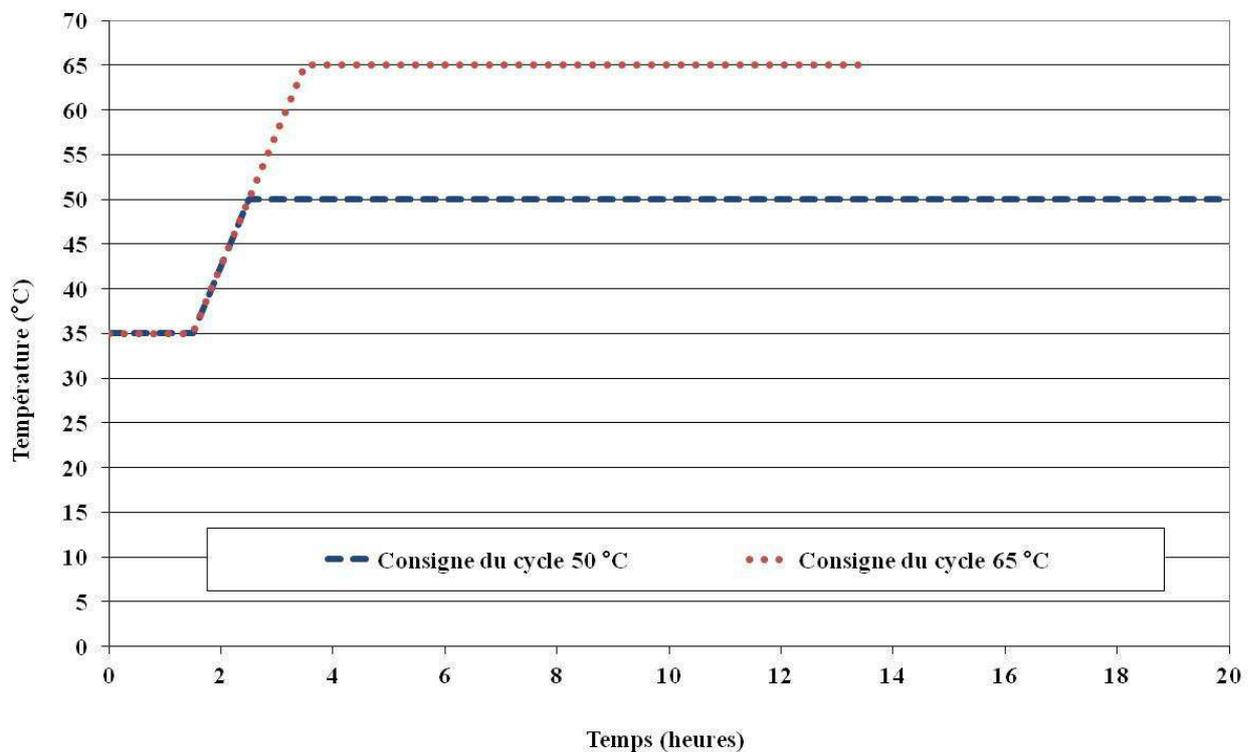


Figure 30 – Représentation des consignes imposées aux enceintes climatiques pour les cycles thermiques utilisés

Pour les essais visant à étudier l'influence du traitement thermique sur les déformations différées, les cycles de température sont imposés en parallèle sur des éprouvettes de BFUP issues d'une même gâchée.

2.2 Caractéristiques des BFUP utilisés

2.2.1 Résistance à la compression et à la flexion

Les propriétés mécaniques du BFUP B mesurées sur les gâchées BFUP B-1 et BFUP B-3 présentées au tableau 7 et à la figure 31 sont équivalentes à celles du BFUP A. Les essais de résistance à la compression sont réalisés sur trois éprouvettes de dimensions

40 × 40 × 160 mm préalablement soumises à un effort de flexion trois points visant à séparer chaque éprouvette en deux afin d'obtenir une moyenne de six valeurs par échéance. Il est à noter que la séparation des éprouvettes n'a pas pu être effective compte tenu de la présence des fibres métalliques retenant systématiquement les deux échantillons. Notons que la présence des fibres engendre également de la fissuration visible au niveau des zones des éprouvettes 40 × 40 × 160 mm proches de celles destinées à être soumises à la compression. Il s'agit là d'une cause de dispersion des six valeurs obtenues par échéance pour cette géométrie d'éprouvette. En complément, le positionnement des éprouvettes entre les plateaux carrés de surface 40 x 40 mm s'effectue à une distance de dix millimètres de l'extrémité des éprouvettes.

Conservation dans l'eau jusqu'à échéance		BFUP B-3 (50 °C)			BFUP B-1 (50 °C)
		Résistance moyenne à la compression (MPa)			Résistance moyenne à la flexion 4 points (MPa)
Age (jours)	Age équivalent (jours)	Dimensions des éprouvettes (mm)			
		40 × 40 × 160	100 × 100 × 100	Ø 70 × 220	40 × 40 × 160
1	4	149	139	113	33
2	5	159	non mesuré	non mesuré	34
14	17	169	non mesuré	non mesuré	non mesurée
28	31	174	152	122	34
90	93	177	non mesuré	136	non mesurée

Tableau 7 – Propriétés mécaniques du BFUP B

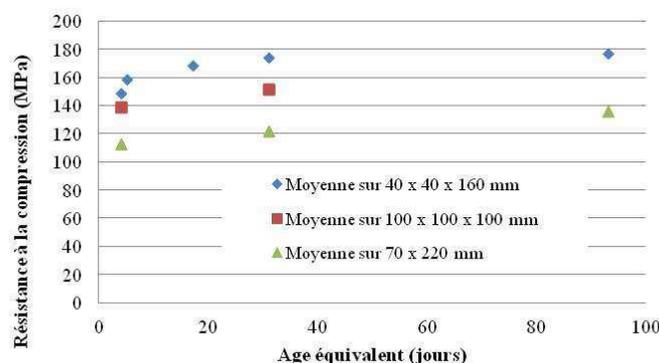


Figure 31 – Evolution de la résistance à la compression du BFUP B

Dans des conditions de conservation normalisées, entre 4 jours et 31 jours en âge équivalent, le BFUP B voit sa résistance à la compression augmenter d'environ 10 %.

2.2.2 Résistance à la flexion sur plaque mince

L'essai réalisé est inspiré du protocole décrit dans l'annexe 3 des recommandations sur les BFUP [AFGC/SETRA, 2002]. Une seule plaque mince moulée de dimensions 320 x 97 x 30 mm issue de la gâchée BFUP B-3 a été testée (pour pouvoir utiliser les résultats de cet essai, six plaques sont à tester suivant le mode opératoire recommandé).



Figure 32 – Presse utilisée pour l'essai de résistance à la flexion sur plaque mince

Le dispositif de flexion 4 points (figure 32) permet d'imposer un pilotage en déplacement. La distance entre appuis inférieurs et supérieurs est respectivement de 240 mm et de 80 mm. Le déplacement vertical du centre de la plaque est mesuré tout au long de l'essai à l'aide de deux capteurs positionnés au contact de la face inférieure. La contrainte est calculée à partir de la force mesurée en tenant compte de l'écartement des appuis inférieurs et de la section de l'éprouvette (figure 33).

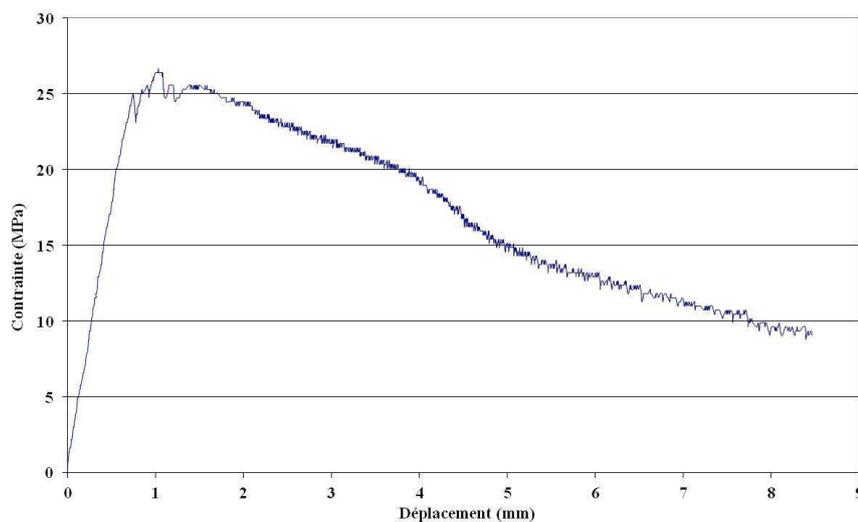


Figure 33 – Evolution de la contrainte-déplacement d'une plaque mince de BFUP B au cours d'un essai de flexion 4 points

2.2.3 Module d'élasticité longitudinale

Le module d'élasticité a fait l'objet d'une détermination classique à 28 jours [Torrenti, 1999] et de déterminations complémentaires sur le BFUP B-3 en utilisant directement les variations dimensionnelles issues de la montée en charge (ou de la décharge) des éprouvettes dans les bâtis de fluage. Dans tous les cas, les éprouvettes utilisées sont des cylindres de dimension $\varnothing 70 \times 220$ mm. Trois jauges de déformation sont collées sur chacune des deux éprouvettes. Pour la détermination réalisée à 28 jours, deux éprouvettes ont été testées, préalablement conservées dans l'eau jusqu'à 28 jours. La résistance à la compression (f_c) prise en compte pour la détermination de la contrainte maximale ($\sigma_{\max} = 0,3 f_c$) et minimale ($\sigma_{\min} = 0,05 f_c$) à

appliquée a été mesurée sur des éprouvettes de même géométrie (tableau 8). Trois cycles de charge et de décharge ont été imposés aux éprouvettes entre ces deux limites suivant des vitesses de montée et de descente en charge de 0,5 MPa/s (figure 34). Les courbes présentent une hystérésis considérée comme négligeable.

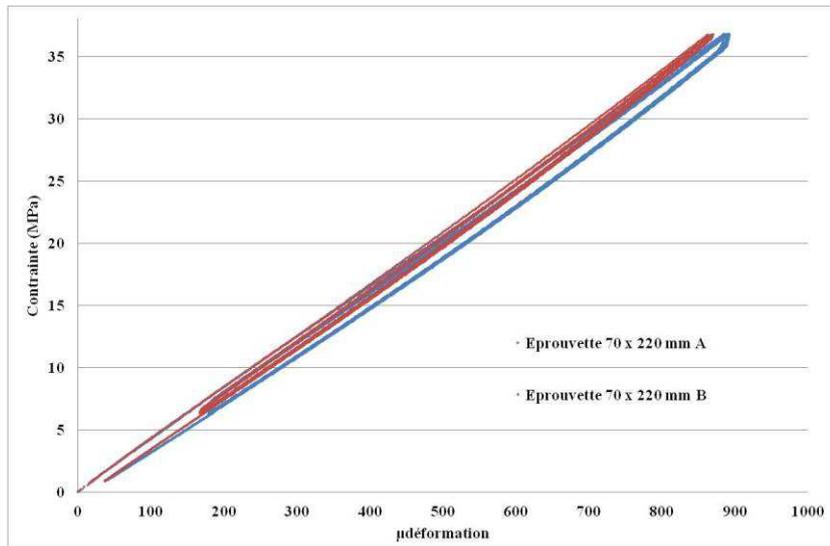


Figure 34 – Courbes contrainte-déformation pendant les trois cycles de charge-décharge appliqués au BFUP B

La quatrième montée en charge a été poursuivie jusqu'à rupture (figure 35). La moyenne de la résistance à la compression sur les deux éprouvettes testées est égale à 139,0 MPa.

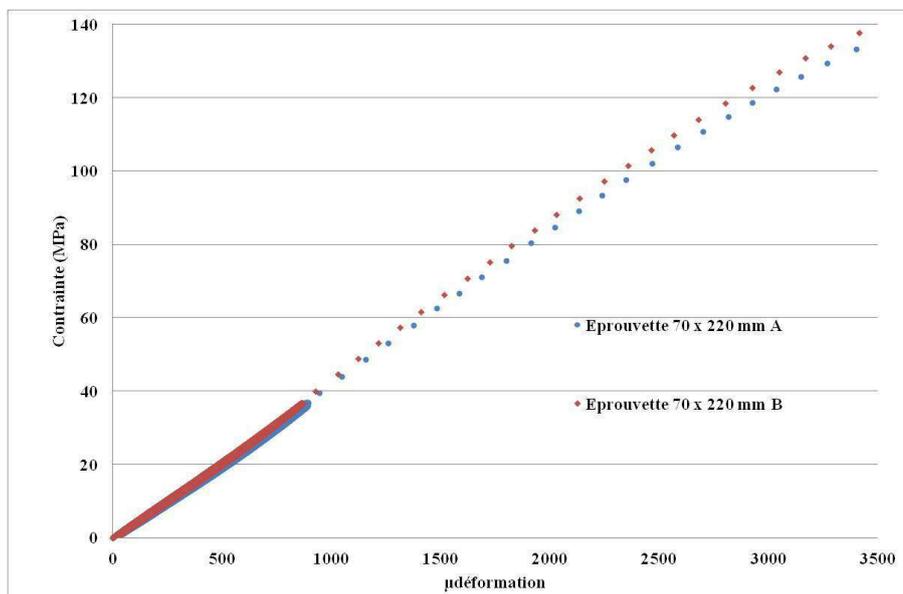


Figure 35 – Courbes contrainte-déformation jusqu'à rupture du BFUP B

La courbe contrainte-déformation étant considérée comme linéaire, le module d'élasticité a été déterminé directement sur la courbe correspondant au deuxième et au troisième cycle pendant la phase de montée en charge entre $\sigma_{\text{inférieur}} = 0,1 f_c$ et $\sigma_{\text{supérieur}} = 0,3 f_c$ (figure 36 et 37).

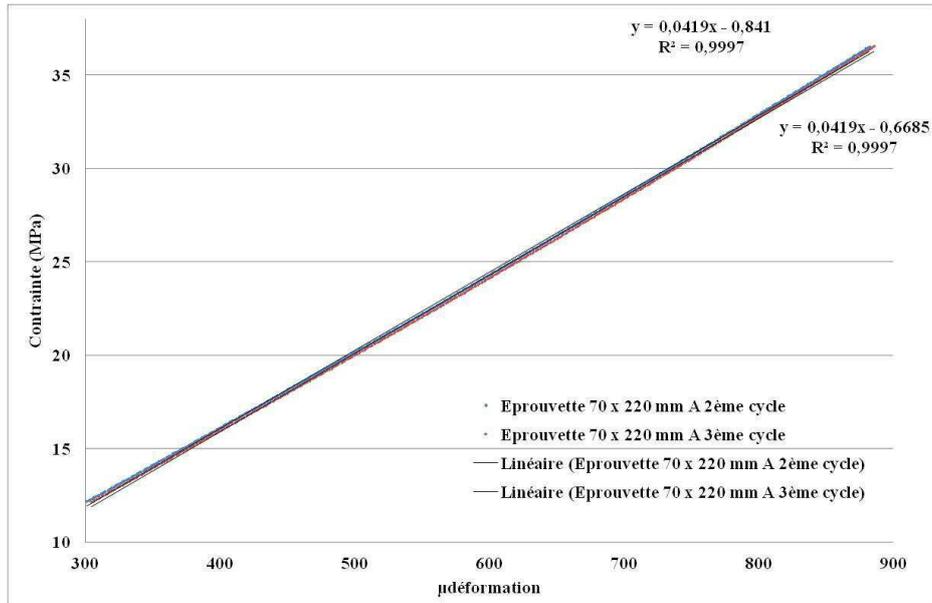


Figure 36 – Courbes contrainte-déformation entre $0,1 f_c$ et $0,3 f_c$ sur la phase de montée en charge du deuxième et troisième cycle servant à la détermination du module d'élasticité de l'éprouvette A

La différence entre les deux cycles étant considérée comme négligeable pour chacune des deux éprouvettes, cette détermination aboutit à un module d'élasticité moyen à 28 jours égal à 42,7 GPa.

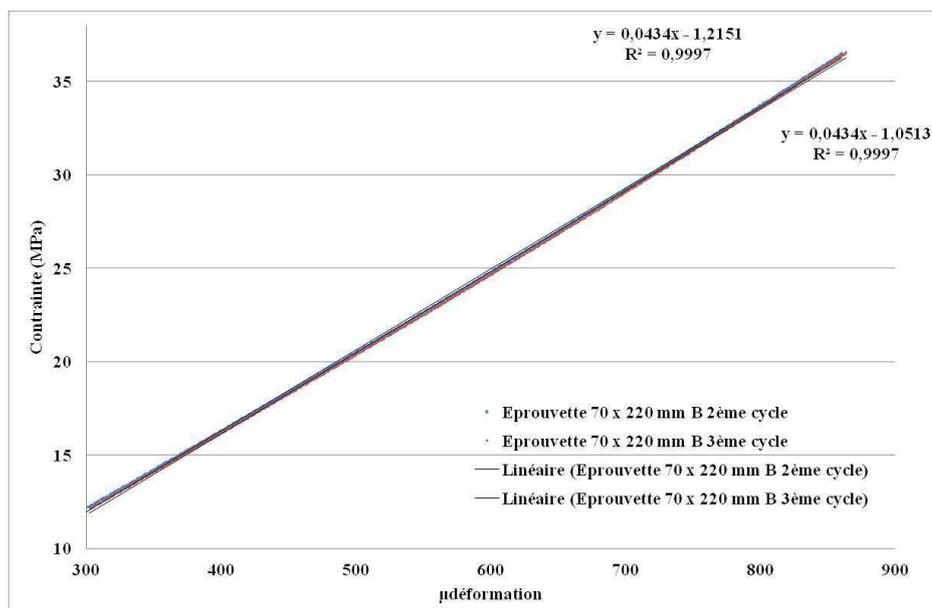


Figure 37 – Courbes contrainte-déformation entre $0,1 f_c$ et $0,3 f_c$ sur la phase de montée en charge du deuxième et troisième cycle servant à la détermination du module d'élasticité de l'éprouvette B

Des déterminations complémentaires ont été effectuées directement sur les éprouvettes destinées aux essais de fluage grâce aux données relevées pendant leur montée en charge (cf. § 2.3.2.2) sans réalisation de cycles. L'exploitation réalisée pour le BFUP B-3 est présentée au tableau 8. Chaque valeur donnée pour le module d'élasticité et la résistance à la compression correspond à la moyenne calculée sur trois éprouvettes de même géométrie que celles utilisées pour la détermination classique du module d'élasticité. Les valeurs de module d'élasticité mesurées dans les différentes configurations présentent peu de différences.

Echéance en âge équivalent (jours)	Description des éprouvettes (Ø 70 x 220 mm) issue de la gâchée BFUP B-3	Commentaires	Nombre de niveaux de contrainte appliqués	Module d'élasticité (GPa)
4	3 mêmes éprouvettes non protégées de la dessiccation soumises au fluage	Mesure lors de la montée en charge	5	40,7
75		Mesure lors de la descente en charge	6	40,5
82	3 autres éprouvettes non protégées de la dessiccation non soumises au fluage	Mesure lors de la montée en charge en utilisant les bâtis de fluage	4	41,7
82	3 autres éprouvettes soumises uniquement à du retrait endogène		4	41,4

Tableau 8 – Résultats des déterminations complémentaires du module d'élasticité

2.2.4 Coefficient de dilatation thermique

Afin de pouvoir exploiter les données issues des essais visant à quantifier l'influence de la déformation d'interaction thermomécanique, l'évolution du coefficient de dilatation thermique, déterminé sur la gâchée BFUP B-3, est présentée à la figure 38. Pour chaque échéance, un lot spécifique de quatre prismes de dimensions 70 x 70 x 280 mm est utilisé. Trois prismes sont munis de plots pour la mesure des déformations longitudinales et un prisme est muni de deux sondes de température, une proche de la surface et une positionnée à cœur.

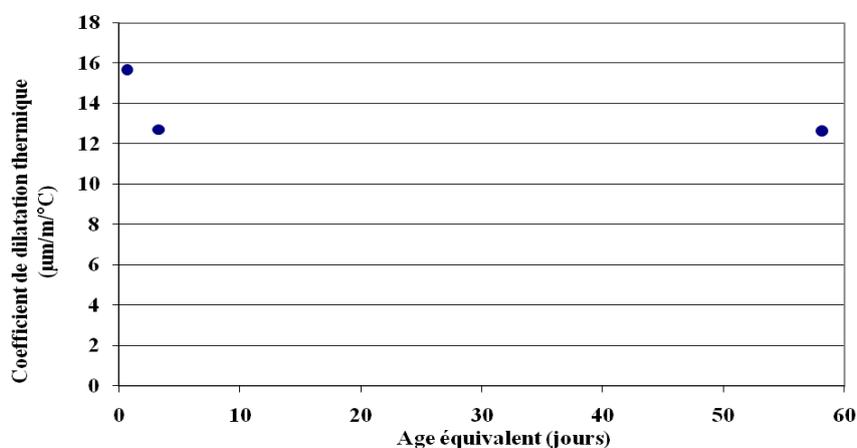


Figure 38 – Evolution du coefficient de dilatation thermique du BFUP étudié

Les échéances ont été au nombre de trois. La première échéance correspond à un âge réel de 6 heures (correspondant à un âge équivalent à 16 heures), la deuxième à un âge réel de 27 heures (correspondant à un âge équivalent à 79 heures) et la troisième à un âge réel de 56 jours (correspondant à un âge équivalent de 58 jours). La première échéance a consisté en une mesure longitudinale des trois primes du premier lot (température à cœur de 48 °C) suivi immédiatement d'une immersion dans l'eau glacée du premier jusqu'à attendre une température à cœur de 20 °C (les éprouvettes étant protégées du contact direct de l'eau par un sachet plastique). La deuxième et la troisième échéances intervenant après la fin du traitement thermique ont consisté en une élévation rapide de la température en étuve entre respectivement 22 °C et 48 °C et 20 °C et 47 °C.

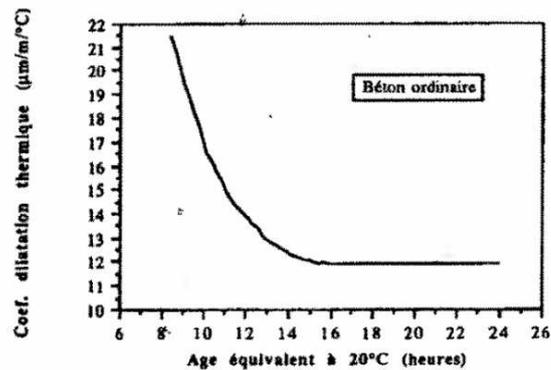


Figure 39 – Evolution du coefficient de dilatation thermique d'un béton traditionnel [Laplante, 1994]

Bien que les méthodologies des essais utilisés pour les différentes échéances aient été différentes, elles ont permis de constater la constance du coefficient de dilatation thermique à compter au moins d'une échéance de 27 heures en âge équivalent (la cinétique d'évolution entre 16 heures et 27 heures n'a pas pu être déterminée avec précision. Ces valeurs sont similaires à celles observables pour les bétons à fort volume de pâte. La figure 39 présente un exemple d'évolution pour un béton traditionnel. La décroissance observée étant liée au fait qu'à très jeune âge, le coefficient de dilatation thermique du béton est proche de celui de l'eau avant d'atteindre progressivement la valeur de celui du béton durci.

2.2.5 Degré d'hydratation

L'évolution du degré d'hydratation en mode endogène, déterminé sur une même gâchée de BFUP B traitée thermiquement à 50 °C et 65 °C (BFUP B-1), est présentée au tableau 9 et à la figure 40.

Echéance d'essai à partir de la date de fabrication (jours)	Age équivalent à partir de la date de fabrication (jours)	Degré d'hydratation α (%)	
		BFUP B-1 (50 °C)	BFUP B-1 (65 °C)
2	5	34	34
7	10	35	36
28	31	47	46
1090	1093	51	49

Tableau 9 – Evolution du degré d'hydratation en mode endogène

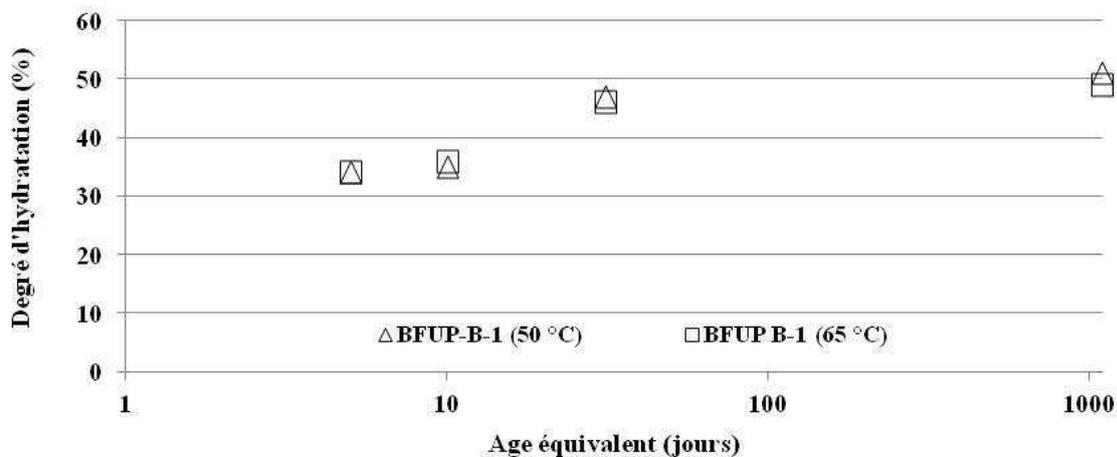


Figure 40 – Evolution du degré d'hydratation en mode endogène

Compte tenu de la faible masse de l'échantillon analysé (entre 50 et 100 grammes), la distribution massique des fibres peut ne pas être constante au sein des éprouvettes. Pour s'affranchir de cette variabilité, le protocole de mesure a donc été spécifiquement optimisé pour être utilisé dans le cas des BFUP de composition et de masse volumique à l'état frais connues et utilisant exclusivement des fibres ferromagnétiques. Il a été inspiré du mode opératoire mis au point dans le cadre du projet GranDuBé [AFGC/RGC&U, 2007]. Le degré d'hydratation α (%) est déterminé par perte au feu à 550 °C sur un échantillon réduit en poudre, délesté de ses fibres et préalablement séché à 80 °C durant 20 heures. Il est considéré comme égal au rapport massique de la quantité d'eau chimiquement liée au temps t par la quantité d'eau qui serait chimiquement liée dans le cas d'un liant totalement hydraté. Les hypothèses suivantes sont retenues :

- Le BFUP est homogène du point de vue de sa composition au niveau de la gâchée et des éprouvettes fabriquées ;
- Le pourcentage massique (par rapport au ciment anhydre) d'eau théorique X chimiquement liée lors de l'hydratation complète du ciment est égale à la valeur de 23,8 % calculée sur la base des données présentées au tableau 10 ;
- Il n'y a pas d'eau supplémentaire chimiquement liée lors de la réaction entre la fumée de silice (SiO_2) avec la portlandite (Ca(OH)_2) pour former de nouveaux C-S-H [Jensen, 2001] ;
- La mesure n'est pas perturbée par les éventuels échanges d'eau ou de CO_2 subis par les éprouvettes protégées de la dessiccation selon la méthode de protection utilisée ;
- Il n'y a pas d'évolution importante du degré d'hydratation entre le moment du prélèvement et le passage à l'étuve puis au four ;
- Le protocole permet d'extraire toutes les fibres présentes dans l'échantillon ;
- Le protocole conduit à une pyrolyse et une évaporation complète de l'adjuvant.

Constituant anhydre du ciment	Pourcentage massique des principaux constituants du ciment				Pourcentage massique moyen des principaux constituants du ciment	Pourcentage massique théorique		
	2006	2007	2009	2010		eau nécessaire à l'hydratation d'une unité de masse de constituant de ciment anhydre***	eau chimiquement liée lors de l'hydratation complète du constituant du ciment	du ciment
C ₃ S	67,2*	66,5*	65,0*	65,3*	66,0	24	15,8	23,8
C ₂ S	17,4*	16,8*	17,9*	18,6*	17,7	21	3,7	
C ₄ AF	7,1*	8,1*	6,6*	7,1*	7,2	40	2,9	
C ₃ A	3,8**	3,5**	4,1*	4,4*	3,9	37	1,4	

* Donnée issue de la fiche technique du ciment utilisé

** Valeur calculée à partir des données issues de la fiche technique du ciment utilisé (C₃A = 2,650 % massique de Al₂O₃ – 1,692 % massique de Fe₂O₃)

*** [Czernin, 1980]

Tableau 10 – Calcul de la valeur caractéristique X pour le ciment utilisé correspondant au pourcentage d'eau théoriquement nécessaire à l'hydratation complète du ciment utilisé

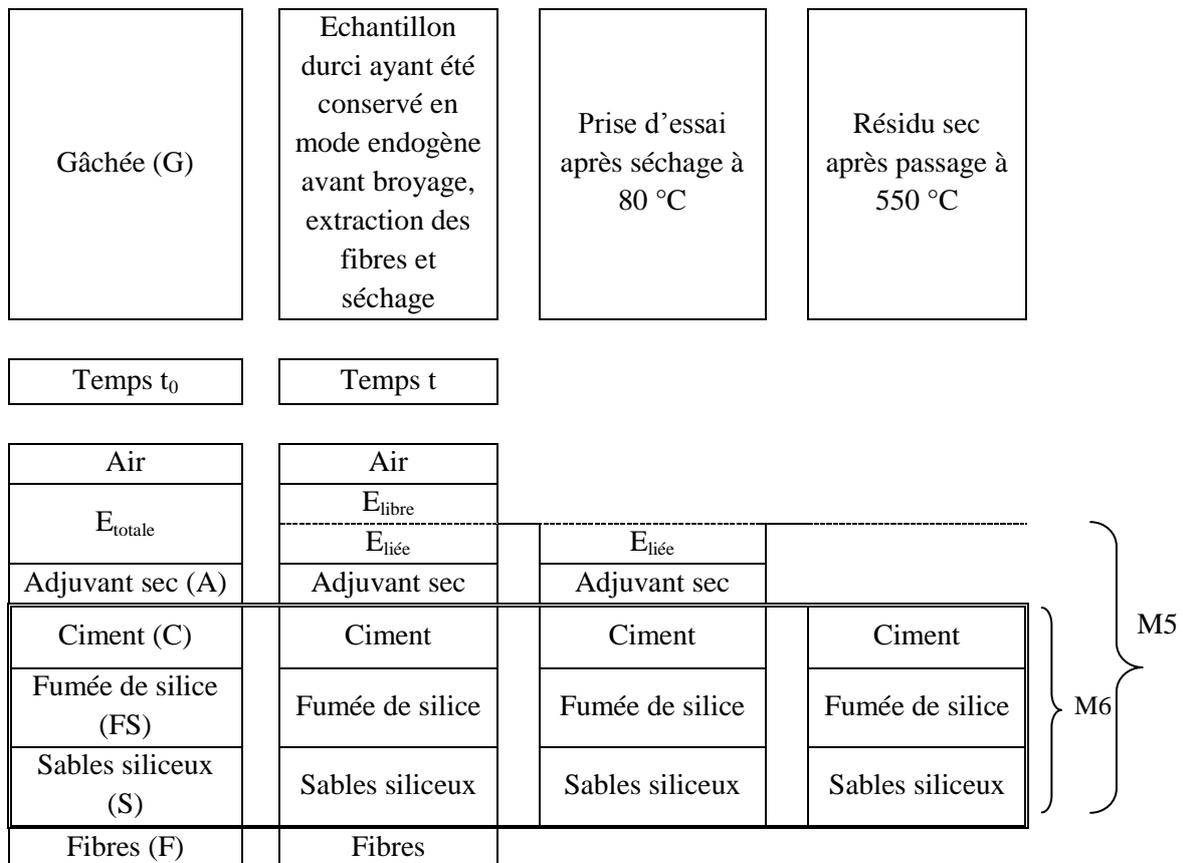


Figure 41 – Schéma représentant les transformations subies par l'échantillon au moment de la mesure de son degré d'hydratation

Les éprouvettes de dimensions 40 x 40 x 160 mm utilisées ont été protégées de la dessiccation depuis la phase de démoulage jusqu'à l'échéance de mesure par un film de polyéthylène recouvert de deux couches de ruban adhésif aluminium. L'écart-type sur les 4 déterminations effectuées par échéance est de l'ordre de 1 % en valeur absolue. Le détail du protocole est présenté en annexe 1.

La figure 41 permet d'introduire les équations suivantes :

$$\alpha = \frac{100 * E_{liée} * G}{X * C} \quad \text{ou} \quad E_{liée} = 100 * [(M_5 - M_6) / M_6] * [1 - (E_{totale} + F + A) / 100] - A$$

$$E_{liée} = 100 * [(M_5 - M_6) / M_6] * [(C + FS + S) / G] - A$$

avec :

- α : degré d'hydratation (%) ;
- C : masse de ciment introduit dans la gâchée (kg) ;
- G : masse de la gâchée (kg) ;
- $E_{liée}$: teneur massique en eau liée au temps t par rapport à la gâchée (%) ;
- E_{totale} : teneur massique en eau totale introduite dans la gâchée (%) ;
- F : teneur massique en fibres sèches introduites dans la gâchée (%) ;
- FS : masse de fumée de silice introduite dans la gâchée (%)
- S : masse de granulats secs introduits dans la gâchée (%)
- A : teneur massique en adjuvant sec introduit dans la gâchée (%) ;
- M_5 : masse de la prise d'essai (g) ;
- M_6 : masse du résidu sec après passage à 550 °C (g) ;
- X : valeur caractéristique égale à 23,8 % correspond au pourcentage massique d'eau calculé théorique nécessaire à l'hydratation complète du ciment. En l'absence de données, pour les CEM I ou les CEM II, la valeur recommandée par le projet GranDuBé est $X = 23,5$ %.

Le tableau 10 découle de l'application des deux premières relations présentées ci-avant. Le degré d'hydratation est exprimé comme la moyenne calculée sur quatre prises d'essai. Les résultats montrent un degré d'hydratation considéré comme équivalent entre BFUP B-1 (50 °C) et BFUP B-1 (65 °C). En effet, l'écart-type sur les quatre prises d'essai est généralement de l'ordre de 1 %. En outre, le degré d'hydratation atteint 50 % à l'échéance de trois ans. Pour les résultats obtenus à 28 jours, il s'agit de l'ordre de grandeur généralement observé pour des BFUP de rapports E/C équivalents [Loukili, 1996]. Cela signifie qu'à l'échéance de trois ans pour le BFUP étudié, 60 % de l'eau initialement introduite s'est liée chimiquement aux hydrates et que les 40 % restants sont répartis entre de l'eau physiquement liée et de l'eau libre participant à l'équilibre de l'humidité relative interne.

2.2.6 Chaleur d'hydratation

La chaleur d'hydratation a été mesurée sur les gâchées BFUP B-2 et BFUP B-5 (non traitées thermiquement) par calorimétrie semi-adiabatique à l'aide de bouteilles de Langavant. Pour chacune des deux gâchées, deux essais ont été menés en parallèle sur deux volumes de BFUP légèrement différents (respectivement 0,55 et 0,31 l puis 0,43 et 0,39 l). La température ambiante ainsi que celle à l'intérieur des calorimètres ont été mesurées. Le relevé des températures est présenté sur la figure 42.

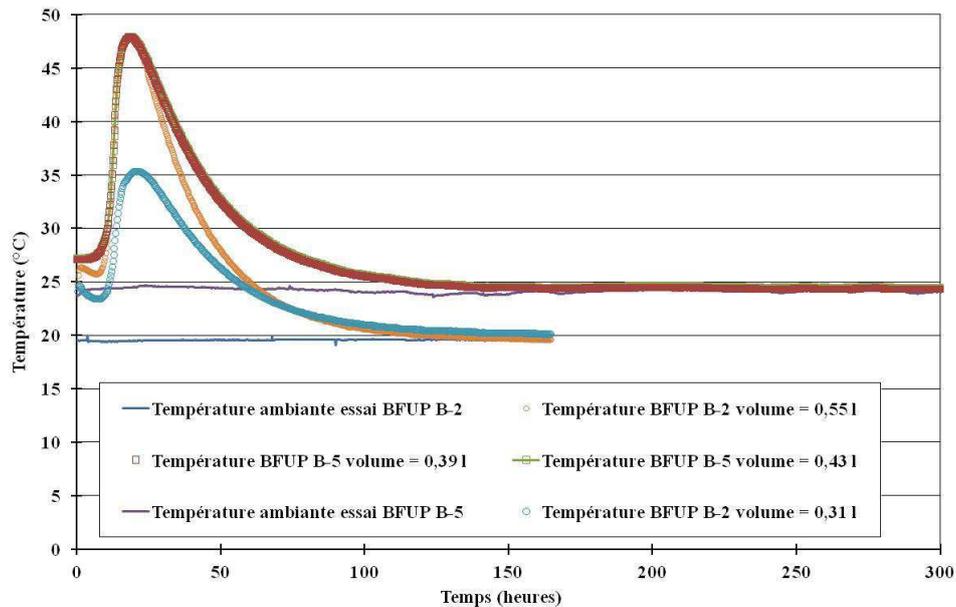


Figure 42 – Evolution de la température au sein du BFUP en conditions semi-adiabatiques

A partir des courbes de chaleur d'hydratation obtenues en mesurant la température à l'intérieur du calorimètre semi-adiabatique (bouteille de Langavant), il est possible de remonter à l'affinité chimique (\tilde{A}) à l'aide de la méthodologie utilisée par Briffaut [Briffaut, 2010]. L'affinité chimique est associée aux différentes phases des réactions d'hydratation [Ulm, 1999] et permet dans une démarche prédictive de prévoir l'évolution de la température et du degré d'hydratation dans des éléments en béton (en fonction de la taille et des conditions aux limites thermiques). La méthodologie utilisée est présentée au § 4.2.1.1). A noter que la réalisation d'essais à des températures différentes aurait permis de déterminer l'énergie d'activation des compositions testées.

2.2.7 Humidité relative interne

L'évolution de l'humidité relative du BFUP B (« Mode opératoire bouteille » sur la figure 43), déterminée sur la gâchée BFUP B-3, est enregistrée à l'aide d'une sonde placée dans l'atmosphère au dessus de l'échantillon (figure 44). L'échantillon, l'atmosphère située au dessus de l'échantillon et la sonde sont isolés de tout échange d'eau avec le milieu extérieur (variation de masse inférieure 0,1 g après 20 mois de suivi). L'ensemble du dispositif ayant subi le traitement thermique à 50 °C, la forte saturation en eau de l'atmosphère au dessus de l'échantillon, visible par de la condensation présente sur les parois du récipient étanche (et probablement également sur la sonde elle-même), explique la raison pour laquelle, une valeur d'humidité relative de 100 % est mesurée pendant environ 20 jours à partir du démarrage de l'essai.

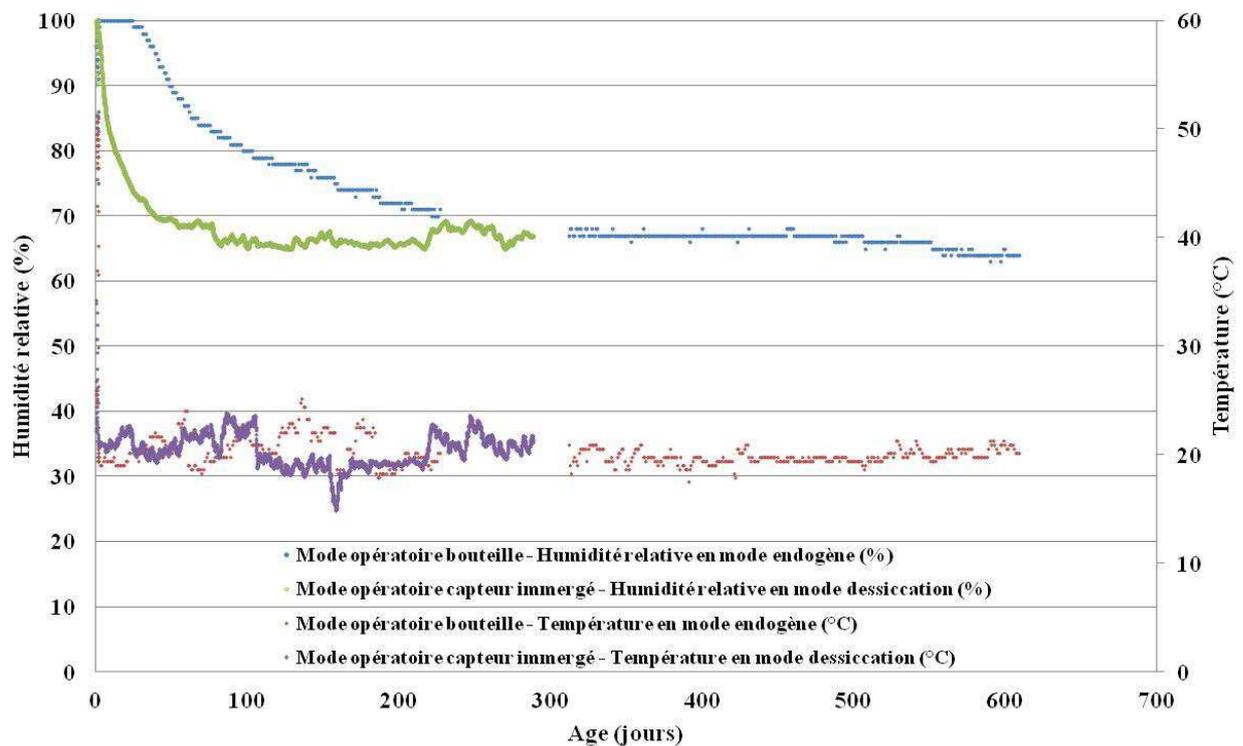


Figure 43 – Evolution de l'humidité relative

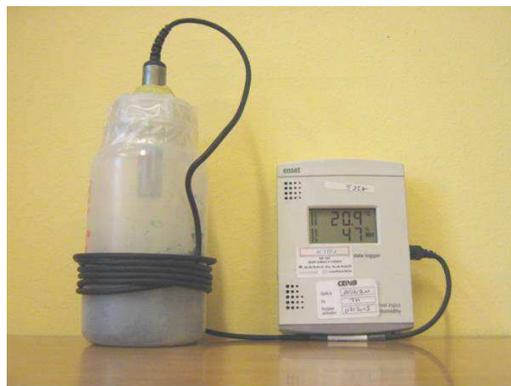


Figure 44 – Dispositif d'essai correspondant au « Mode opératoire bouteille »

En complément, un second suivi a été réalisé sur la gâchée BFUP B-6, non traitée thermiquement, à l'aide d'un dispositif permettant de plonger des sondes thermohygrométriques dans le béton frais (figure 45). Les courbes sont présentées à la figure 43 (« Mode opératoire capteur immergé »). Il s'agit d'une moyenne effectuée sur cinq sondes plongées dans une éprouvette cylindrique de BFUP de dimensions $\varnothing 150 \times 152$ mm soumise à la dessiccation (20 ± 2 °C et 50 % d'humidité relative) par la face supérieure 20 heures après le malaxage. L'emplacement des cinq sondes est précisé à la figure 46. Dans cet essai, l'environnement des sondes immergées dans le béton n'a pas été soumis à une saturation en eau due à l'absence de traitement thermique, permettant une mesure de la chute rapide et brutale de l'humidité relative interne, accélérée pour une part par la dessiccation de l'éprouvette.

Plus généralement, la dépendance de la mesure de l'humidité relative à la température doit être prise en compte pour l'analyse des résultats, une augmentation de la température faisant chuter la valeur de l'humidité relative mesurée.

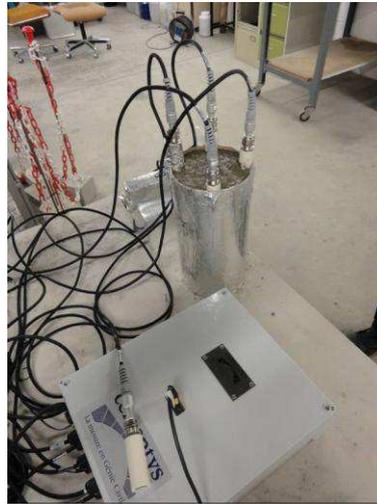


Figure 45 – Dispositif d'essai correspondant au « Mode opératoire capteur immergé »

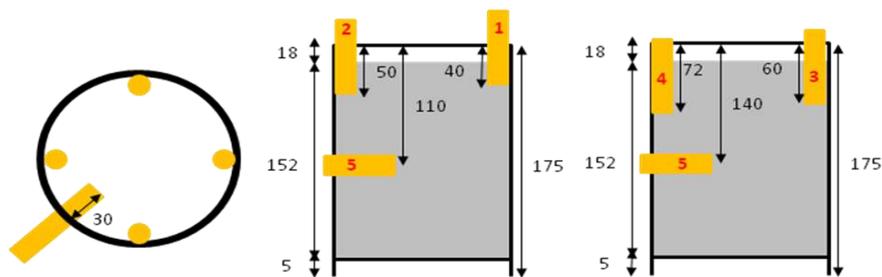


Figure 46 – Emplacement des sondes immergées dans le BFUP pour l'essai de suivi thermo-hygro-métrique « Mode opératoire capteur immergé »

Les résultats montrent que la valeur de l'humidité relative en mode endogène diminue significativement sur une période de temps d'environ un an. La diminution est ensuite quasiment stabilisée. Concernant les résultats obtenus en mode dessiccation, sans application de traitement thermique, la chute très rapide au jeune âge de l'humidité relative est principalement attribuée au retrait d'auto-dessiccation compte tenu de l'éloignement des sondes de la surface du béton non protégé. Cet effet est caractéristique des matrices cimentaires à très faible rapport Eau/Ciment [Baroghel-Bouny, 1994][Loukili, 1996]. Une fois la consommation d'eau quasiment terminée, l'effet de la dépression capillaire sur les hydrates se poursuit provoquant un phénomène de fluage sur les C-S-H et en conséquence un retrait endogène additionnel. L'analyse de ces résultats est présentée au chapitre 3. La figure 47 présente à titre d'information une synthèse de l'évolution de l'humidité relative de bétons à faible rapport Eau/Ciment.

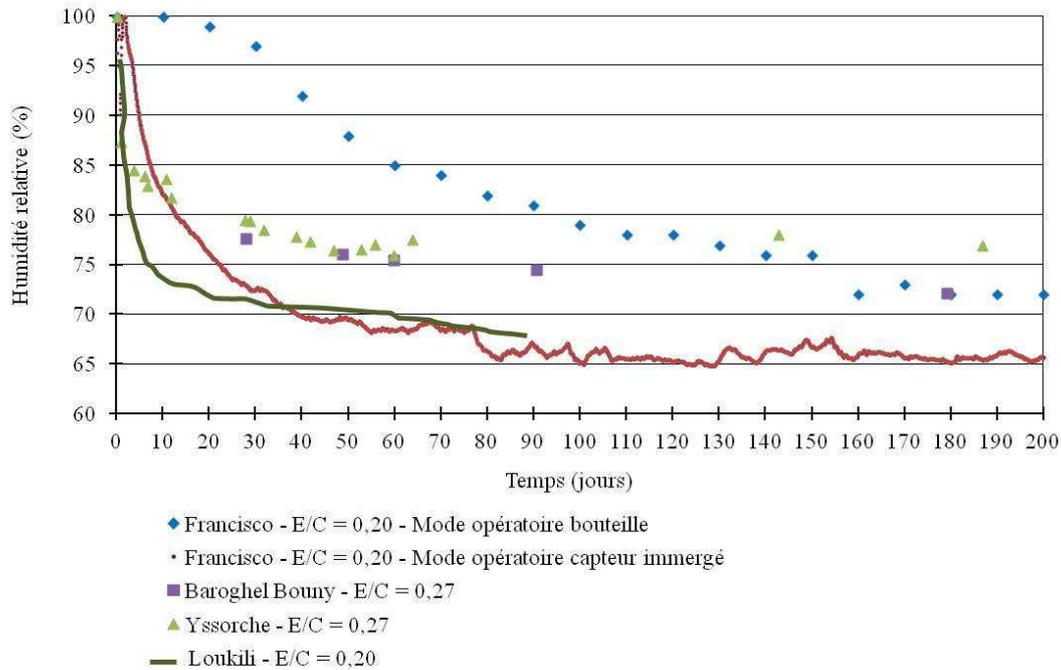


Figure 47 – Evolution de l'humidité relative pour différents matériaux cimentaires à faible rapport Eau/Ciment

2.3 Mesure des déformations différées

2.3.1 Principe général

2.3.1.1 Considérations conventionnelles

La déformation totale des bétons soumis à une charge constante est considérée comme la somme de la déformation instantanée, des déformations différées de fluage et de retrait. Les déformations différées calculées à partir des textes normatifs ou réglementaires sont communément données en termes de déformation de retrait endogène, de retrait de dessiccation, de fluage propre et de fluage de dessiccation. Les éprouvettes donc ont été réparties en quatre groupes différents car les essais expérimentaux permettent de mesurer la déformation de retrait endogène, de retrait total, de fluage propre et de fluage total ainsi que la déformation instantanée.

Les déformations de retrait endogène correspondent aux déformations mesurées dans les conditions suivantes :

- aucun échange hydrique ou gazeux avec le milieu extérieur ; condition applicable également pour le fluage propre ;
- une température maintenue constante ; condition applicable pour les quatre composantes (retrait endogène, retrait total, fluage propre et fluage total) ;
- aucune contrainte extérieure appliquée ; condition applicable également pour le retrait total.

Dans la pratique, les protocoles de mesure du retrait endogène tendent à minimiser les écarts par rapport aux conditions limites présentées ci-dessus. L'étanchéité peut être maximisée en s'inspirant du protocole présenté dans le Bulletin des LPC 203 mai-juin 1996 [Toulemonde, 1996]. La température du laboratoire climatisé est maintenue constante à plus ou moins 2 °C. Pour ce qui concerne les contraintes, les éprouvettes sont soumises uniquement à leur poids propre.

2.3.1.2 Décomposition des déformations

La différence mesurée entre la déformation de retrait total et de retrait endogène permet de caractériser la déformation de retrait de dessiccation. La déformation de fluage total est issue de la mesure de la déformation totale à laquelle les mesures de déformation instantanée et de retrait total sont soustraites.

La déformation de fluage propre correspond à la déformation totale d'une éprouvette protégée de la dessiccation à laquelle les mesures de déformation instantanée et de retrait endogène sont soustraites.

La déformation de fluage de dessiccation est issue de la mesure de la déformation totale à laquelle les mesures de déformation instantanée, de fluage propre et de retrait total sont soustraites.

Pour les bétons soumis à un apport de chaleur extérieur visant à accélérer le durcissement immédiatement après la mise en œuvre, une partie du retrait s'effectue pendant le traitement thermique. Ce retrait est de nature essentiellement endogène compte tenu de la protection adoptée vis-à-vis de la dessiccation au moment des traitements thermiques.

Un schéma récapitulatif est présenté à la figure 48.

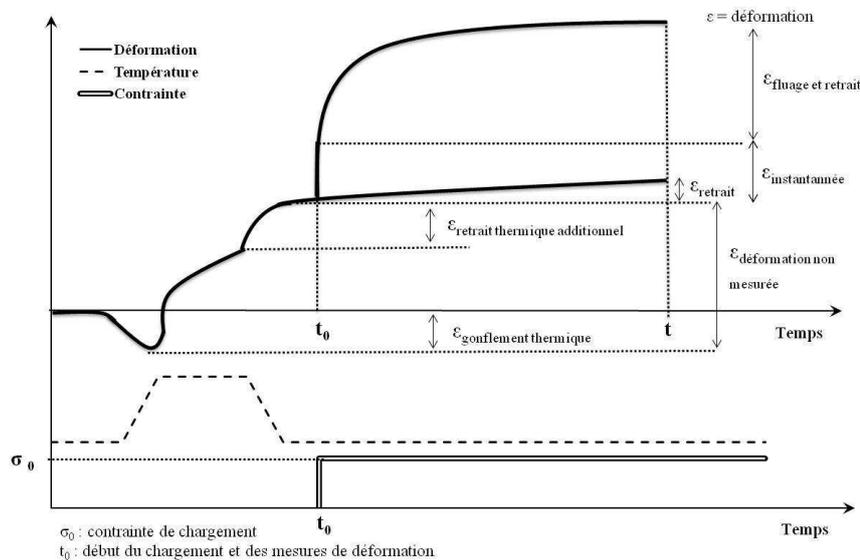


Figure 48 – Schéma récapitulatif simplifié des déformations différées des BFUP soumis à un traitement thermique

Ainsi, pour une série d'essais, trois éprouvettes sont utilisées pour quantifier la déformation de retrait endogène. Il en est de même pour le retrait total, pour le fluage propre et pour le fluage total. La déformation instantanée est mesurée sur les éprouvettes utilisées pour les essais de fluage propre et de fluage total. Les essais sont réalisés à 20 ± 2 °C et à 50 ± 5 % d'humidité relative sur des cylindres de dimensions $\varnothing 70 \times 220$ mm pré-équipés de plots de mesure.

2.3.2 Procédure de lancement des essais

2.3.2.1 Préparation des éprouvettes pour les essais de retrait et fluage

A l'issue du traitement thermique, soit le lendemain de la fabrication, les éprouvettes sont démoulées, référencées et conditionnées selon leur destination. Pour les essais de retrait et fluage, les cylindres de diamètre 70 mm sont rectifiés mécaniquement par voie humide pour obtenir des corps d'épreuve de dimensions $\varnothing 70 \times 220$ mm. Les bases de mesure sont au nombre de deux pour les éprouvettes relatives au BFUP A et au nombre de 4 pour les éprouvettes relatives au BFUP B. Elles sont diamétralement opposées et équidistantes les unes des autres. Une base mesure 150 ± 2 mm. Elle est constituée de 2 billes d'acier de 5 mm collées sur les éprouvettes avec une résine époxy bi-composant.

Après quelques minutes, les éprouvettes sont conservées à 20 ± 2 °C et à 50 ± 5 % d'humidité relative dans l'attente du lancement des essais de fluage. Pour les éprouvettes devant être protégées de la dessiccation tout au long des essais de fluage, deux couches successives de ruban adhésif aluminium sont collées perpendiculairement l'une à l'autre en entaillant la forme des plots de mesure. Ces éprouvettes sont ensuite conservées à 20 ± 2 °C et à 50 ± 5 % d'humidité relative dans l'attente du lancement des essais de fluage.

Compte tenu du nombre relativement élevé d'éprouvettes à équiper, les essais de fluage débutent le lendemain de la préparation des éprouvettes soit 48 heures après la fabrication, à l'exception de la campagne relative à l'influence de la déformation d'interaction thermomécanique où les essais ont été lancés 24 heures après la fabrication.

2.3.2.2 Protocole de mise en charge

Chaque bâti de fluage est préalablement étalonné pour connaître l'équivalence entre l'indication en bars de son manomètre de lecture et la force réellement appliquée (figure 49).

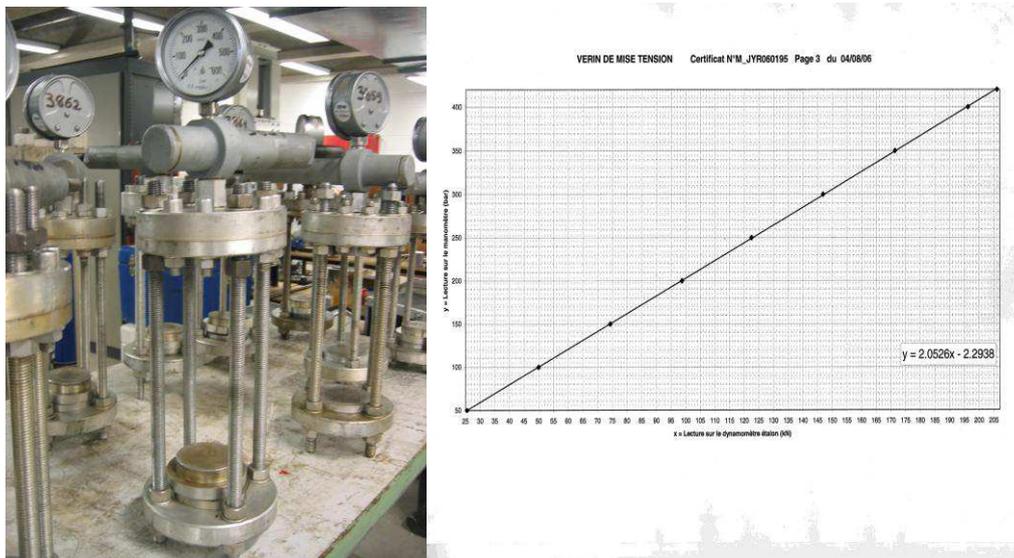


Figure 49 – Bâti de fluage utilisé et exemple de courbe d'étalonnage

Pour les essais de fluage, la contrainte constante appliquée correspond à 40 % de la résistance à la compression mesurée au moment du chargement sur des éprouvettes de dimensions identiques à celles utilisées pour les essais. Pour la campagne visant à étudier l'influence du taux de chargement, une contrainte constante correspondant à 25 % de la résistance à la compression mesurée dans les mêmes conditions a également été utilisée. Dans tous les cas le protocole de mise en charge a suivi les étapes suivantes :

- mesure de la distance entre les plots mesure à l'état initial ;
- application d'une pré-charge équivalant à 20 % de la résistance à la compression ;
- mesure de la distance entre plots de mesure ;
- vérification du centrage de l'éprouvette et de l'application de la charge ;
- recentrage de l'éprouvette si la différence de déformation instantanée est supérieure à 25 % entre les bases de mesure ;
- augmentation de la charge par sauts successifs jusqu'à atteindre le chargement final ;
- mesure de la distance entre les plots de mesure entre chaque saut afin vérifier le centrage et pour d'obtenir également des données pour le calcul de la déformation instantanée ;
- maintien du chargement final constant par ajustement manuel de la pression.

2.3.2.3 *Suivi des déformations différées*

Le suivi des déformations est effectué à l'aide d'un déformètre à billes muni d'un comparateur et de sa barre étalon (figure 50). Le comparateur est systématiquement remis à zéro avant chaque série de relevés à l'aide de la barre étalon et le « zéro » est régulièrement vérifié au cours d'une même série. Une série de relevés correspond à une même échéance et consiste à mesurer les déformations sur l'ensemble des éprouvettes de retrait et de fluage pour une campagne expérimentale donnée. Lors des premiers jours les mesures s'effectuent deux fois par jour, durant la première semaine, puis une fois par jour les semaines suivantes, puis une fois par semaine avec réajustement de la pression suivant une fréquence équivalente en prenant soin de garder une durée minimale de 4 heures entre un réajustement de pression et une mesure.



Figure 50 – Déformètre à bille et sa barre étalon

A titre d'information, lorsque pour une même base de mesure, vingt mesures sont répétées avec remise à zéro systématique du comparateur avant chaque mesure, l'écart entre la valeur maximale et minimale mesurée ne dépasse pas 2 μm (cela correspondant à une déformation d'environ 16,6 $\mu\text{m}/\text{m}$).

3 ANALYSE DES RESULTATS EXPERIMENTAUX

Les résultats expérimentaux de retrait et de fluage sont présentés et analysés dans cette partie en distinguant trois grands volets : l'influence du taux de chargement, l'influence du cycle de traitement thermique de premier type appliqué, l'influence de la déformation d'interaction thermomécanique. Les caractérisations physico-chimiques complémentaires sont ensuite mises en corrélation avec les déformations différées. Les compositions de BFUP, les modes opératoires et les méthodologies d'essais utilisés sont présentés au chapitre 2 (rappelons que toutes les éprouvettes de BFUP dont les déformations ont été suivies ont subi un traitement thermique à température modéré de premier type, c'est-à-dire appliqué juste après la mise en moule).

3.1 Influence du taux de chargement

Deux taux de chargement ont été considérés pour l'étude de l'influence du niveau de contrainte appliquée sur le fluage : un taux de 40 % de la résistance à la compression mesurée au moment du chargement (à 2 jours), retenu comme taux de référence pour ces travaux, et un taux de 25 % de la résistance à la compression. Ces taux correspondent respectivement à des contraintes appliquées de 48 et 31 MPa. Le traitement thermique appliqué a été celui dont le palier est réalisé à 50 °C. Le temps t égal à zéro dans les figures ci-après correspond à l'âge réel de chargement, soit 2 jours, lui-même équivalant à 5 jours d'âge équivalent. Toutes les éprouvettes utilisées sont issues de la même gâchée. Les figures 51 et 52 présentent les résultats obtenus.

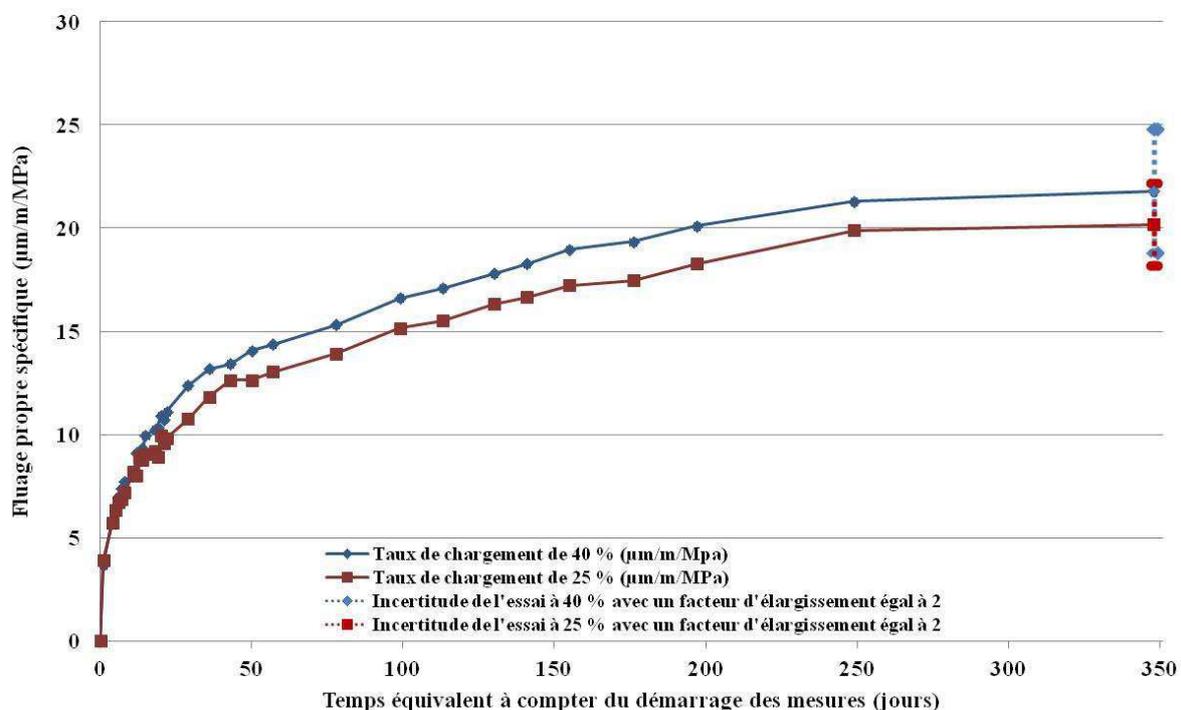


Figure 51 – Influence du taux de chargement sur le fluage propre spécifique (BFUP-A 50 °C)

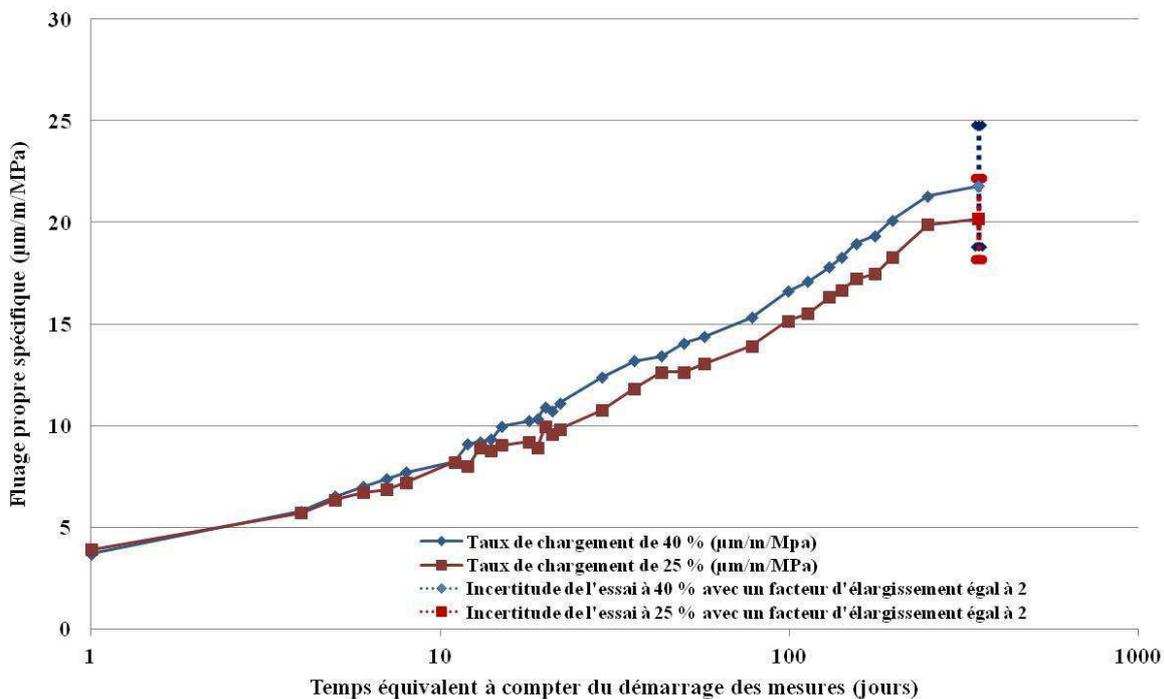


Figure 52 – Influence du taux de chargement sur le fluage propre spécifique ; échelle logarithmique (BFUP-A 50 °C)

Chaque valeur représentée correspond à la moyenne de trois éprouvettes. L'étude de la dispersion des résultats individuels sur la valeur finale montre un écart de $2 \mu\text{m.m}^{-1}.\text{MPa}^{-1}$ entre la valeur la plus élevée et la valeur la plus faible pour les deux taux de chargement.

Les résultats montrent un comportement qui peut être considéré comme équivalent pour les deux taux de chargement.

Indépendamment de l'influence du taux de chargement, les résultats obtenus sur le fluage propre spécifique après environ un an d'essai montrent que le fluage propre spécifique du BFUP étudié, soumis à un traitement thermique de premier type réalisé à température modérée, est, sur la base des travaux réalisés par Loukili [Loukili, 1996] par exemple, intermédiaire entre ceux pouvant être obtenus sur des BFUP non traités thermiquement et ceux subissant un traitement thermique de second type.

Le traitement thermique réalisé à température modérée agit sur le type de BFUP étudié comme un agent accélérateur de l'hydratation du béton au jeune âge ce qui permet d'appliquer la contrainte de chargement à un âge équivalent plus avancé. Cette constatation est également applicable aux déformations de retrait présentées à la figure 53 ce qui induit qu'une part des déformations de retrait a lieu pendant le traitement thermique et donc avant le démarrage des mesures (une mesure volumique sur un corps d'épreuve ayant subi le traitement thermique aurait pu permettre de quantifier cette part de retrait [Loukili, 2000]). Notons que le retrait de dessiccation, calculé en soustrayant la déformation de retrait endogène de celle du retrait total, est légèrement sous-estimé compte tenu du fait que le maintien en mode endogène n'a pas pu être parfaitement réalisé (la mise en corrélation de ces résultats de retrait avec les mesures d'humidité relative et de degré d'hydratation est présentée au § 3.4).

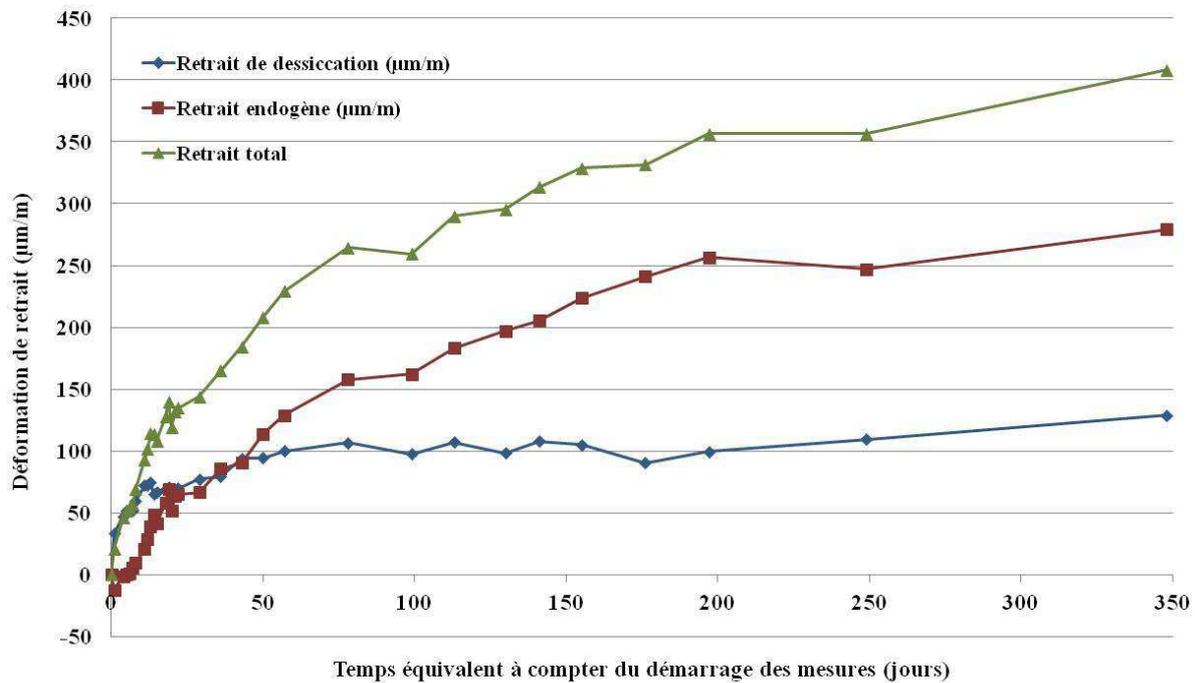


Figure 53 – Evolution du retrait en fonction du temps pour le BFUP A ayant subi un traitement thermique de premier type (réalisé à température modérée)

3.2 Influence du traitement thermique

Deux cycles de traitement thermique ont été considérés pour l'étude de l'influence de ce paramètre sur le retrait et le fluage : un cycle thermique dont le palier a été fixé à 50 °C, retenu comme le cycle de référence pour ces travaux, et un cycle thermique plus court dont le palier a été fixé à 65 °C. Le taux de chargement a été fixé à 40 % de la résistance à la compression mesurée au moment du chargement. Toutes les éprouvettes utilisées sont issues de la même gâchée. Le temps t égal à zéro dans les figures ci-après correspond à l'âge réel de chargement, soit 2 jours, lui-même équivalant à 5 jours d'âge équivalent pour le cycle à 50 °C et à 5,4 jours pour le cycle à 65 °C. Le calcul de l'âge équivalent a été effectué à partir des températures mesurées au cœur d'éprouvettes cylindriques de BFUP fraîchement moulées de mêmes dimensions que celles utilisées pour le suivi des déformations différées. La figure 54 présente cette évolution en fonction de l'âge réel ainsi que celle des températures mesurées au centre des deux enceintes climatiques utilisées. Les figures 55, 56 et 57 présentent les résultats obtenus à la suite du suivi des déformations différées.

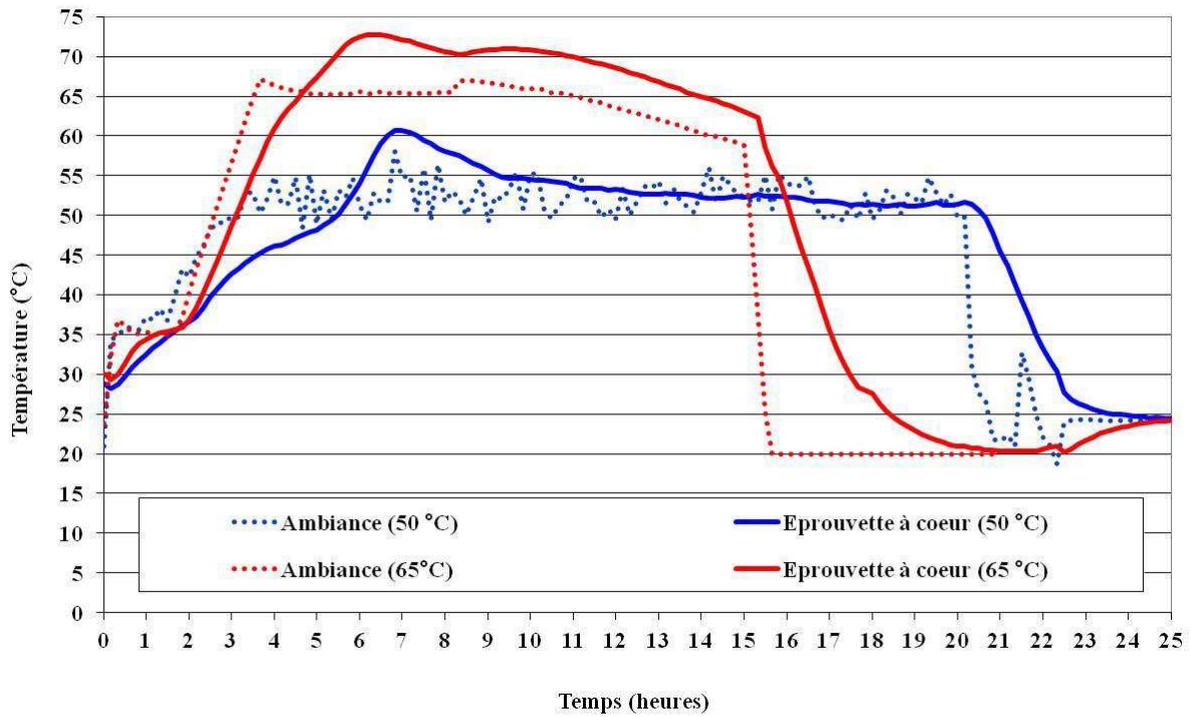


Figure 54 – Evolution des températures mesurées lors de l'étude relative à l'influence du traitement thermique sur les déformations différées

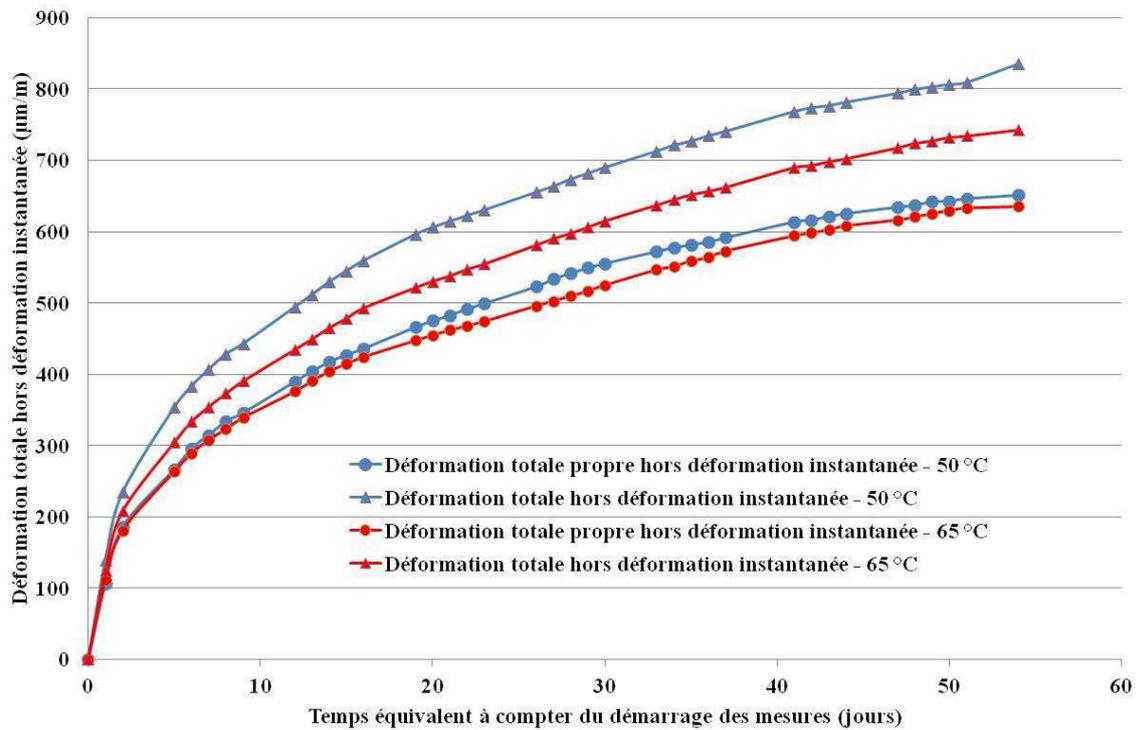


Figure 55 – Evolution des déformations totales (hors déformation instantanée) mesurées lors de l'étude relative à l'influence du traitement thermique

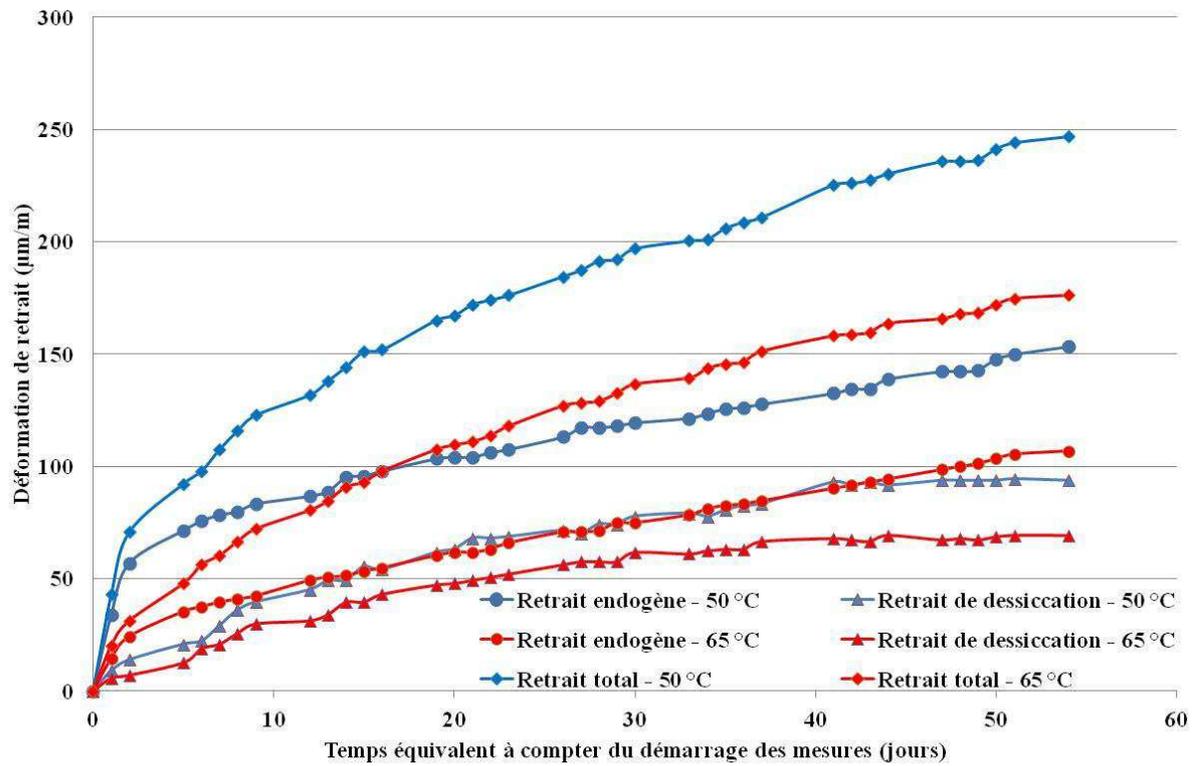


Figure 56 – Evolution des déformations de retrait mesurées lors de l'étude relative à l'influence du traitement thermique

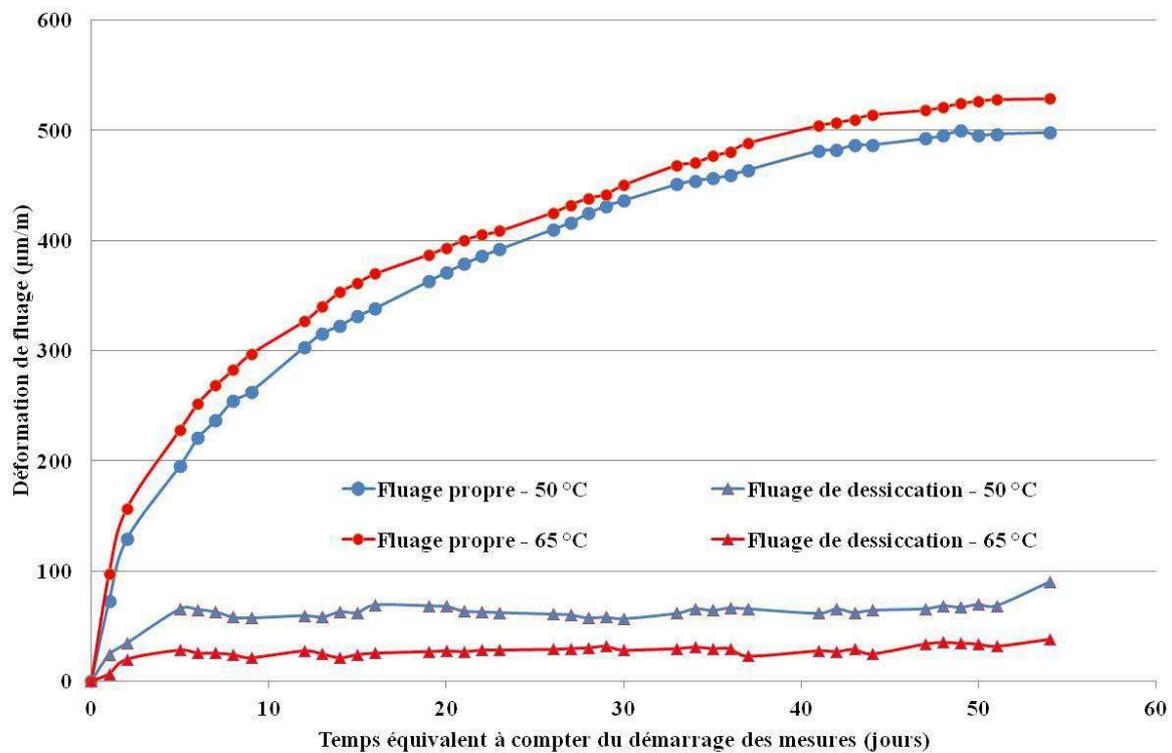


Figure 57 – Evolution des déformations différées de fluage mesurées lors de l'étude relative à l'influence du traitement thermique

Les résultats montrent qu'après environ deux mois de suivi, le traitement thermique « 50 °C » conduit à des déformations différées de retrait et de fluage total supérieures à celles obtenues pour l'essai « 65 °C ». Les modalités de détermination du fluage propre et du fluage de dessiccation par soustraction entre différents types de déformation conduisent à être plus prudent quant à l'impact des traitements thermiques de premier type sur ces deux déformations. Le fluage de dessiccation est malgré tout très faible dans les deux cas. Rappelons que le traitement thermique « 65 °C » conduit à un âge équivalent calculé supérieur de 0,4 jours à celui du traitement thermique « 50 °C ». Les différences expérimentales observées suite à l'étude de l'influence du traitement thermique appliqué pourraient être dues à différents facteurs :

- à la différence de 0,4 jour entre les âges équivalents calculés au moment du chargement et du démarrage des mesures ;
- à une différence de microstructure incluant ou non des différences au niveau des hydrates qui serait due à la différence de température du palier du cycle thermique malgré des âges équivalents très proches ;
- à une différence d'humidité relative interne du béton due à la différence de température de la vapeur d'eau au sein du béton pendant les deux traitements thermiques (l'humidité relative étant liée à la pression de vapeur saturante qui dépend de la température) ;
- à une différence de perte d'eau des éprouvettes (perte d'eau supérieure pour celles subissant le traitement « 65 °C ») du fait que l'étanchéité à l'air n'ait pas été parfaitement réalisée pendant les traitements thermiques (notons qu'en conséquence, il n'est pas non plus possible d'exclure qu'une partie de l'humidité de l'enceinte ait été transmise au béton pendant le traitement thermique).

La mise en corrélation de ces résultats avec les caractérisations physico-chimiques complémentaires réalisées permettent de qualifier ces hypothèses les unes par rapport aux autres (cf. § 3.4).

3.3 Influence de la déformation d'interaction thermomécanique

Trois cycles de traitement thermique (figure 59) ont été considérés pour l'étude de l'influence de ce paramètre sur le retrait et le fluage total. Le « Cycle 1 » correspond au suivi de la température des éprouvettes destinées à être chargées à chaud (50 °C) juste avant la phase de refroidissement. Le « Cycle 2 » correspond au suivi de la température des éprouvettes destinées à être chargées à chaud (50 °C) à un âge équivalent au moment du chargement similaire à celui des éprouvettes chargées à froid (20 °C). Le « Cycle 3 » correspondant au suivi de la température des éprouvettes destinées à être chargées à froid (20 °C) à 24 h. La figure 58 présente sur le plan théorique les courbes de température et les moments de chargement associés à chaque cycle. Ainsi, la comparaison entre les déformations mesurées après le cycle 1 et le cycle 3 renseigne sur l'impact sur le fluage du fait d'attendre ou non le refroidissement en usine de production avant d'appliquer la précontrainte. La comparaison entre le cycle 2 et le cycle 3 renseigne sur l'influence de la déformation d'interaction thermomécanique sur le fluage.

Le taux de chargement a été fixé à 40 % de la résistance à la compression mesurée au moment du chargement. Toutes les éprouvettes utilisées sont issues de la même gâchée. Le temps t égal à zéro dans les figures ci-après correspond à l'âge réel de chargement, soit 2 jours, lui-même équivalant à 5 jours d'âge équivalent pour le cycle à 50 °C. Le calcul de l'âge équivalent a été effectué à partir des températures au cœur d'éprouvettes cylindriques de BFUP fraîchement moulées de mêmes dimensions que celles utilisées pour le suivi des déformations différées. La figure 60 présente les résultats obtenus à la suite du suivi des déformations différées.

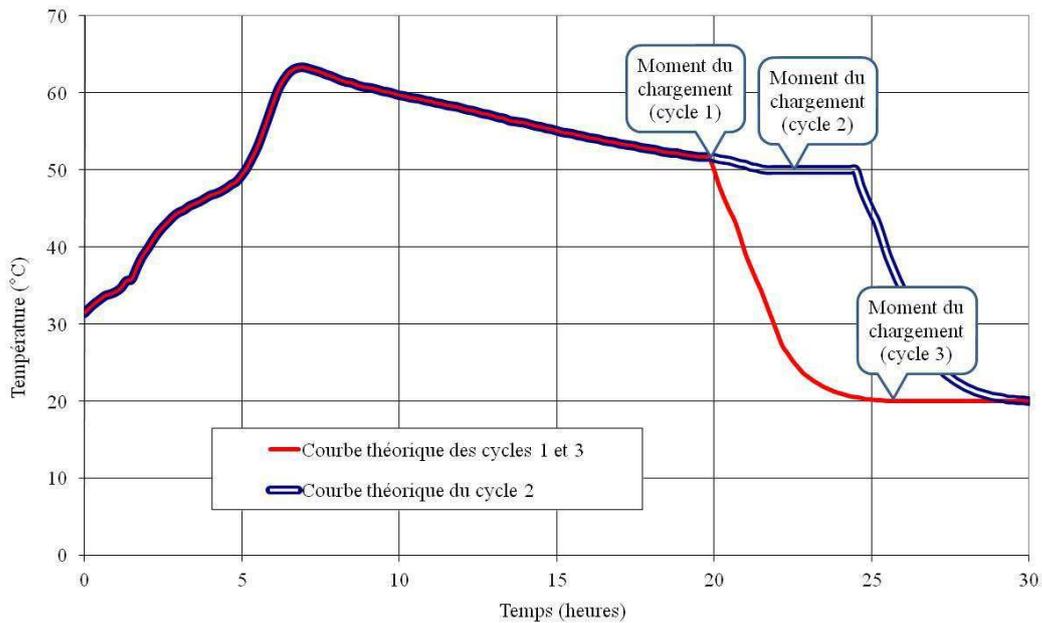


Figure 58 – Courbes théoriques d'évolution des températures lors de l'étude relative à l'influence de la déformation d'interaction thermomécanique sur les déformations différées et moments de chargement associés à chaque cycle

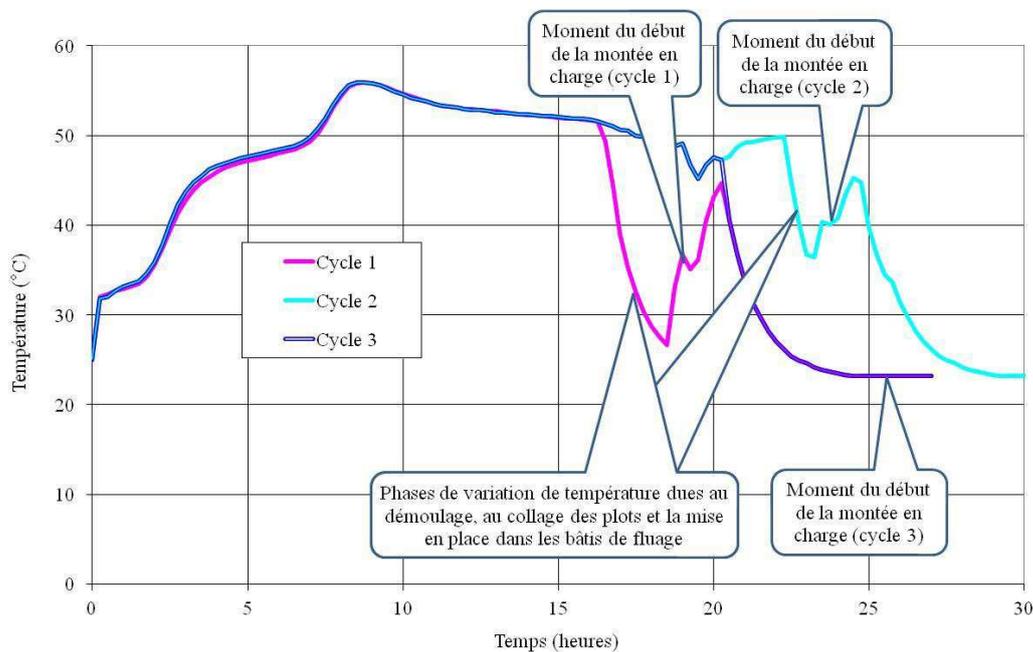


Figure 59 – Evolution des températures mesurées lors de l'étude relative à l'influence de la déformation d'interaction thermomécanique sur les déformations différées

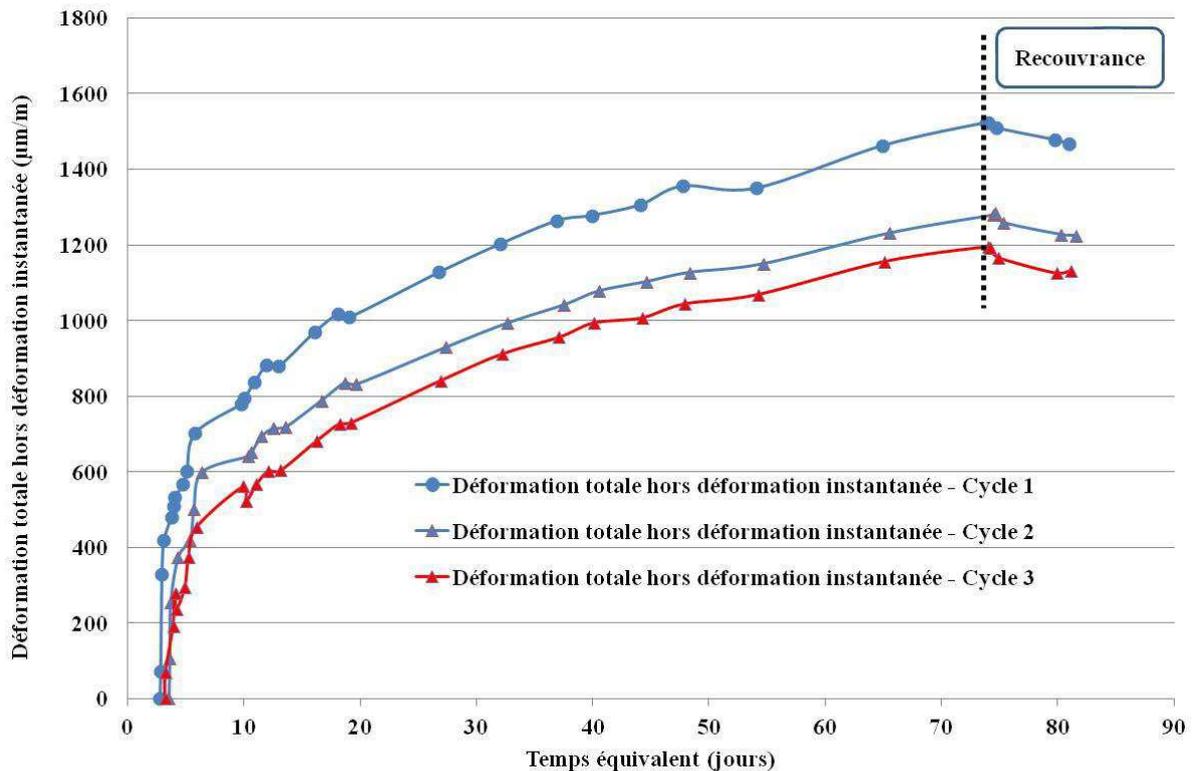


Figure 60 – Evolution de la déformation totale hors déformation instantanée lors de l'étude relative à l'influence de la déformation d'interaction thermomécanique sur les déformations différées

Les résultats montrent, en comparant les cycles 2 et 3, que pour une différence de température appliquée d'environ 20 °C, la contribution de l'interaction thermomécanique peut être considérée comme non significative après deux mois d'essai (sur l'échelle de temps étudiée) même si une légère accélération de la déformation totale est observée au très jeune âge, pouvant être attribuée à une relaxation plus rapide des contraintes par glissement des feuillettes de C-S-H. Ainsi, après quelques jours, les cinétiques des courbes correspondant aux cycles 2 et 3 sont similaires. La comparaison des cycles 1 et 3 montrent en conséquence que la différence qui serait induite entre une application de la précontrainte en usine à chaud ou à froid serait principalement due à la différence d'âge d'équivalent plutôt qu'à la déformation d'interaction thermomécanique.

Dans le cadre de cette campagne, des mesures de suivi de la déformation totale ont été réalisées dès la fin du chargement (figure 60). Les résultats montrent le caractère peu réversible des déformations différées de fluage sur le long terme. De plus, un délai d'une semaine environ est suffisant au matériau étudié pour visualiser la part du comportement réversible, les éprouvettes étant ensuite principalement soumises à des déformations différées de retrait.

3.4 Mise en corrélation avec les caractérisations physico-chimiques

Dans le cadre de la campagne d'essais relative à l'étude de l'influence du traitement thermique sur les déformations différées, un suivi de la perte en masse des éprouvettes destinées au suivi des déformations de retrait a été réalisé (figure 61).

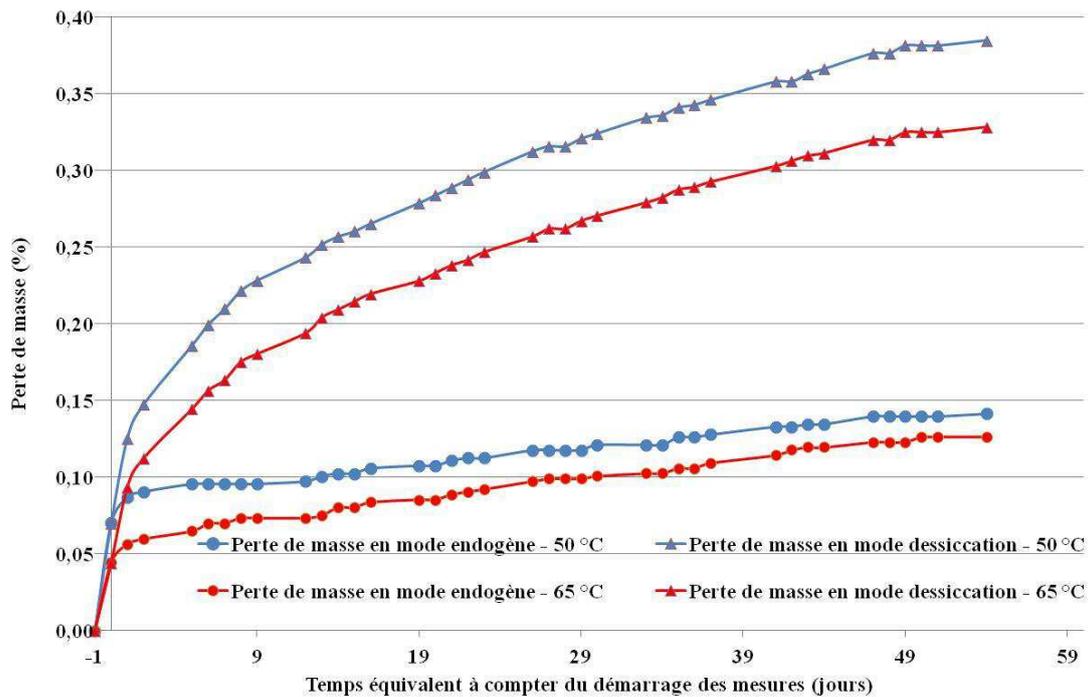


Figure 61 – Evolution de la perte en masse mesurée lors de l'étude relative à l'influence du traitement thermique (la valeur au temps égal à zéro jour correspond au démarrage du suivi des essais de déformation différée à deux jours d'âge réel)

La perte en masse est exprimée par rapport aux masses de matériau respectives des éprouvettes avant préparation, c'est-à-dire avant collage des plots et avant la mise en place de la protection vis-à-vis de la dessiccation pour les éprouvettes concernées. La valeur au temps égal à zéro jour correspond au démarrage du suivi des essais de déformations différées à deux jours d'âge réel et respectivement 5 et 5,4 jours d'âge équivalent pour le cycle à 50 °C et le cycle à 65 °C. Ce temps correspond également au moment à partir duquel les éprouvettes concernées ont été protégées de la dessiccation. La valeur au temps « -1 jour » correspond quant à elle au début du suivi de la perte en masse mesurée à partir du moment du démoulage. Ainsi, entre le moment du démoulage (temps « -1 jour ») et le moment de la préparation des éprouvettes (temps « zéro »), les résultats montrent que les éprouvettes ayant subi le traitement thermique à 65 °C ont perdu en un jour une masse moins importante que celles ayant subi le traitement thermique à 50 °C. Du point de vue des éprouvettes ayant subi le traitement thermique à 65 °C, cette différence pourrait être attribuée à :

- une perte d'eau plus importante des éprouvettes durant le traitement thermique du fait que l'étanchéité à l'air n'ait pas été parfaitement réalisée conduisant à une perte d'eau résiduelle moins importante à compter du moment correspondant au démarrage du suivi ;
- une hydratation supérieure des éprouvettes correspondant au 0,4 jour de plus calculé et diminuant :
 - la quantité d'eau résiduelle disponible pour l'évaporation une fois le traitement thermique achevé ;
 - l'humidité relative interne du matériau engendrant un déséquilibre moins intense avec l'humidité relative des conditions d'essai fixée à 50 ± 5 % ;
- une microstructure plus dense et plus fine des hydrates générant des forces de dépression capillaire supérieures ralentissant le départ d'eau par dessiccation.

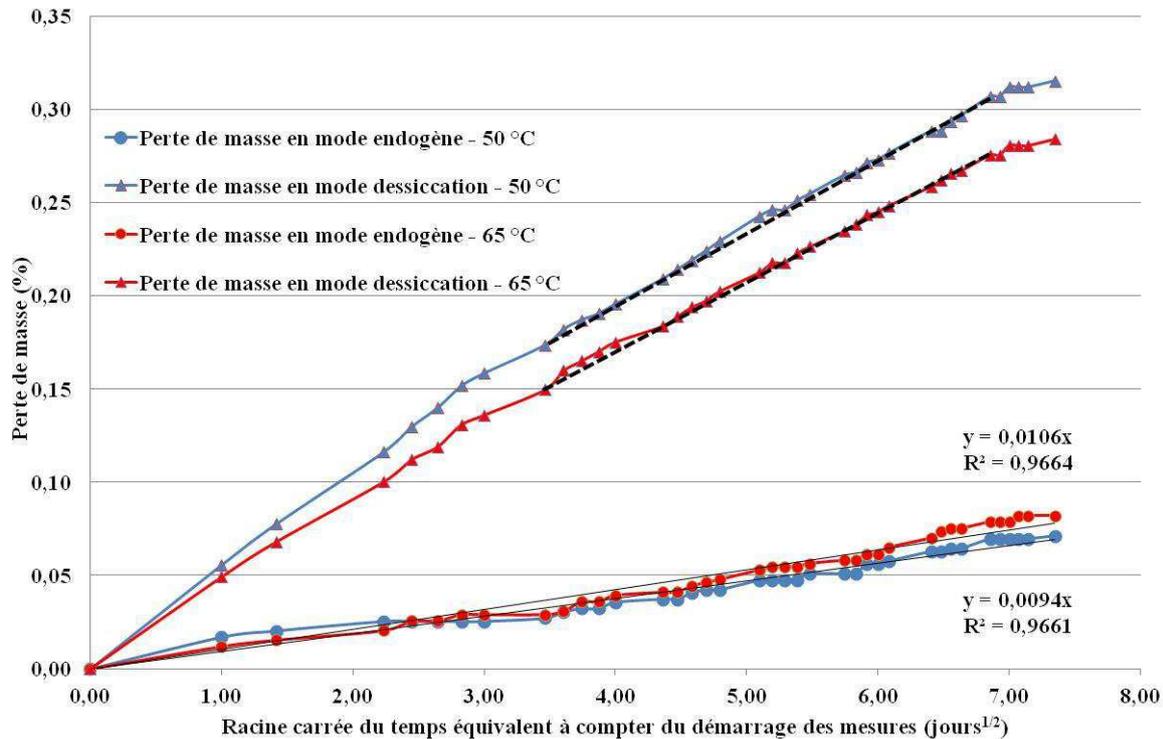


Figure 62 – Evolution de la perte en masse en fonction de la racine carrée du temps lors de l'étude relative à l'influence du traitement thermique

Avec l'aide de la figure 62 qui présente l'évolution de la perte en masse en fonction de la racine carrée du temps à partir du temps « zéro », il est possible de considérer également qu'à partir du temps « zéro » :

- la protection vis-à-vis de la dessiccation des éprouvettes est imparfaite ; après environ deux mois d'essai, la perte en masse des éprouvettes destinées à être protégées de la dessiccation correspondant environ au quart de celles non protégées ; le phénomène conduisant à la perte en masse apparaît de nature diffusive (évolution linéaire en fonction de la racine carrée du temps) ;
- la perte en masse des éprouvettes non protégées est plus importante pour celles ayant subi le traitement thermique à 50 °C et cet écart augmente avec le temps ; il semble également qu'à partir d'une dizaine de jours, la cinétique de perte en masse soit similaire pour les deux traitements thermiques.

La figure 63 présente l'évolution des déformations de retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse. Les mesures réalisées montrent que sur l'échelle de temps étudiée l'évolution du retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse présente trois phases différentes (rappelons que le retrait de dessiccation calculé en soustrayant la déformation de retrait endogène à celle du retrait total est légèrement sous-estimé compte tenu du fait que le maintien en mode endogène n'a pas pu être parfaitement réalisé).

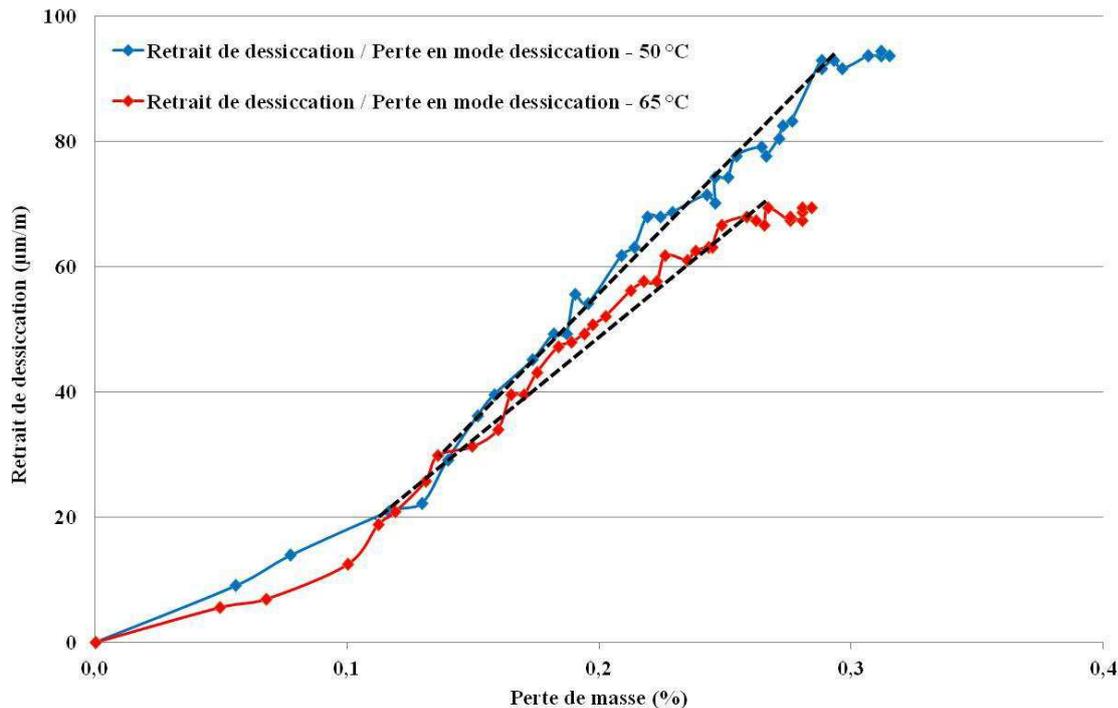


Figure 63 – Evolution des déformations de retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse lors de l'étude relative à l'influence du traitement thermique

Les trois phases identifiées sont décrites ci-après :

- une première phase correspondant à une évolution plus lente du retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse pouvant être attribuée à la perte d'eau de surface des éprouvettes et à une microfissuration en peau liée au fort gradient hydrique caractéristique du début du séchage (les contraintes provoquées par la dessiccation surfacique du matériau ne pouvant être totalement relaxées sous forme de retrait, elles ont été libérées sous forme de microfissuration de surface) ;
- une seconde phase correspondant à une évolution proche de la proportionnalité entre le retrait de dessiccation et la perte en masse (le retrait mesuré correspondant à du retrait « libre ») ; la perte en eau étant alors conditionnée par la perméabilité du matériau ;
- une troisième phase qui commence à peine à être observable à la figure 63 (aux alentours de 0,3 %) et qui correspond à une stabilisation du retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse pouvant être attribuée à de la microfissuration due à une incompatibilité de déformation entre la pâte et le sable [Yurtdas, 2003] ou à une diminution de la force motrice du retrait [Benboudjema, 2002].

Bien que les phénomènes n'aient pas de lien direct entre eux, la figure 64 présente l'évolution des déformations de retrait total en fonction de la perte en masse. Il s'agit de s'intéresser uniquement aux parties « linéaires » schématisées sur les droites. Elles correspondent à une évolution proche de la proportionnalité entre le retrait total et la perte en masse. Cette phase de proportionnalité correspond à des valeurs de perte en masse similaires à celles observées sur la figure 63. Le retrait total étant la somme du retrait endogène et du retrait de dessiccation, il est possible de considérer que pendant cette phase, le retrait endogène est également quasi-proportionnel à la perte en masse.

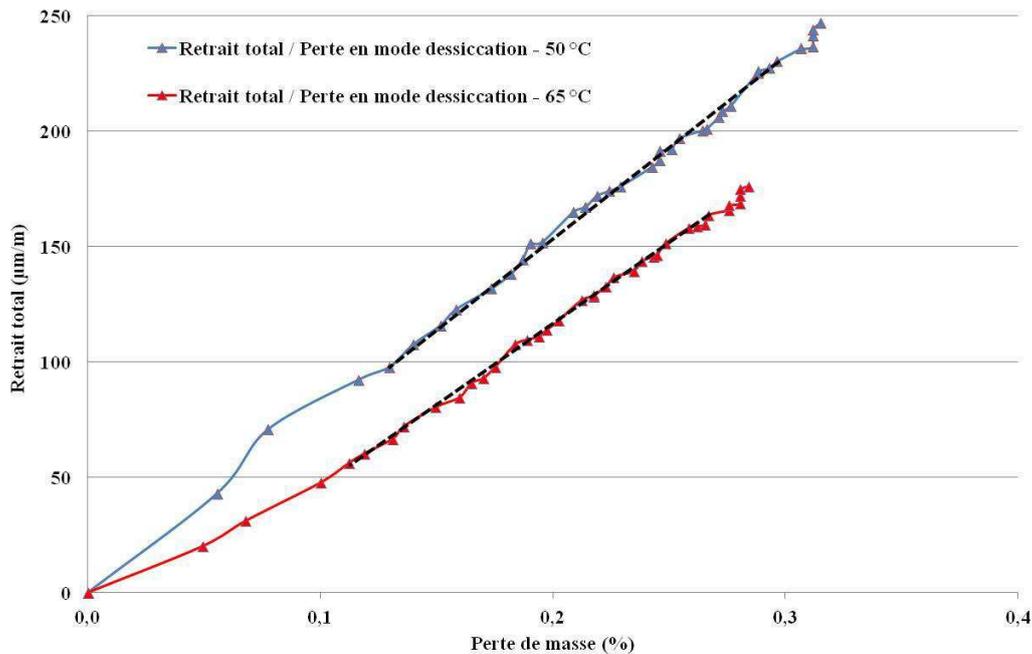


Figure 64 – Evolution des déformations de retrait total en fonction de la perte en masse lors de l'étude relative à l'influence du traitement thermique

En complément, au cours de cette phase, les différences de pentes observées entre le cycle à 50 °C et celui à 65 °C permettent de souligner que :

- les différences des cycles thermiques étudiés ont une influence prépondérante sur la cinétique du retrait de dessiccation alors que la cinétique du retrait endogène est identique pendant les phases de quasi-proportionnalité respectives ;
- la phase de quasi-proportionnalité intervient pour une perte de masse inférieure dans le cas du traitement thermique à 65 °C.

Ces constatations permettent de considérer que, pendant l'échelle de temps étudiée, les deux cycles thermiques appliqués n'ont pas d'influence sur la cinétique du retrait endogène à partir d'une dizaine de jours de suivi. Par opposition, la différence est cependant visible pour le retrait de dessiccation qui est ralenti pour les éprouvettes ayant subi le cycle thermique à 65 °C. Parmi les hypothèses listées précédemment pouvant expliquer pourquoi après environ deux mois de suivi, le traitement thermique « 50 °C » conduit à des déformations différées de retrait et de fluage total supérieures à celui réalisé à « 65 °C », certaines peuvent être considérées comme ayant un impact plus significatif sur le retrait endogène et d'autres sur le retrait de dessiccation :

▪ hypothèses ayant un impact plus significatif sur le retrait endogène :

- la différence de 0,4 jour d'âge équivalent calculé au moment du chargement et du démarrage des mesures (entre 5,4 et 5 jours d'âge équivalent) : à cet âge équivalent, cette différence de 0,4 jours a conduit à une différence de mesure du retrait endogène compatible avec la différence observée d'environ $50 \mu\text{m.m}^{-1}$ qui permettrait aux courbes « 65 °C » et « 50 °C » d'avoir la même amplitude ; compte tenu de l'analyse effectuée sur les cinétiques, il est considéré que la différence d'âge équivalent entre les deux cycles thermiques n'a pas eu d'impact significatif sur le retrait endogène ;

- une différence de microstructure des hydrates qui pour un même âge équivalent serait due à la différence de température du palier du cycle thermique : la similarité des cinétiques observées entre les essais 65 °C et 50 °C conduisent cependant à penser qu'il n'y a pas eu de différence majeure de microstructure des hydrates suite aux deux traitements thermiques effectués ;
- une différence d'humidité relative interne du béton due à la différence de température pendant le traitement thermique qui modifie la pression de vapeur saturante : de même, la similarité des cinétiques observées entre les essais 65 °C et 50 °C conduisent à penser qu'il n'y a pas eu de grande différence de d'humidité relative pendant l'échelle de temps étudiée entre les deux traitements thermiques effectués ;
- hypothèses ayant un impact plus significatif sur le retrait de dessiccation :
 - la différence de 0,4 jour d'âge équivalent calculé au moment du chargement et du démarrage des mesures conduisant à une teneur en eau résiduelle différente au moment de l'exposition à la dessiccation ;
 - une différence de microstructure des hydrates qui pour un même âge équivalent serait due à la différence de température du palier du cycle thermique et qui modifierait la perméabilité du béton au moment de la dessiccation ; cependant, comme évoqué précédemment, la similarité des cinétiques observées entre les essais 65 °C et 50 °C à partir d'une dizaine de jours conduit à penser qu'il n'y a pas eu de différence de microstructure des hydrates entre les deux traitements thermiques effectués ;
 - une différence d'humidité relative interne du béton due à la différence de température pendant le traitement thermique qui modifie la pression de vapeur saturante et qui rapproche plus ou moins l'humidité relative du matériau de l'humidité relative extérieure au moment de la soumission au mode dessiccation ; la similarité des cinétiques observées entre les essais 65 °C et 50 °C à partir d'une dizaine de jours conduit à penser qu'il n'y a pas eu de différence de microstructure des hydrates entre les deux traitements thermiques effectués ;
 - une différence de perte d'eau des éprouvettes du fait que l'étanchéité à l'air n'ait pas été parfaitement réalisée pendant les traitements thermiques.

En conclusion, l'analyse des résultats conduit à considérer que, sur l'échelle de temps étudiée, l'influence des deux cycles thermiques réalisés n'est réellement effective que sur le retrait de dessiccation, dont la cause la plus probable identifiée provient d'une teneur en eau évaporable différente au moment de l'exposition au mode dessiccation ; cette différence provenant de la différence d'âge équivalent ou d'une perte d'eau non volontaire au moment du traitement thermique (les mesures effectuées ne permettant pas de quantifier la contribution de la perte d'eau pendant le traitement thermique). La nature des hydrates et du réseau poreux semble donc n'avoir été que peu affectée par la différence de cycle thermique appliqué (des essais de porosimétrie par intrusion de mercure auraient pu conforter cette conclusion le cas échéant).

Concernant plus particulièrement l'évolution de l'humidité relative interne du BFUP étudié en fonction du retrait endogène, la figure 65 montre qu'il existe une linéarité visible après que la valeur du retrait endogène ait dépassé environ $50 \mu\text{m.m}^{-1}$ (après environ 20 jours de suivi). L'ensemble du dispositif ayant subi le traitement thermique à 50 °C, la forte saturation en eau de l'atmosphère au dessus de l'échantillon explique que la valeur d'humidité relative de 100 % soit mesurée pendant environ 20 jours à partir du démarrage de l'essai. Rappelons que le protocole de protection des éprouvettes en mode endogène est imparfait mais que l'humidité relative de l'échantillon de BFUP a été suivie en mode parfaitement endogène.

La chute de l'humidité relative attribuable à une progression de l'hydratation peut donc provoquer des contraintes d'auto-dessiccation au sein des éprouvettes conservées en mode endogène.

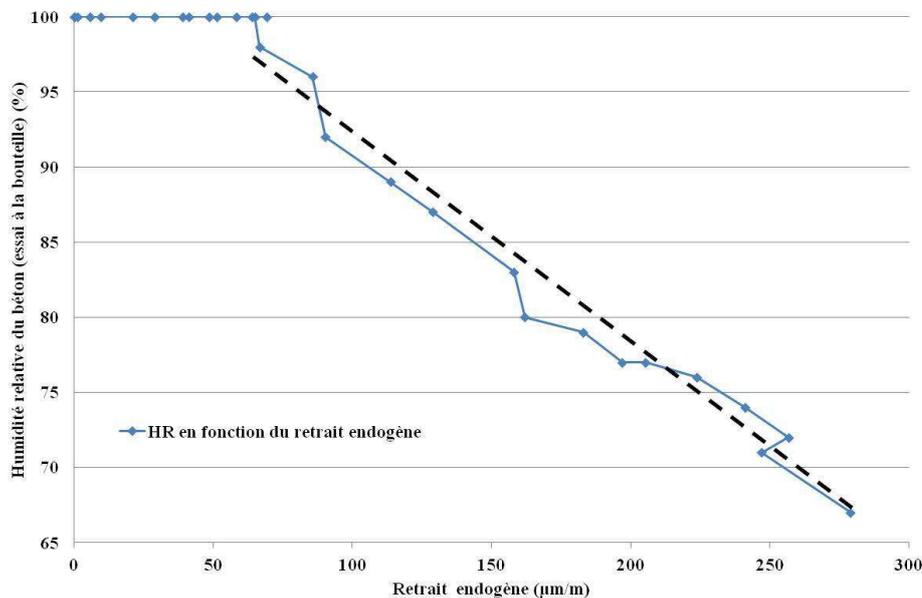


Figure 65 – Evolution de l'humidité relative du béton (BFUP A) en fonction du retrait endogène (BFUP B-3)

Les mesures de degré d'hydratation réalisées sur des éprouvettes conservées en mode « non parfaitement » endogène montrent également une évolution du degré d'hydratation (tableau 11). Le fait qu'il n'y ait pas eu de mesure réalisée entre 28 jours et 3 ans ne permet pas de statuer sur la cinétique d'évolution du degré d'hydratation entre ces deux échéances et donc sur la corrélation de cette cinétique avec l'évolution et l'humidité relative et du retrait endogène. Néanmoins, ces résultats ne sont pas en contradiction avec le fait que l'évolution du degré d'hydratation puisse être corrélée avec le retrait endogène.

En conséquence, compte tenu de la très légère diminution d'humidité relative observée jusqu'à la fin des mesures (soit pendant une durée d'environ deux ans), en conditions parfaitement endogènes, il est possible de supposer que l'hydratation continue de se poursuivre très lentement au moins jusqu'à cette échéance, ce qui contribuerait à une augmentation très légère du retrait jusqu'à cette échéance. Rappelons également que sous l'effet de la dépression capillaire, une fois la consommation d'eau quasiment terminée, un phénomène de fluage sur les C-S-H est induit provoquant un retrait endogène additionnel.

Echéance d'essai à partir de la date de fabrication (jours)	Age équivalent à partir de la date de fabrication (jours)	Degré d'hydratation α (%)
		BFUP B-1 (50 °C)
2	5	34
7	10	35
28	31	47
1090	1093	51

Tableau 11 – Evolution du degré d'hydratation du BFUP B-1

4 MODELISATION DES DEFORMATIONS DIFFEREES

4.1 Modélisation analytique

4.1.1 Comparaison des résultats expérimentaux avec les modèles réglementaires

4.1.1.1 Choix des éléments de comparaison

Suite à l'analyse des modèles analytiques effectués au § 1.4.1, les résultats expérimentaux correspondant au BFUP A (durée de suivi d'environ un an, chargement constant de 40 % de la résistance à la compression mesurée au moment du chargement, âge de chargement de 2 jours en âge réel et cycle thermique dont le palier de maintien en température est fixé à 50 °C) ont été comparés aux modèles analytiques spécifiés dans l'Eurocode 2 pour les BHP avec fumée de silice subissant un traitement thermique de premier type (appliqué à une température modérée pour accélérer le durcissement juste après la mise en moule). Les figures 66 et 67 présentent la comparaison respectivement pour les déformations de retrait et de fluage.

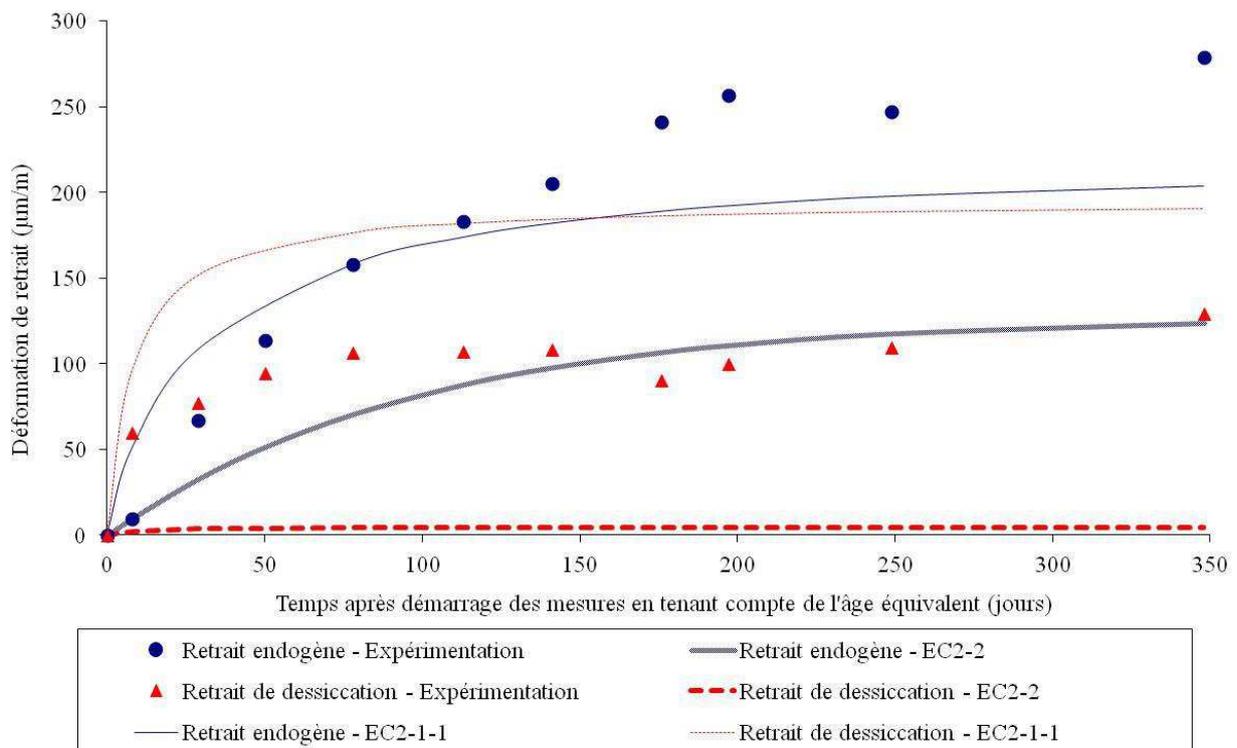


Figure 66 – Comparaison des résultats expérimentaux de retrait du BFUP A avec les modèles analytiques de l'Eurocode 2

4.1.1.2 Commentaires sur les modèles analytiques non modifiés

Les résultats montrent que les équations de l'Eurocode 2 avec les paramètres de base associés ne permettent pas de décrire de façon convenable les déformations différées du BFUP étudié subissant un traitement thermique de premier type. Rappelons que l'Eurocode 2 n'a pas été rédigé pour prendre en compte les BFUP. Bien que le fluage de dessiccation soit assez bien prédit, le retrait endogène et le fluage propre sont sous-estimés. Néanmoins, la similarité entre l'allure générale de l'évolution des déformations mesurées et celle des modèles analytiques confirme l'analyse effectuée, à savoir qu'un ajustement des coefficients devrait suffire pour mieux prédire le comportement à l'aide de ces mêmes équations.

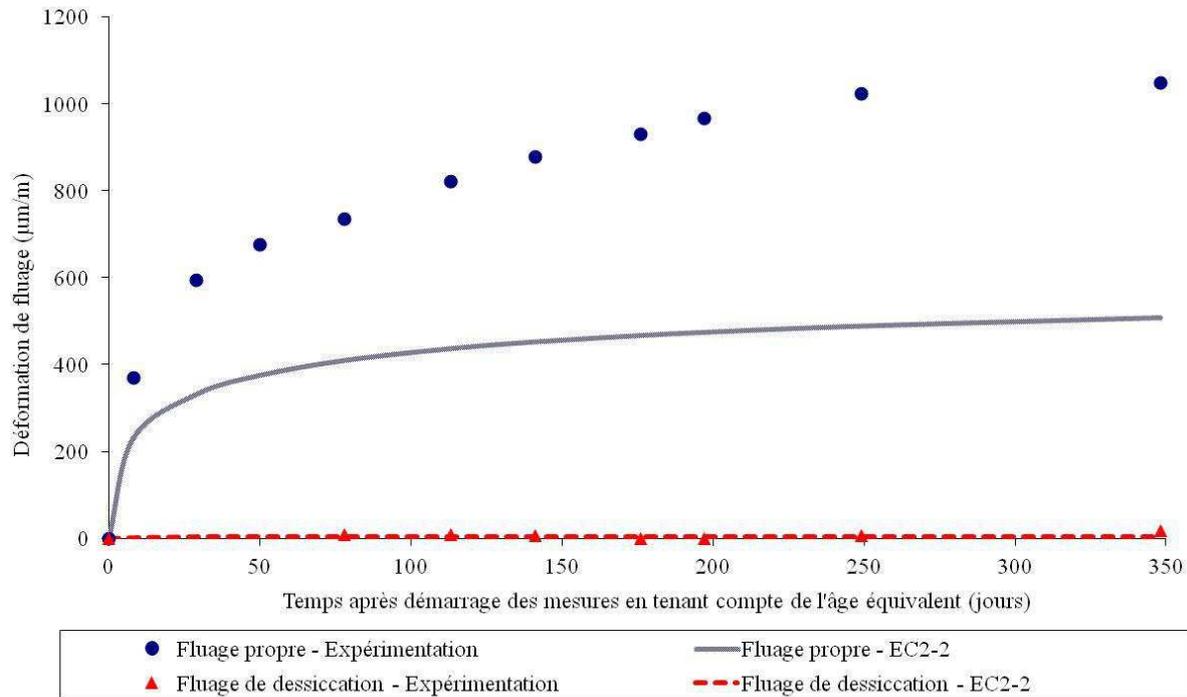


Figure 67 – Comparaison des résultats expérimentaux de fluage du BFUP A avec les modèles analytiques de l'Eurocode 2

4.1.2 Proposition de modèles analytiques modifiés

4.1.2.1 Présentation de la démarche

Lorsqu'un traitement thermique de premier type est appliqué, l'utilisation de la notion d'âge équivalent se révèle pertinente d'un point de vue technique. L'Eurocode 2 permet déjà l'emploi de ce concept pour les produits préfabriqués en béton. L'intervalle des températures considérées varie entre 0° C et 80 °C. En complément, pour le fluage et le retrait de dessiccation, les conditions hygrométriques ambiantes ainsi que la géométrie de l'élément en béton sont prises en compte.

Les modèles analytiques choisis comme base de travail pour cette étude sont donc issus de l'Eurocode 2. Cette partie résume les principales propositions de modification des normes NF EN 1992-1-1 et NF EN 1992-2 pour une application aux BFUP subissant un traitement thermique modéré :

- partir de l'annexe B de la norme NF EN 1992-2 en ajustant les temps (t , t_0 et t_s) à l'aide de la fonction maturité qui permet les transpositions en âge équivalent ;
- concernant le calcul de l'âge équivalent, introduire la possibilité de retenir comme énergie d'activation, une valeur obtenue sur la base de mesures expérimentales (en effet, compte tenu du dosage important en liant et du faible rapport Eau/Liant, la contribution d'une différence d'énergie d'activation est plus significative dans le cas des BFUP que pour les bétons plus traditionnels) ;
- pour le module d'élasticité E_c , introduire la possibilité de retenir une valeur obtenue sur la base de mesures expérimentales au moment du chargement (par exemple selon une méthodologie similaire à celle décrite au § 2.1.2) ;
- pour le retrait endogène, étendre aux âges inférieurs à 28 jours le modèle analytique proposé pour un âge du béton supérieur à 28 jours ;

- pour le retrait de dessiccation, rendre le coefficient $K(f_{ck})$ constant pour des résistances caractéristiques à la compression supérieures à C90/105 tout en conservant la continuité avec les équations proposées pour des résistances inférieures ou égales ;
- pour le calcul du retrait et du fluage, proposer de retenir une option parmi les deux suivantes :
 - l'option 1 : basée exclusivement sur les modèles analytiques modifiés proposés ici (sans essais expérimentaux de déformations différées) ; cette option est utilisable si les compositions de BFUP et les traitements thermiques appliqués sont similaires à ceux ayant fait l'objet de ces travaux ;
 - l'option 2 : basée sur une utilisation des données expérimentales pour l'identification des coefficients d'ajustement selon une méthodologie équivalente à celle utilisée dans ces travaux, elle-même issue de la norme NF EN 1992-2.

La norme NF EN 1992-2 permet en effet d'utiliser des mesures expérimentales pour évaluer les déformations différées avec une plus grande précision. Les coefficients d'ajustement doivent alors être déterminés en rendant minimale la somme des carrés des différences entre l'estimation du modèle et chacune des valeurs expérimentales (utilisation dans ces travaux de la méthode Quasi-Newton avec une approximation de la Hessienne via le solveur Excel).

4.1.2.2 Commentaires sur les résultats

Les figures 68 et 69 présentent le résultat d'un exemple d'application de cette méthodologie aux données expérimentales obtenues pour le BFUP A. L'annexe 2 présente en détail la valeur retenue pour chacun des coefficients avec en comparaison les valeurs de ces mêmes coefficients fixés par défaut par l'Eurocode 2.

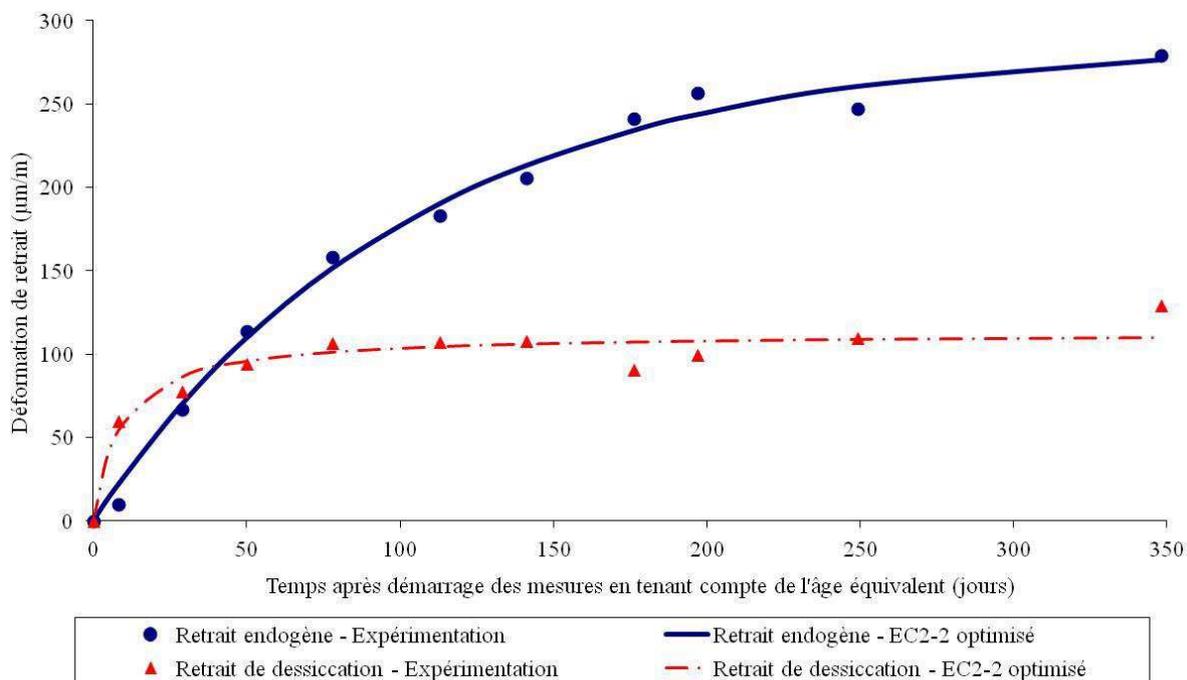


Figure 68 – Comparaison des résultats expérimentaux de retrait du BFUP A avec les modèles analytiques proposés

Les comparaisons montrent que les modifications proposées sur les paramètres des équations permettent de prédire correctement le retrait et le fluage du BFUP étudié lorsqu'il subit un traitement thermique de premier type. Cette concordance vaut à la fois pour la cinétique et pour l'amplitude. L'utilisation ou non des modèles analytiques proposés doit bien entendu faire d'une analyse préalable au regard de la similarité des traitements thermiques et de la composition du béton avec celles étudiées dans le cadre de ces travaux.

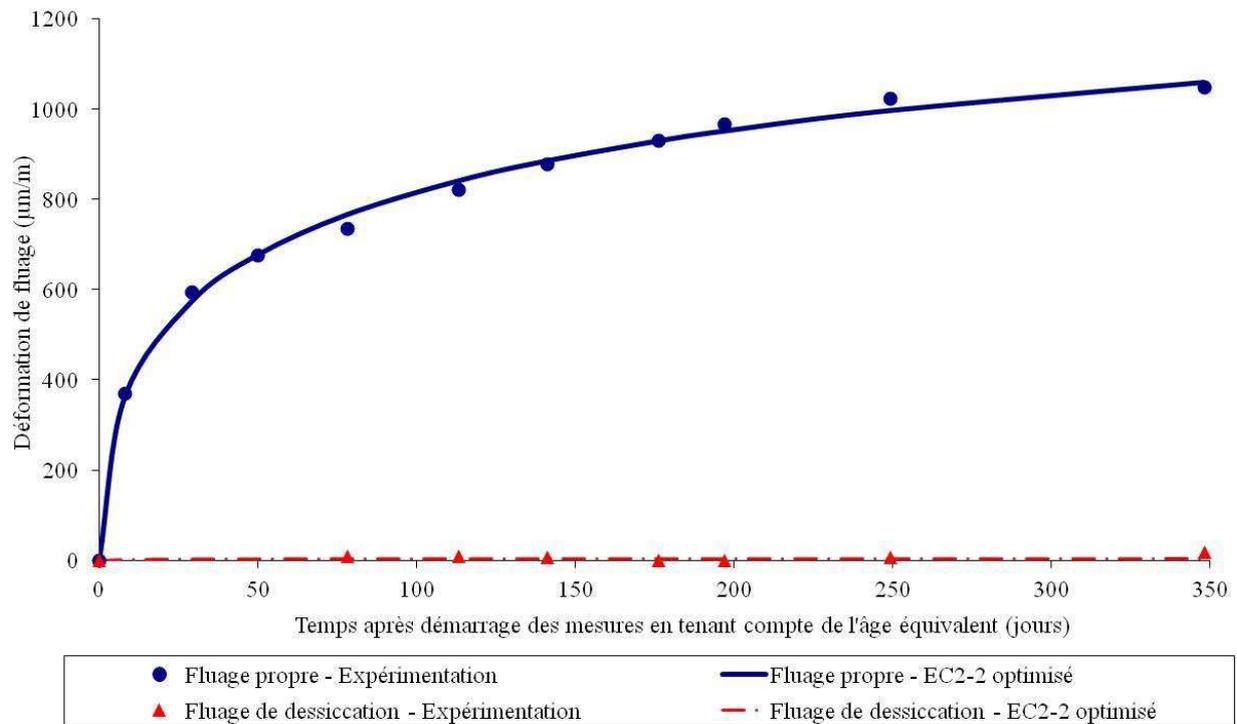


Figure 69 – Comparaison des résultats expérimentaux de fluage du BFUP A avec les modèles analytiques proposés

4.1.3 Proposition d'une méthodologie de calage d'une courbe de fluage caractéristique

4.1.3.1 Principes généraux

L'Eurocode 2 a étendu l'utilisation des approches semi-probabilistes pour le dimensionnement des structures en béton. L'objectif est de limiter la probabilité de ruine d'un ouvrage à une valeur considérée comme acceptable. Pour ce faire, le principe consiste à appliquer les actions en considérant des lois de probabilité et à définir les paramètres des structures comme des variables aléatoires centrées par exemple sur une valeur moyenne. En effet, même si dans le cadre d'une opération de construction rationalisée la dispersion des caractéristiques d'un produit tend à se réduire du fait notamment des contrôles qualité mis en œuvre, cette dispersion n'est pas nulle et les aléas de production ou de mise en œuvre ayant une conséquence sur les propriétés de l'ouvrage doivent être pris en compte. A cela s'ajoutent des coefficients de sécurité qui peuvent surestimer les actions et/ou à viser des caractéristiques de la structure supérieures au strict nécessaire.

Compte tenu de la complexité de tels systèmes, tous les paramètres de la structure ne sont pas à ce jour considérés comme des variables aléatoires traduites sous forme de courbes de distribution. La réalisation des calculs utilise principalement pour les paramètres « probabilisés » une valeur caractéristique plutôt que sa courbe de distribution.

Cette valeur caractéristique correspond généralement à un fractile spécifié de la distribution statistique supposée de la propriété concernée.

Ainsi, pour la résistance à la compression, c'est la résistance caractéristique à la compression f_{ck} qui est utilisée. Pour ce paramètre, seuls 5 % des valeurs peuvent être inférieures à la valeur caractéristique f_{ck} . La valeur f_{ck} dépend donc de la variabilité de la résistance à la compression déterminée. De plus, la résistance caractéristique du matériau est affectée d'un coefficient de sécurité.

Concernant le fluage, ce paramètre n'est pas à ce jour « probabilisé » selon les dispositions de l'Eurocode 2. La suite de cette partie a pour objectif de proposer une méthodologie pour déterminer une courbe de fluage caractéristique. Cette méthodologie a été appliquée ici pour obtenir une courbe de complaisance caractéristique. La courbe finalement obtenue est présentée à la figure 70.

Les étapes de la méthodologie sont les suivantes :

- 1 : Utilisation des résultats expérimentaux (correspondant ici la gâchée « BFUP A ») ;
- 2 : Prise en compte de la variabilité expérimentale liée à l'incertitude de l'essai incluant l'incertitude de la mesure et la variabilité liée à confection du matériau en laboratoire ; il s'agit de repositionner, à l'aide d'une majoration des valeurs, les résultats expérimentaux obtenus à partir d'une seule gâchée afin de réduire le risque de sous-estimation de la complaisance déterminée expérimentalement ;
- 3 : Réajustement des coefficients du modèle analytique en prenant comme données d'entrée les résultats expérimentaux majorés et sans changer la contrainte appliquée et les propriétés mesurées sur le matériau (notamment la résistance à la compression et le module d'élasticité) ;
- 4 : Prise en compte de la variabilité du matériau béton dans des conditions de fabrication en usine ;
- 5 : Décalage de la courbe analytique pour obtenir la courbe caractéristique en modifiant les paramètres liés aux propriétés du matériau dans le modèle sans modification des coefficients d'ajustement et sans modification de la contrainte appliquée.

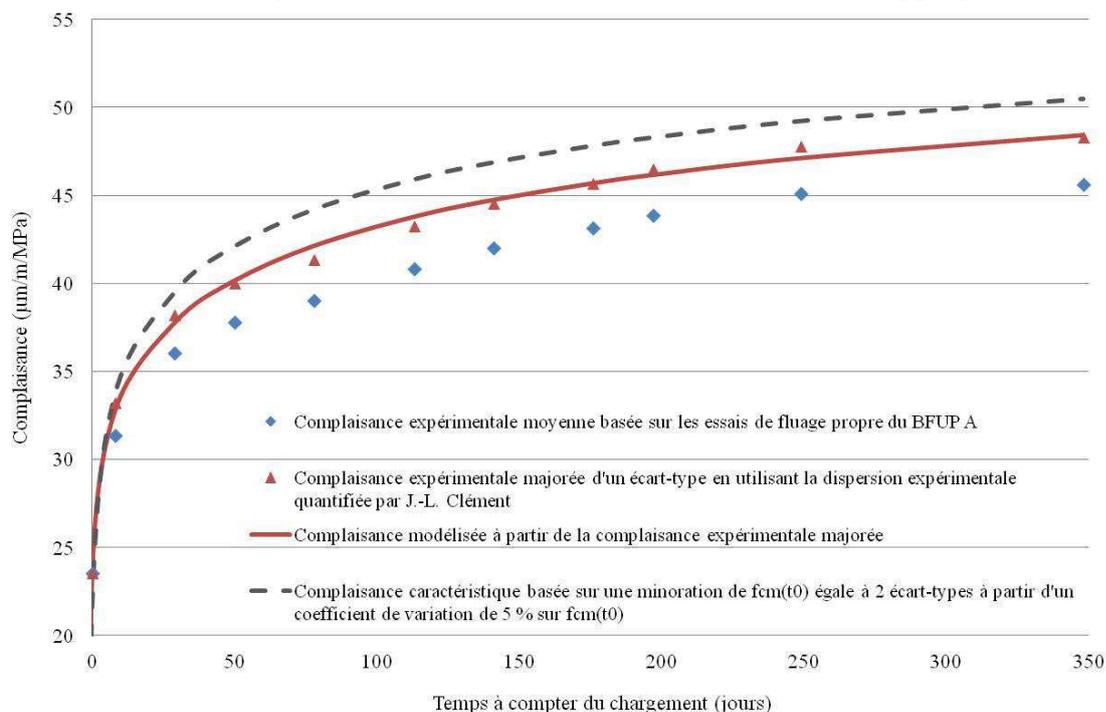


Figure 70 – Détermination d'une courbe de complaisance caractéristique à partir des essais expérimentaux obtenus sur la gâchée BFUP A

4.1.3.2 *Prise en compte de la variabilité expérimentale*

L'évaluation expérimentale des déformations différées nécessite la réalisation d'essais d'une durée d'environ six mois dans un environnement régulé. Le nombre d'éprouvettes testées est important afin d'obtenir l'ensemble des données nécessaires (résistance à la compression au moment du chargement, module d'élasticité du béton, retrait total, retrait endogène, fluage total, fluage propre). C'est pour cela que l'évaluation expérimentale au sens de la norme NF EN 1992-2 n'est préconisée que lorsque la sensibilité de la structure aux déformations différées requiert une plus grande précision de détermination ou lorsque le domaine d'application des modèles analytiques décrits est dépassé.

L'étude de la variabilité expérimentale de ce type d'essai est une tâche ardue car peu de données sont disponibles dans la littérature. Bien que n'ayant pas été réalisés sur des BFUP, les travaux de J.-L. Clément et al. [Clément, 2000] ont permis de retenir une variabilité expérimentale sur la complaisance. Ces travaux ont notamment consisté à confectionner, en conditions de répétabilité, huit gâchées d'un même béton traditionnel, conduisant à huit valeurs de complaisance obtenues à partir d'essais de fluage propre et de retrait endogène.

L'application des résultats de J.-L. Clément à cette étude nécessite d'émettre un certain nombre d'hypothèses :

- la variabilité sur la complaisance n'est pas supérieure lorsque des BFUP sont testés ;
- la variabilité sur la complaisance n'est pas significativement différente si le chargement intervient à deux jours au lieu de trois ;
- le coefficient de variation de la complaisance est constant au cours du temps.

Ces hypothèses vont permettre de prendre en compte l'incertitude sur le fait que l'essai réalisé ici sur la gâchée « BFUP A » corresponde à la valeur moyenne (dans le cas où un nombre infini de gâchées aient été réalisées et testées).

Ainsi, bien que la confection de la gâchée BFUP A et des éprouvettes associées ait été réalisée en conditions de laboratoire et afin de prendre en compte la possible sous-estimation de la complaisance à partir de la détermination expérimentale, les valeurs expérimentales mesurées sur la gâchée BFUP A sont majorées, arbitrairement, d'un écart-type sur la base de la variabilité identifiée par J.-L. Clément (écart-type sur la complaisance égal à $3,263 \mu\text{m}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{MPa}^{-1}$ pour des éprouvettes chargées à 3 jours et pour une valeur moyenne égale à $55,245 \mu\text{m}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{MPa}^{-1}$).

4.1.3.3 *Réajustement des coefficients des modèles analytiques*

La méthodologie appliquée au § 4.1.2 est déclinée à l'identique mais en prenant comme données d'entrée les valeurs expérimentales majorées. Les valeurs de contrainte, de résistance à la compression et de module d'élasticité du matériau sont considérées comme constantes.

4.1.3.4 *Prise en compte de la variabilité du matériau béton (conditions de fabrication en usine)*

Le modèle analytique de la détermination de la complaisance fait intervenir celui de fluage propre (cf. § 1.4.1.4). Les paramètres relatifs au matériau béton intervenant dans le modèle sont :

- la résistance à la compression au moment du chargement ;
- la résistance à la compression caractéristique à 28 jours ;
- le module d'élasticité (qui peut être traduit en première approximation en résistance à la compression à l'aide de la formule de la norme NF EN 1992-1-1).

De plus, il est fait l'hypothèse que l'évolution du fluage propre modélisé dépende de la résistance à la compression pour la composition de BFUP ayant servi à l'identification (en supposant que la variabilité de la résistance à la compression suive une distribution normale et en supposant également que variabilité de la complaisance, modélisée à partir des paramètres matériau cités ci-dessus, suive aussi une distribution normale).

Bien que le coefficient de variation sur la résistance à la compression mesurée en usine puisse être différent d'un site à un autre du fait de la diversité des procédés de fabrication utilisés et des contrôles de production associés, une valeur de 5 % est retenue ici et considérée comme représentative. Les BFUP sont en effet toujours utilisés dans le cadre d'un contrôle de la qualité accru.

4.1.3.5 *Décalage de la courbe analytique pour obtenir la courbe caractéristique*

La courbe caractéristique de la complaisance est obtenue en modifiant les paramètres liés aux propriétés du matériau. Selon le modèle analytique, plus la résistance à la compression est faible, plus le fluage est important. De plus, afin de se rapprocher des conditions de production en usine, le calcul a été réalisé en considérant une contrainte constante malgré les variations mesurables sur la résistance à la compression. En conséquence, en vue de caler la courbe caractéristique, la résistance à la compression est réduite de deux écarts-types sur la base d'un coefficient de variation de 5 % (les coefficients d'ajustement étant à ce stade maintenus constants).

4.2 Modélisation numérique

Dans une première partie, les modèles et l'identification de paramètres matériaux sont présentés (les valeurs de tous les paramètres matériaux sont données en annexe 3). Ensuite, différentes simulations sont menées afin d'étudier le comportement d'une poutre préfabriquée en usine, précontrainte par fils adhérents, considérée comme représentative. Il s'agit de dégager l'influence de chacune des composantes des déformations différées sur les pertes de précontrainte et de prédire l'évolution de l'état de contrainte (et de quantifier l'éventuelle fissuration par gradient de déformation).

4.2.1 Modélisation des phénomènes thermo-chimiques

4.2.1.1 *Utilisation des résultats de l'essai semi-adiabatique (bouteille de Langavant)*

L'essai de calorimétrie semi-adiabatique de type bouteille de Langavant permet de déterminer l'évolution du dégagement de chaleur pendant l'hydratation (cf. § 2.1.2.6). A partir de ces résultats d'essais, il est possible de déterminer, d'une part, la chaleur latente d'hydratation (L : considérée comme constante) et d'autre part, l'évolution de l'affinité chimique (\tilde{A}), contrôlant la cinétique d'hydratation. Ces paramètres sont importants à identifier, puisqu'ils permettent de prédire l'évolution de la température et du degré d'hydratation dans les différentes zones des éléments en béton. Le protocole permettant d'identifier ces paramètres matériaux est présenté en détail dans les travaux de Briffaut [Briffaut, 2010]. Ces deux paramètres peuvent être liés au degré d'avancement de l'ensemble des réactions chimiques à l'aide des équations suivantes :

$$\dot{\xi} = \frac{d\xi}{dt} = \tilde{A}(\xi) \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right)$$

avec :

- \tilde{A} : affinité chimique ;
- ξ : degré d'avancement de l'ensemble des réactions chimiques ;
- E_a : énergie d'activation (J.mol^{-1}) ;
- R : constante des gaz parfaits ($8,314 \text{ J.mol}^{-1}.\text{K}^{-1}$) ;
- T : température du béton pendant l'essai (K).

$$C\dot{T} = \nabla(k\nabla T) + \dot{Q} \quad \text{avec} \quad \dot{Q} = L\dot{\xi}$$

avec :

- C : capacité thermique volumique du béton considérée comme constante ($2,47.10^6 \text{ J.m}^{-3}.\text{K}^{-1}$) ;
- T : température (K) ;
- k : conductivité thermique du béton considérée comme constante ($1,5 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$) ;
- Q : quantité de chaleur dégagée pendant l'hydratation (J.m^{-3}) ;
- L : chaleur latente d'hydratation considérée comme constante (J.m^{-3}) ;
- ξ : degré d'avancement de l'ensemble des réactions chimiques.

$$C \frac{\partial T_{ad}}{\partial t} = \dot{Q} \quad \text{avec} \quad \dot{Q} = Q_{\infty} \tilde{A}(\xi) \exp\left(-\frac{E_a}{RT_{ad}}\right)$$

$$\tilde{A}(\xi) = \frac{\rho C}{Q_{\infty}} \frac{\partial T_{ad}}{\partial t} \exp\left(\frac{E_a}{RT_{ad}}\right)$$

avec :

- Q_{∞} : quantité de chaleur totale dégagée pour un temps infini (J.m^{-3}).

L'utilisation des résultats obtenus en conditions semi-adiabatiques nécessite que l'appareil soit étalonné pour déterminer son coefficient de déperdition thermique α et sa capacité thermique μ . En connaissant la capacité thermique de l'éprouvette en béton, l'évolution de la température du béton T_{beton} et de la température extérieure T_{ext} , la quantité de chaleur dégagée q lors de l'hydratation peut s'écrire à l'aide de l'équation suivante :

$$q(t_{sa}) = C_{beton}(T_{ad}(t_{sa}) - T_{ad}(t_{sa} = 0)) = C_{tot}(T_{beton}(t_{sa}) - T_{beton}(t_{sa} = 0)) + \int_0^{t_{sa}} (a + b\theta(t))\theta(t)dt$$

avec :

- C_{beton} : capacité thermique du béton seul ($\text{J.}^{\circ}\text{C}^{-1}$) ;
- $C_{tot} = C_{beton} + \mu$: capacité thermique totale (béton + calorimètre) ;
- a (W) et b ($\text{W.}^{\circ}\text{C}^{-1}$) : coefficients de déperdition du calorimètre (tel que $\alpha = a + b\theta$) ;
- t_{sa} (s) : temps réel de l'essai semi-adiabatique ;
- $\theta = T_{beton} - T_{ext}$: échauffement ($^{\circ}\text{C}$) ;
- T_{ad} : température théorique du béton dans des conditions adiabatiques ($^{\circ}\text{C}$).

Du fait que les réactions soient exothermiques, le temps « semi-adiabatique » (t_{sa}) est transformé ensuite en un temps « adiabatique » (t_{ad}) à partir de l'équation d'Arrhenius pour se ramener à la T_{ad} qui se serait développée dans un essai adiabatique. Ainsi, le dégagement de chaleur d'un essai adiabatique sera plus rapide, et le passage entre l'échelle de temps associée à l'essai semi-adiabatique et celle de l'essai adiabatique s'obtient à l'aide de la relation suivante (en supposant que la thermo-activation soit régie par la loi d'Arrhenius [Hansen, 1977][Regourd, 1980]) :

$$t_{ad} = \int_0^{t_{sa}} e^{\frac{E_a}{R} \left[\frac{1}{(273+T_{ad}(t))} - \frac{1}{(273+T_{beon}(t))} \right]} dt$$

avec :

- E_a : énergie d'activation du ciment (J.mol^{-1}) avec $E_a/R = 4000 \text{ K}$;
- R : constante des gaz parfaits ($8,314 \text{ J.mol}^{-1}.\text{K}^{-1}$).

A partir de ces résultats, il est possible de déterminer la quantité de chaleur dégagée lors de l'hydratation quelle que soit l'histoire de température, ainsi que l'évolution du degré d'hydratation (à partir de la thermo-chimie, cf. par exemple [Ulm, 1998]). En effet, la chaleur latente d'hydratation L (J.m^{-3}) et l'affinité chimique normalisée $\tilde{A}(\xi)$ (s^{-1}) (paramètres matériaux nécessaires à la modélisation) peuvent être déduites à partir des corrections précédentes :

$$L = c \frac{(T_{\infty}^{ad} - T_0^{ad})}{\xi_{\infty}} \text{ et } \tilde{A}(\xi) = \xi_{\infty} \frac{dT^{ad}/dt}{T_{\infty}^{ad} - T_0^{ad}} \exp\left(\frac{E_a}{RT(t)}\right)$$

avec :

- ξ : degré d'hydratation ;
- ξ_{∞} : degré d'hydratation final, de l'ensemble des réactions chimiques (considéré comme égale à 0,48 d'après l'équation de Waller [Waller, 1999] $\xi_{\infty} = 1 - \exp(-3,3.E/C)$ avec $E/C = 0,2$ dans notre cas (notons que la démarche utilisée ne permet d'identifier clairement l'énergie d'activation) ;
- T : température (K) ;
- L : chaleur latente d'hydratation considérée comme constante (J.m^{-3}) ;
- C : capacité thermique volumique du béton considérée comme constante ($2,47.10^6 \text{ J.m}^{-3}.\text{K}^{-1}$) ;
- T_{∞}^{ad} : température adiabatique finale (i.e. $\xi = \xi_{\infty}$) (K^{-1}) ;
- T_0^{ad} : température adiabatique initiale (i.e. $\xi = 0$) (K^{-1}).

Dans le cas présent, une correction supplémentaire a été réalisée dans les premières heures pour les essais BFUP B-2 compte tenu du fait que la température initiale mesurée au cœur du béton fraîchement moulé était supérieure à la température extérieure et qu'elle a ensuite diminué avant de croître du fait du caractère exothermique des réactions d'hydratation. Bien que la réaction rapide du C_3A soit exothermique, la différence de température observée peut être également attribuée à une température des constituants avant fabrication supérieure à celle du laboratoire régulé (lieu de réalisation de l'essai de Langavant) et à une élévation de la température au moment du mélange des constituants due aux forces de friction entre le matériau fibré et visqueux et l'outil de malaxage. La diminution de la température ne pouvant être attribuée à un recul de l'avancement des réactions d'hydratation, la correction a été

apportée en ajustant, dans les premières heures, la courbe de montée en température en partant de la température du milieu extérieur au démarrage de l'essai. La figure 71 présente le résultat de la correction effectuée.

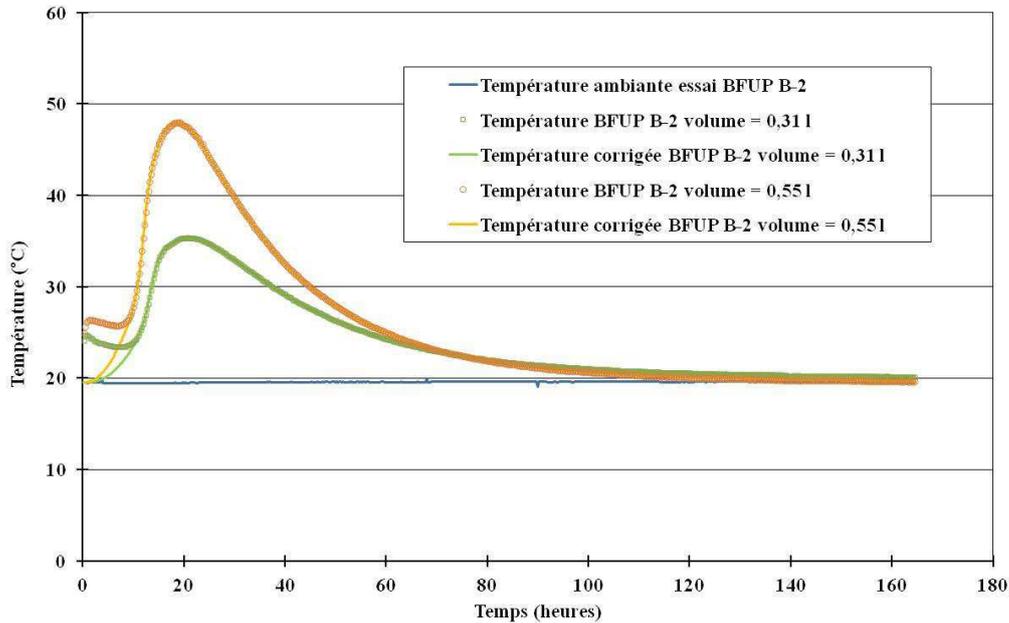


Figure 71 – Exemple du résultat des corrections réalisées dans les premières heures sur les valeurs de température mesurées sur le BFUP B-2

La courbe de l'affinité chimique en fonction du degré d'avancement peut alors être obtenue pour les différents essais effectués (figure 72) et identifiée ici à l'aide d'une loi polynomiale de degré 5 (cf. annexe 3).

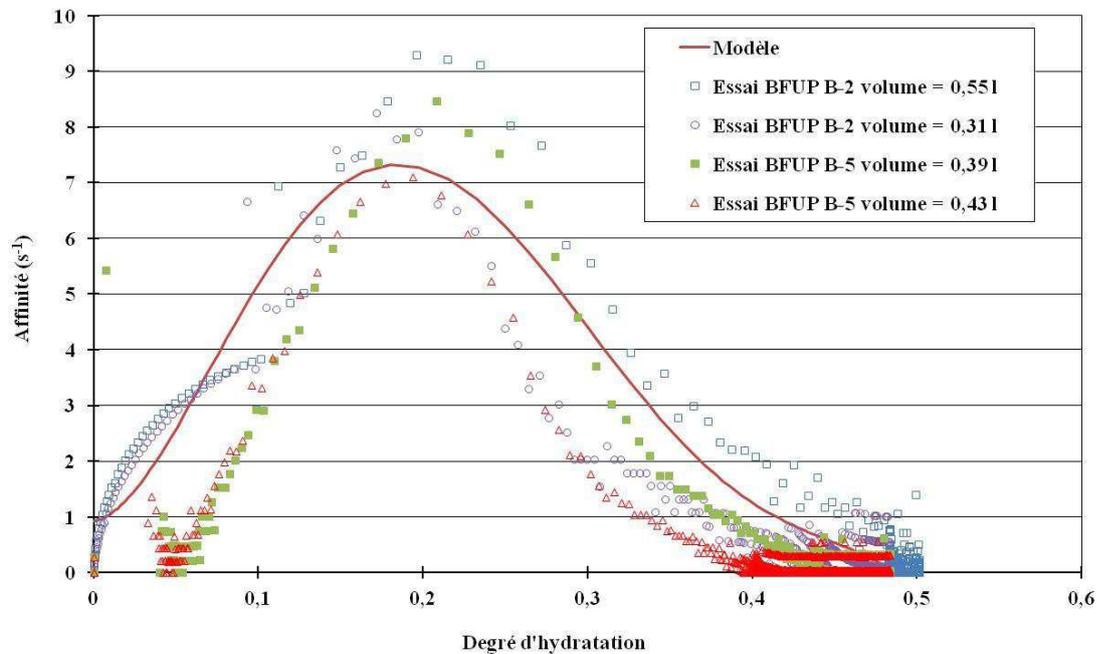


Figure 72 – Evolution de l'affinité chimique normalisée calculée à partir des essais semi-adiabatiques de type Langavant

4.2.1.2 Simulation des températures des éprouvettes en BFUP ayant subi les traitements thermiques

Deux coefficients d'échanges principaux sont considérés. L'un avant l'ouverture de la porte de l'enceinte climatique choisi égal à $18 \text{ W.m}^2.\text{K}^{-1}$ et l'autre après l'ouverture de la porte de l'enceinte au moment de l'arrêt de l'enceinte et de sa ventilation choisi égal à $5 \text{ W.m}^2.\text{K}^{-1}$ (rappelons que la phase de refroidissement n'est pas régulée). L'ouverture de la porte est visualisable à la figure 73 par la chute de la température ambiante autour des éprouvettes.

La simulation est réalisée à l'aide d'un code aux éléments finis (Castem) en ayant maillé un quart de l'éprouvette cylindrique de dimension $\text{Ø } 70 \times 220 \text{ mm}$.

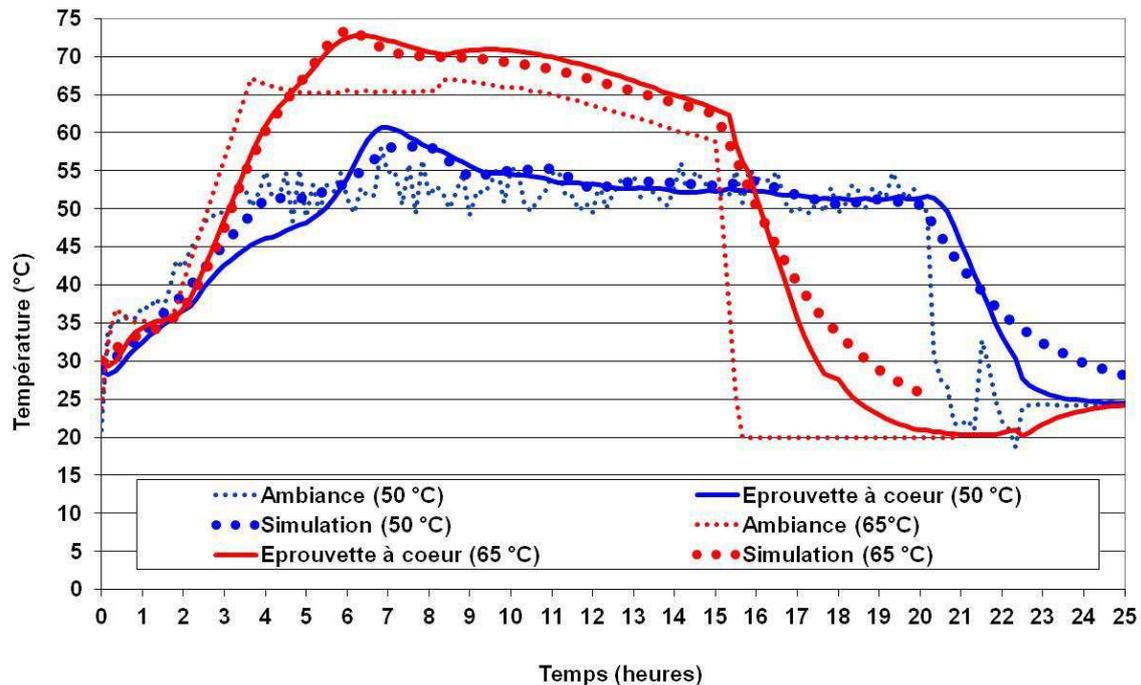


Figure 73 – Comparaison entre les températures mesurées expérimentalement au cœur des éprouvettes en BFUP B-1 et les températures simulées suite à l'identification des paramètres matériau

La méthodologie utilisée, tenant compte des paramètres tels que la chaleur dégagée par les réactions d'hydratation, la chaleur apportée par l'environnement extérieur et la perte de chaleur par les éprouvettes, permet de simuler correctement des températures au cœur des éprouvettes en BFUP ayant subi les traitements thermiques à température modérée juste après la mise en œuvre du béton.

4.2.1.3 Simulation de l'évolution du degré d'hydratation en fonction du traitement thermique utilisé

La méthodologie utilisée ne permet pas en revanche de simuler correctement le degré d'hydratation des BFUP à partir de l'histoire thermique subi dans les premières heures ayant suivi la fabrication (figure 74). Les courbes obtenues tendent, dès une échéance de 20 heures environ, vers le maximum de degré d'hydratation alors que, d'une part, les mesures expérimentales du degré d'hydratation par détermination de la quantité d'eau liée montrent une augmentation de celui-ci qui va au-delà de 28 jours (cf. § 2.1.2.5) et que, d'autre part, les déformations mesurées de retrait endogène par exemple se poursuivent bien au-delà (cf. § 3.1 et 3.2).

Cette difficulté provient du fait que les essais de mesure de la chaleur d'hydratation réalisés en conditions semi-adiabatiques tendent très rapidement aussi vers la température imposée par le milieu extérieur ; la précision du système de mesure ne permet pas de détecter la chaleur produite par la poursuite de plus en plus lente des réactions d'hydratation.

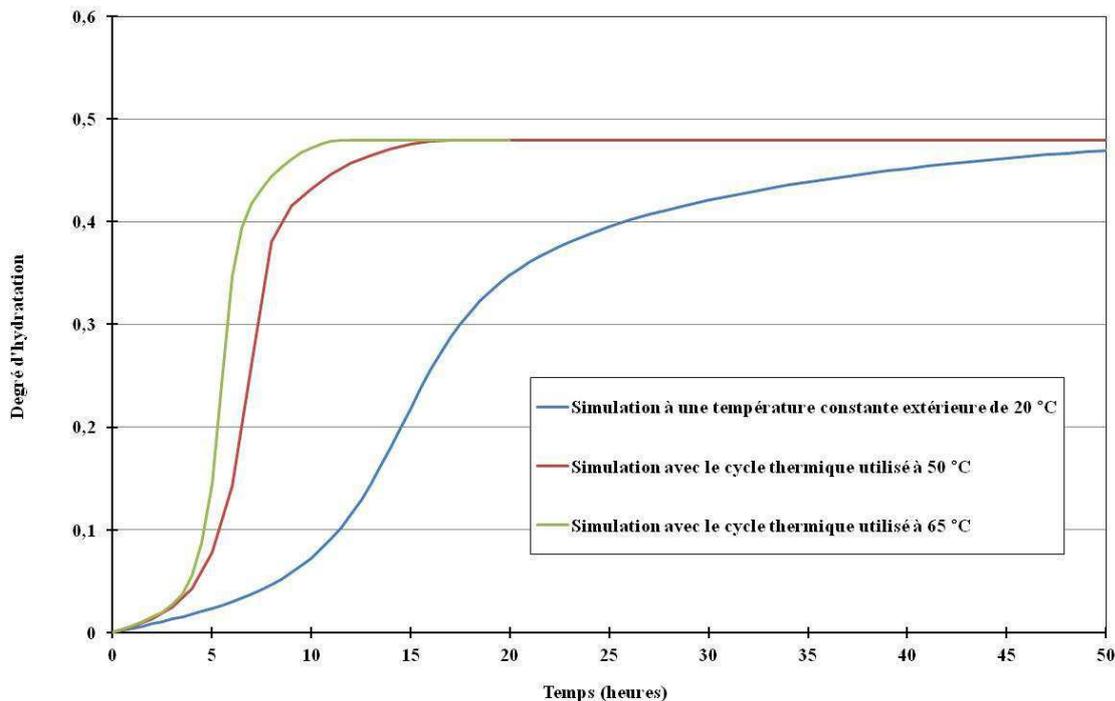


Figure 74 – Résultat de l'évolution du degré d'hydratation simulé suite à l'identification des paramètres matériau pour les deux traitements thermiques utilisés

4.2.2 Modélisation des phénomènes de déformation

4.2.2.1 Retrait endogène

Comme cela a été vu précédemment, le modèle utilisé prédit que l'hydratation soit terminée avant que l'ensemble des déformations différées aient lieu. Or, une légère poursuite de l'hydratation (cf. § 2.1.2.5) et une diminution (associée) progressive de l'humidité relative sont mesurées (cf. § 2.1.2.7). Le modèle proposé (cf. § 1.4.2), couramment utilisé dans la littérature n'est donc pas adaptée puisqu'il prédirait un retrait endogène nul.

Nous avons utilisé les 2 modèles proposés pour le retrait de dessiccation (puisque les mécanismes sont similaires, seule la cause est différente). Ces modèles nécessitent la connaissance de l'isotherme de désorption qui n'a pas été déterminée dans le cadre de cette étude. Nous avons alors utilisé les résultats expérimentaux issus des travaux de Baroghel-Bouny [Baroghel-Bouny, 2007] obtenus sur un matériau de même rapport E/C, avec rapport fumée de silice sur ciment égal à 0,1. La comparaison entre les résultats expérimentaux et ceux issus de l'équation du degré de saturation (cf. § 1.4.2) est reportée sur la figure 75.

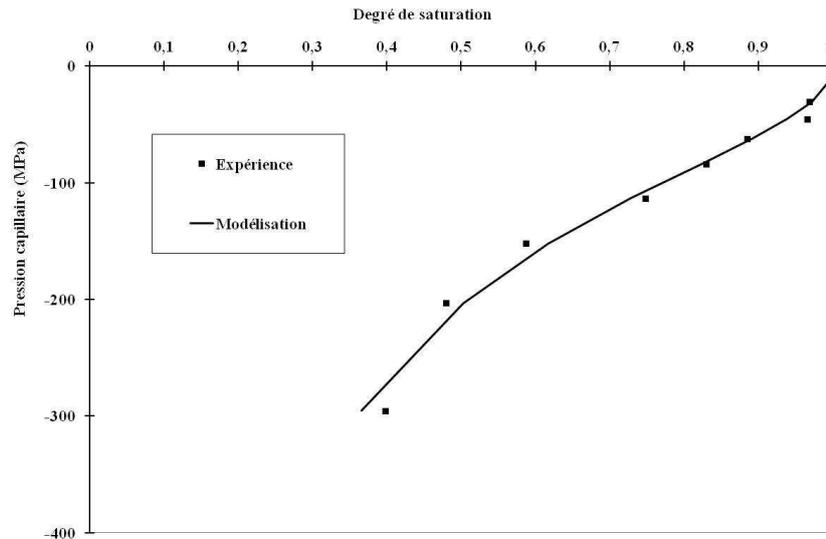


Figure 75 – Comparaison entre l'isotherme de désorption simulée et celle issue des travaux expérimentaux [Baroghel-Bouny, 2007]

Ensuite, les 2 modèles utilisés pour le retrait de dessiccation (cf. § 1.4.2) sont comparés dans la figure 76, en tenant en compte ou non d'une correction apportée au suivi de l'humidité relative mesurée avec l'essai « bouteille » dans les premiers jours du fait de la saturation observée (cf. § 2.1.2.7). Il est à noter que l'évolution expérimentale de l'humidité relative est utilisée dans ces simulations numériques. Quel que soit le modèle utilisé et indépendamment de la correction, il est constaté que le retrait endogène est prédit correctement après 100 jours. En revanche, le modèle « physique » basé sur la théorie de la pression capillaire semble être plus performant avant 100 jours. Néanmoins, rappelons que l'évolution de l'humidité relative mesurée nécessite une correction difficile à évaluer. La correction mathématique effectuée entre le temps zéro et 2 mois a été choisie de telle façon que l'évolution du retrait endogène puisse être fidèlement reproduite sur ce laps de temps.

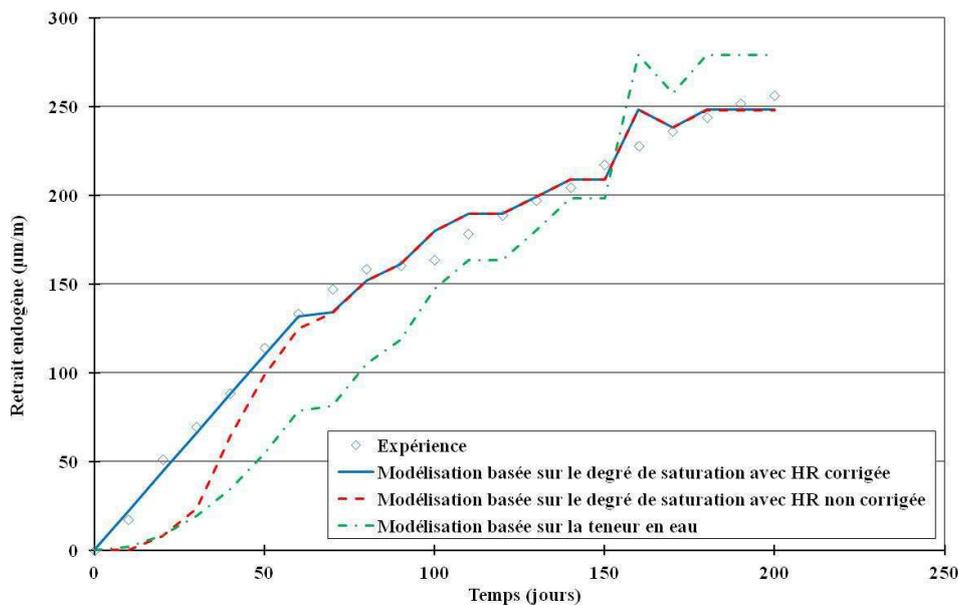


Figure 76 – Comparaison entre les résultats expérimentaux et les différents modèles de retrait

4.2.2.2 *Retrait de dessiccation*

Les évolutions de la perte en masse et du retrait de dessiccation sur des éprouvettes âgées de 2 jours ont été mesurées (éprouvettes cylindriques de diamètre $\varnothing 70$ x 220 mm, soumises aux conditions suivantes : 20 ± 2 °C et 50 ± 5 % HR). L'isotherme de désorption n'ayant pas été mesurée, une courbe typique a été utilisée. De nouveau, au vu de la simulation relative à l'évolution du degré d'hydratation, aucune différence entre les deux traitements thermiques n'est donc attendue sur la prédiction de la perte en masse, ce qui n'est pas conforme aux résultats expérimentaux (cf. § 3.4). Il a été alors décidé de modifier la valeur de l'humidité relative initiale entre les deux traitements thermiques, en choisissant une valeur de 80 % dans le cas du traitement thermique à 50 °C et 70 % dans celui à 65 °C. La valeur de perméabilité identifiée est très faible ($5,5 \cdot 10^{-23}$ m²).

Les résultats relatifs à la perte en masse sont reportés sur la figure 77. Une bonne prédiction du modèle proposé est constatée. De plus, la prise en compte de la convection ralentit (logiquement) le séchage au début, la surface atteignant l'équilibre plus lentement avec le milieu environnant. Les différences entre les deux modèles sont néanmoins très faibles.

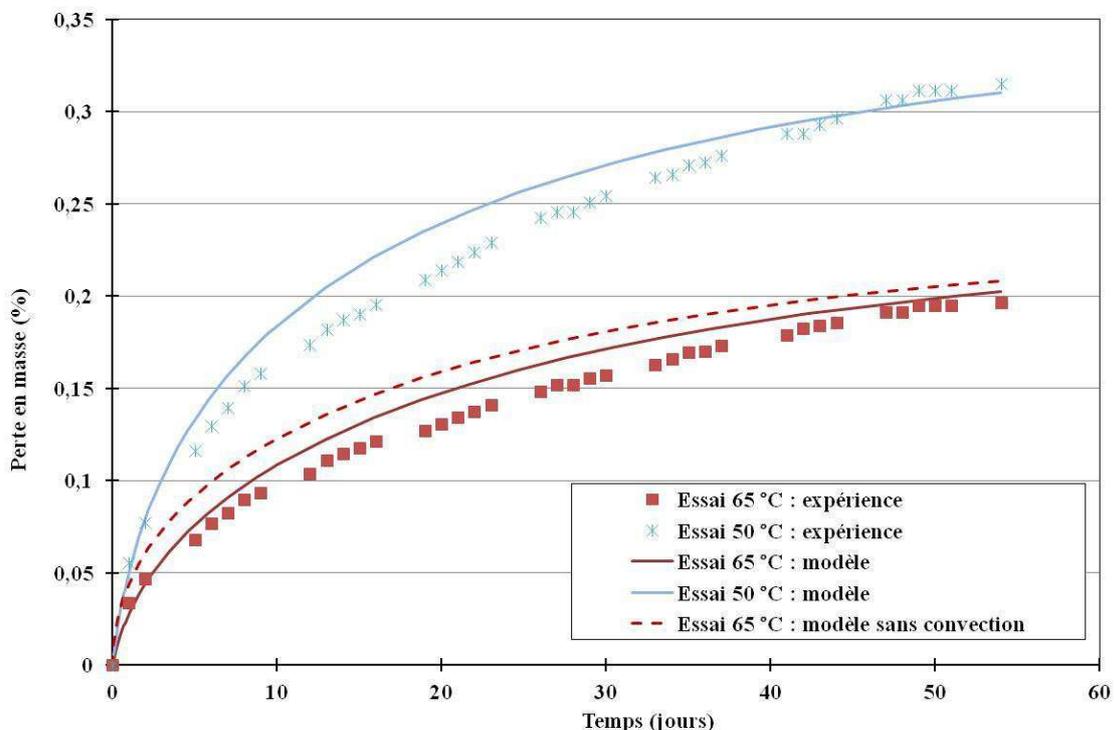


Figure 77 – Evolution de la perte en masse pour les deux traitements thermiques étudiés

Les profils d'humidité relative sont reportés à différentes échéances sur la figure 78 pour le BFUP ayant subi un traitement thermique à 65 °C. On constate que l'équilibre n'est pas atteint à la fin des essais. L'humidité relative diminue progressivement en surface (lorsque la condition aux limites est convective), ce qui aura pour conséquence de réduire les gradients de déformation de retrait de dessiccation, de contraintes et donc de microfissuration, par rapport à un calcul où l'humidité relative est imposée directement.

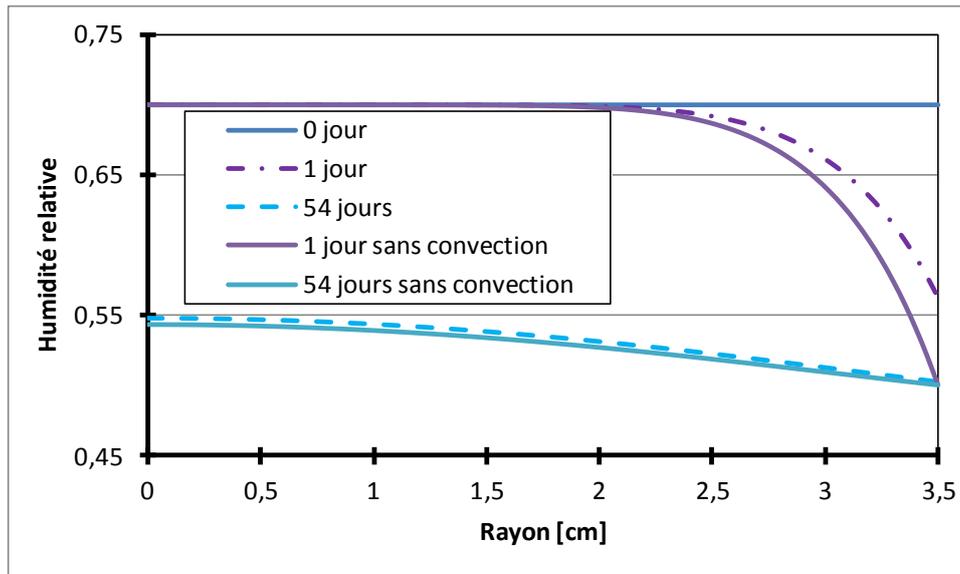


Figure 78 – Profil d'humidité relative à différentes échéances dans le BFUP ayant subi un traitement thermique à 65 °C

Ensuite, le retrait de dessiccation est simulé. De façon similaire, étant donné que le degré d'hydratation prédit est le même quel que soit le traitement thermique utilisé, aucune différence ne peut être prédite par le modèle (sauf si les paramètres matériaux sont modifiés). Les comparaisons entre la prédiction issue des deux modèles et les résultats expérimentaux sont reportées sur les figures 79 et 80. On constate que la réponse des deux modèles est similaire (une fois que les paramètres b et κ_{ds} ont été identifiés (cf. § 1.4.2). Ce résultat est similaire à ce qui avait été obtenu sur un béton traditionnel [Benboudjema, 2011].

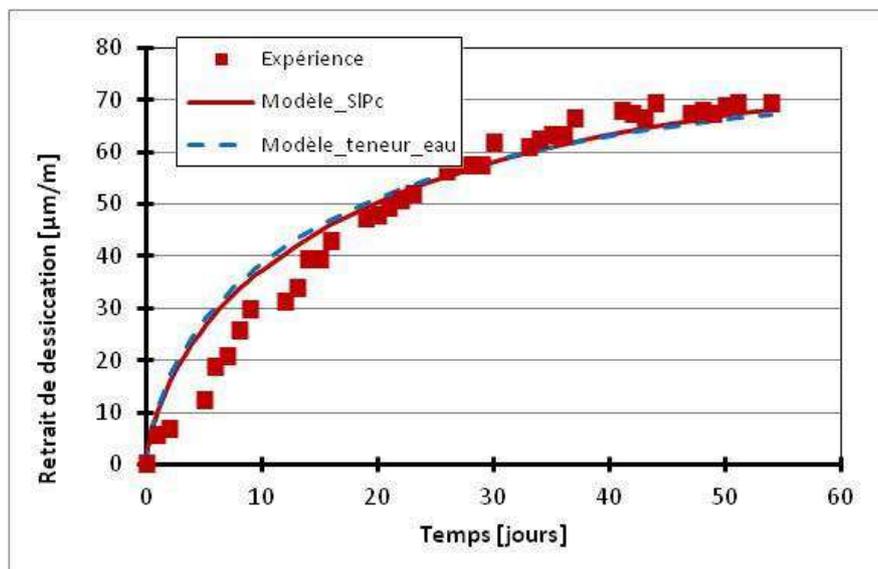


Figure 79 – Evolution du retrait de dessiccation en fonction du temps pour le BFUP traité thermiquement à 65 °C

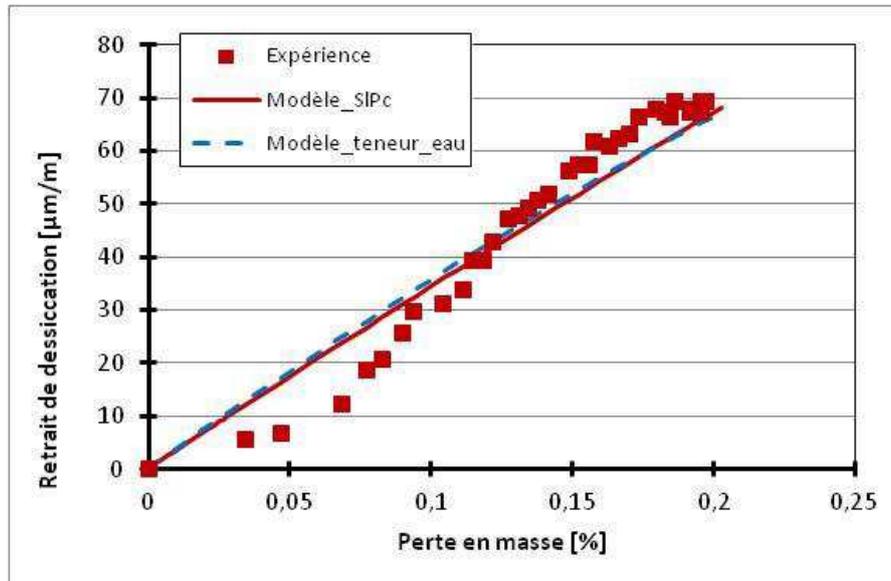


Figure 80 – Evolution du retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse pour le BFUP traité thermiquement à 65 °C

Les deux modèles prédisent correctement l'évolution des déformations après 20 jours environ (la phase dormante n'est pas correctement reproduite). Aucune microfissuration par gradient hydrique n'est simulée quel que soit la condition aux limites hydriques (avec et sans convection), comme le montrent les figures 81 et 82, où sont reportées, respectivement, la distribution des contraintes verticales à 2 jours et l'évolution de la contrainte en surface. Il est à noter que la valeur de la résistance en flexion a été utilisée dans les simulations numériques. Si microfissuration il y a, elle peut être induite par les incompatibilités de déformation entre la pâte de ciment et le sable ou les fibres métalliques, qui induisent une limitation du retrait de dessiccation de la pâte. Le modèle utilisé ne permet pas de reproduire ces phénomènes. Comme attendu, la prise en compte de la convection hydrique modifie l'évolution des contraintes : le pic de contrainte en surface est décalé dans le temps, et son amplitude est significativement plus faible.

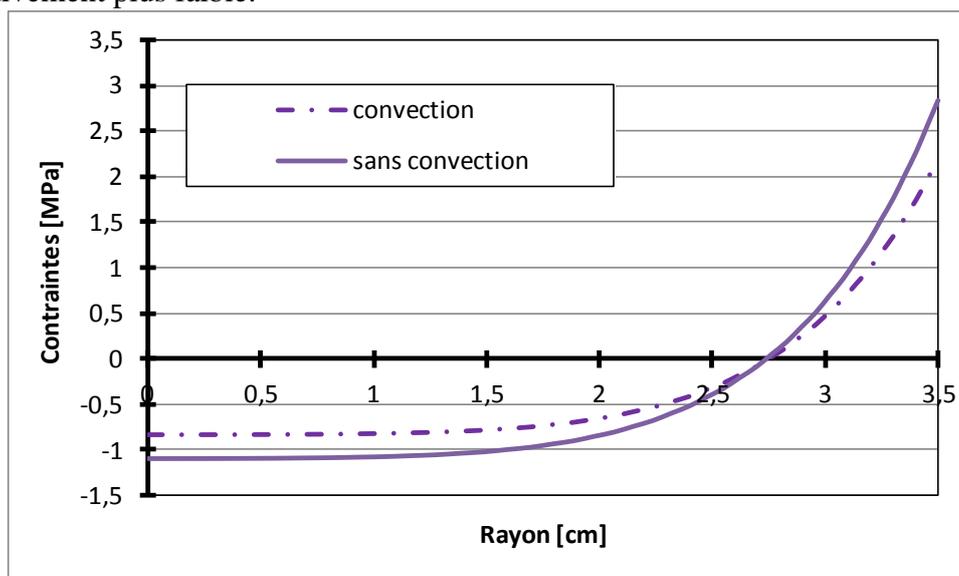


Figure 81 – Distribution des contraintes verticales à 2 jours pour le béton traité thermiquement à 65 °C

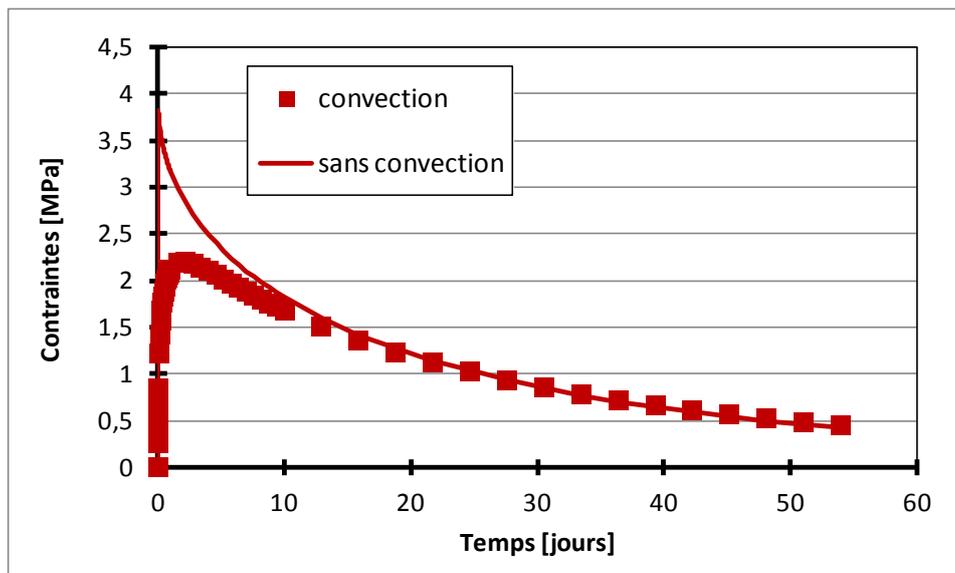


Figure 82 – Evolution de la contrainte verticale en surface pour le BFUP traité thermiquement à 65 °C

4.2.2.3 Fluage propre

Les paramètres du modèle de fluage ont été identifiés sur le BFUP B-3, car une décharge a été effectuée lors de cette campagne, ce qui a fourni des informations complémentaires sur le comportement visqueux. Les résultats expérimentaux et simulés (calculs analytiques et numériques, le calcul analytique est possible pour un état de contraintes homogènes) sont représentés dans la figure 83.

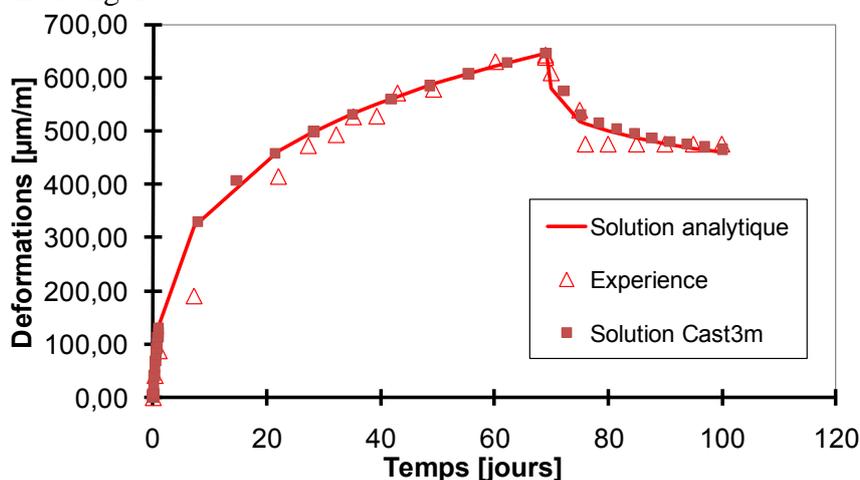


Figure 83 – Evolution de la déformation de fluage propre en compression (essai BFUP B-3 cycle 1 à 50 °C, âge de chargement égal à 20 heures)

Ensuite, les autres campagnes d'essais ont été simulées. Les résultats expérimentaux et simulés sont représentés en totalité dans la figure 84. Le modèle proposé permet de reproduire de façon satisfaisante les résultats expérimentaux, les écarts entre les simulations numériques et les résultats expérimentaux sont proches de ceux obtenus entre les résultats expérimentaux.

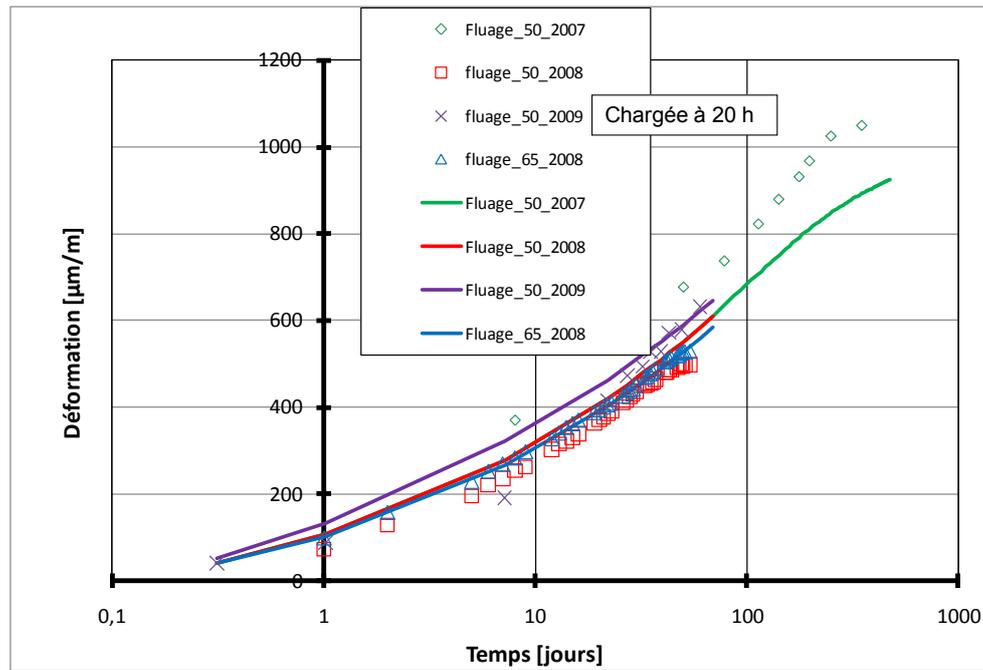


Figure 84 – Evolution de la déformation de fluage propre en compression pour toutes les campagnes d'essai

4.2.3 Exemple d'application à une poutre précontrainte en BFUP

4.2.3.1 Choix de l'élément en BFUP

L'élément représentatif retenu ici pour l'exemple d'application des simulations numériques est inspiré des poutres précontraintes en BFUP utilisées pour la réalisation du passage supérieur de Saint Pierre la Cour [Bouteille, 2005]. Il s'agit d'un pont routier isostatique de 19 m de portée représenté à la figure 85. La coupe transversale d'une des poutres en BFUP est représentée à la figure 86.

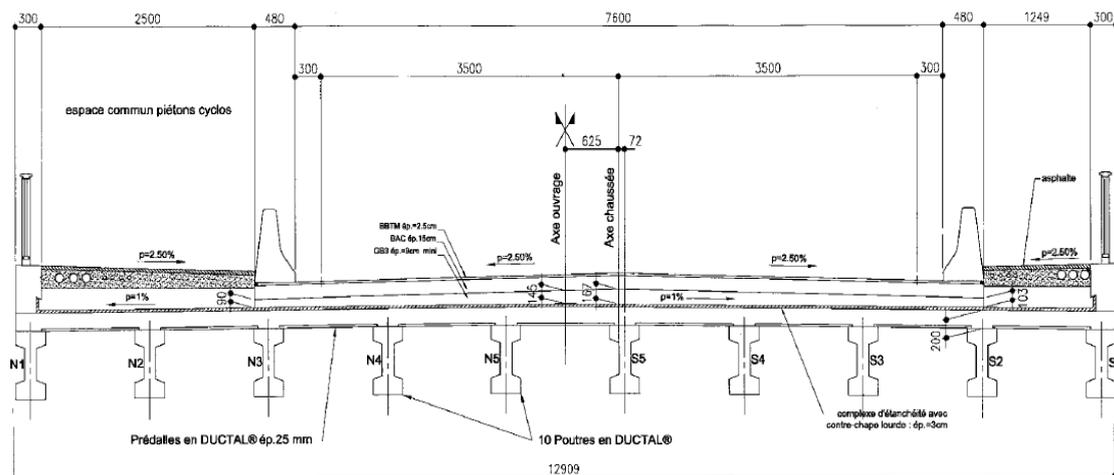


Figure 85 – Schéma du pont de Saint Pierre la Cour [Bouteille, 2005]

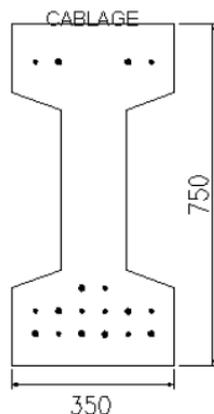


Figure 86 – Coupe transversale d'une poutre précontrainte en BFUP utilisée pour la réalisation du pont de Saint Pierre la Cour [Bouteille, 2005]

Chaque poutre comporte 14 torons T15S dans le talon et 4 torons en partie haute de la poutre.

4.2.3.2 Simulations numériques

Etant donné la symétrie du problème, 1/4 de la poutre est simulé. Le schéma de principe et le maillage élément fini associé sont représentés sur la figure 88. Sept éléments barres sont placés, symbolisant les résistances électriques utilisées pour l'apport de chaleur extérieur. Concernant le cycle d'étuvage, l'évolution de la température retenue dans les résistances électriques est indiquée dans la figure 87.

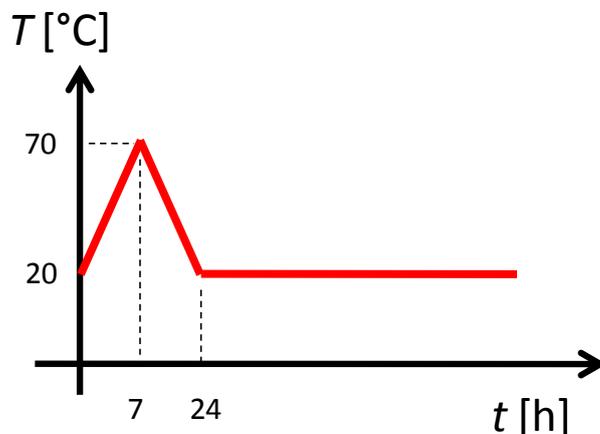
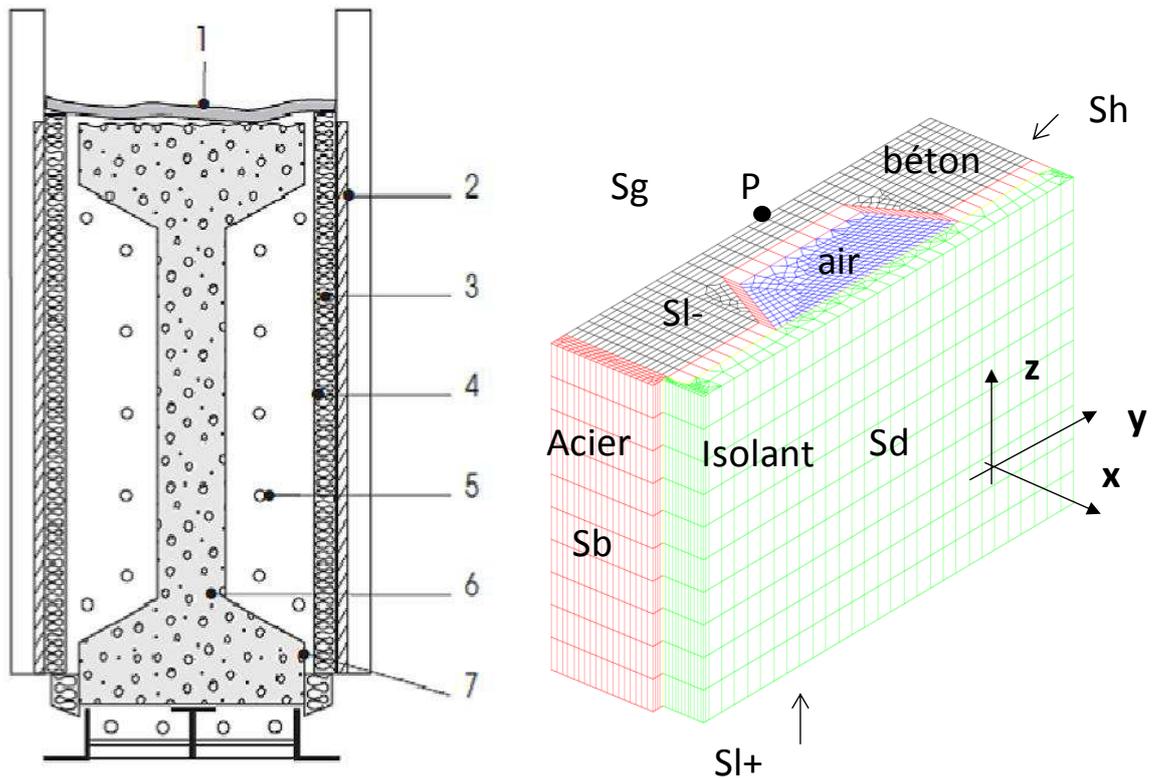


Figure 87 – Evolution de température imposée dans les résistances électriques

La température initiale est de 20 °C. La température ambiante est maintenue à 20 °C durant le cycle d'étuvage et conservée par la suite. Le démoulage ainsi que la mise en précontrainte (relâchement des câbles) interviennent à 24 heures. L'humidité relative externe est supposée constante et égale à 50 %. Par souci de simplicité, les câbles de précontrainte sont regroupés dans l'axe vertical de la poutre. La précontrainte est modélisée par des éléments barres. Les pertes de précontrainte par relaxation des aciers ne sont pas considérées, seul l'impact des déformations élastiques et différées est étudié. Aucun chargement mécanique externe n'est appliqué.



- 1 - Bâche isolante
- 2 - Protection de l'isolant
- 3 - Isolant
- 4 - Clinquant
- 5 - Résistances électriques
- 6 - Béton
- 7 - Paroi du béton

Figure 88 – Schéma de principe de l'étuvage et maillage éléments finis

4.2.3.3 Simulations thermo-hydro-chimiques

Les propriétés thermiques des matériaux utilisés sont regroupées dans le tableau 12, celles du béton étant listées en annexe 3. Les coefficients d'échange équivalent sont regroupés pour chacune des surfaces dans le tableau 13.

	k ($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)	c ($\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)	ρ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)
Air	0,088 ⁽¹⁾	1 200	1
Isolant	0,05	10 000	100
Acier	100	1 000	7 800

(1) La conductivité thermique de l'air est de $0,0257 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ à 20°C . La valeur (plus importante) proposée dans ce tableau tient compte des échanges convectifs et radiatifs [Hernot, 1984].

Tableau 12 – Valeurs des paramètres matériau utilisés dans les simulations numériques

	Sh	Sb	Sl- et Sd	Sl+ et Sg
h ($\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$) avant décoffrage	0,75 ⁽¹⁾	0,6 ⁽²⁾	5 ⁽³⁾	0 ⁽⁴⁾
h ($\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$) après décoffrage	5 ⁽³⁾			0 ⁽⁴⁾

⁽¹⁾ Bâche isolante [LCPC, 1994]

⁽²⁾ Face au contact avec le sol [Clément, 2004]

⁽³⁾ Convection naturelle et rayonnement.

⁽⁴⁾ Prise en compte des conditions de symétrie

Tableau 13 – Valeurs des coefficients d'échange utilisés dans les simulations numériques

A titre d'exemple, l'évolution de la température au point P indiqué à la figure 88 est reportée dans la figure 89. La température maximale est atteinte après 4 heures environ, et vaut 60 °C.

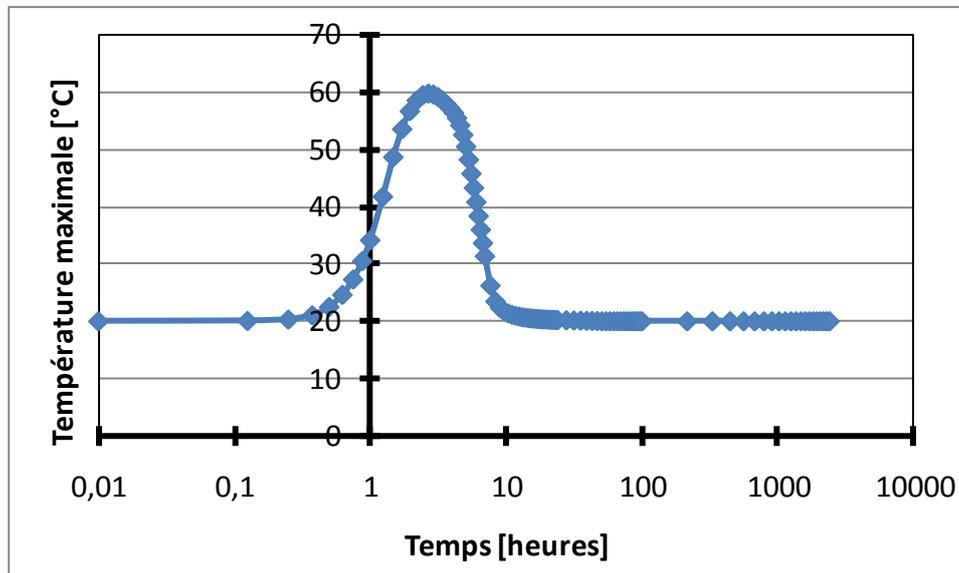


Figure 89 – Evolution de la température au point P indiqué à la figure 88

Les iso-valeurs de température sont regroupées dans la figure 90. A 3 heures, la température est plus élevée au niveau des zones proches des fils chauffants. La zone supérieure, éloignée des câbles et isolée uniquement par la bâche isolante n'est pas encore chauffée. Elle se réchauffe progressivement, par diffusion de la chaleur et également du fait de l'exothermie des réactions d'hydratation. Elle se refroidit donc moins vite que les autres zones.

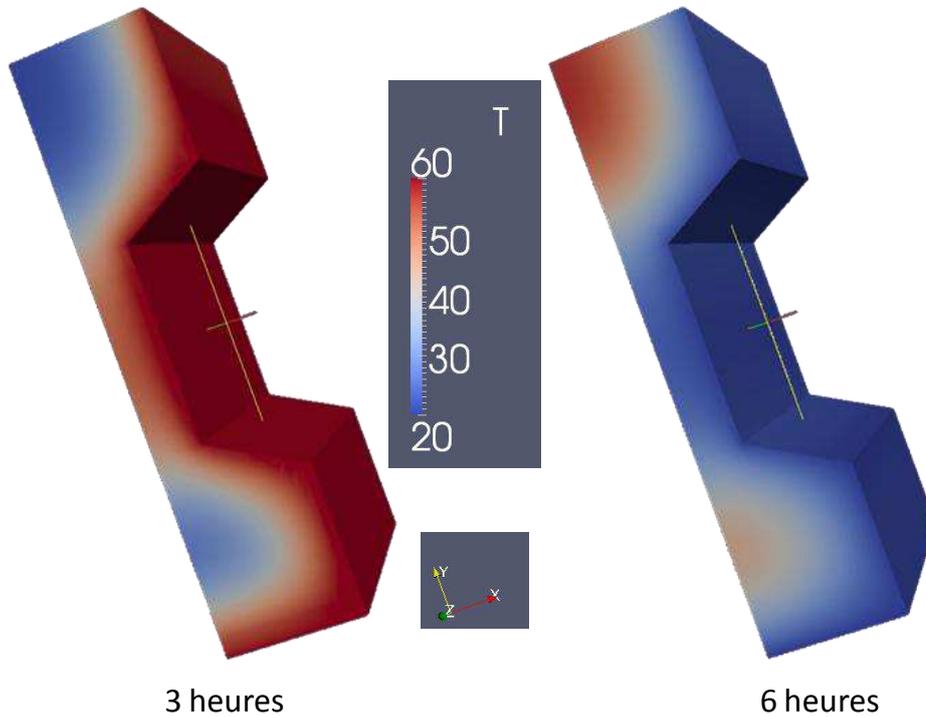


Figure 90 – Iso-valeurs de température à différentes échéances

Les iso-valeurs d'humidité relative sont reportées dans la figure 91 à différentes échéances. Le gradient d'humidité relative reste élevé après 100 jours de séchage. La cinétique de séchage reste lente. Les zones les plus épaisses (supérieures et inférieures) sèchent bien plus lentement que la zone centrale plus mince.

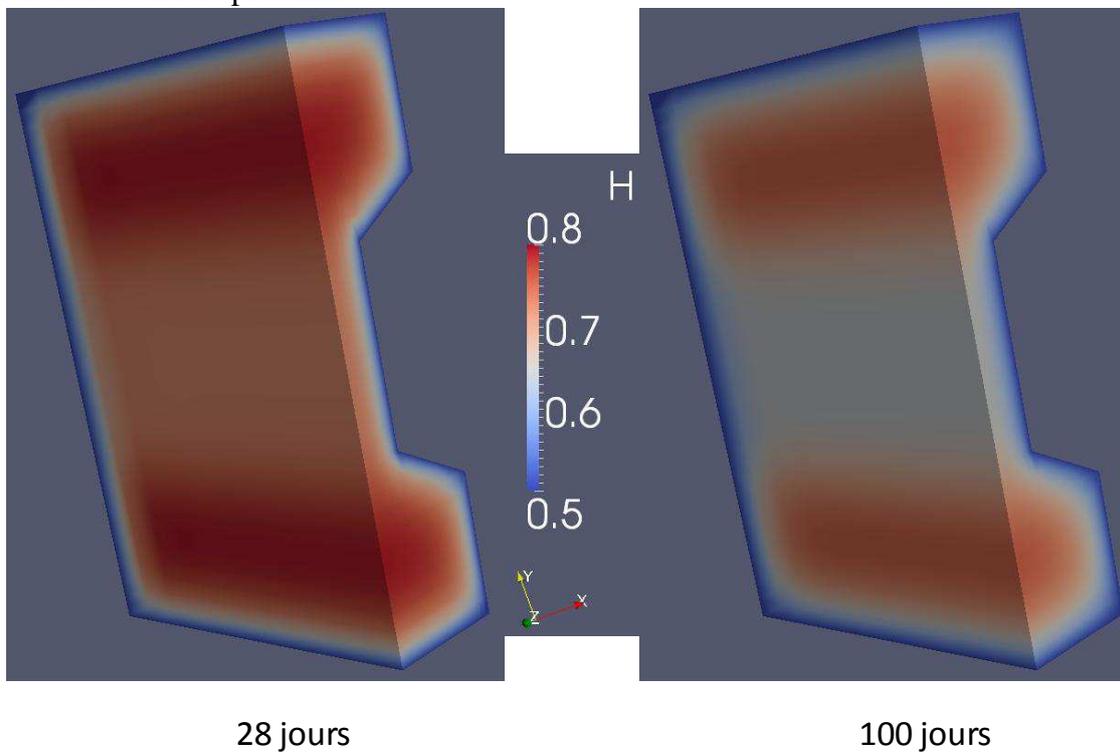


Figure 91 – Iso-valeurs d'humidité relative à différentes échéances

4.2.3.4 Simulations mécaniques

Les conditions aux limites sont imposées de façon telle à éliminer les mouvements de corps rigides (déplacement et rotation) sans restreindre de façon externe les déformations (que ce soit dans le moule ou après la mise en précontrainte). L'évolution relative de la force de précontrainte (câble supérieur et inférieur) est reportée dans la figure 92. On constate que les pertes par déformations différées évoluent avec une cinétique très faible. Après trois mois, elles restent faibles au regard des pertes instantanées. L'écart initial entre les câbles inférieurs et supérieurs est dû à l'excentricité des câbles et aux interactions mutuelles.

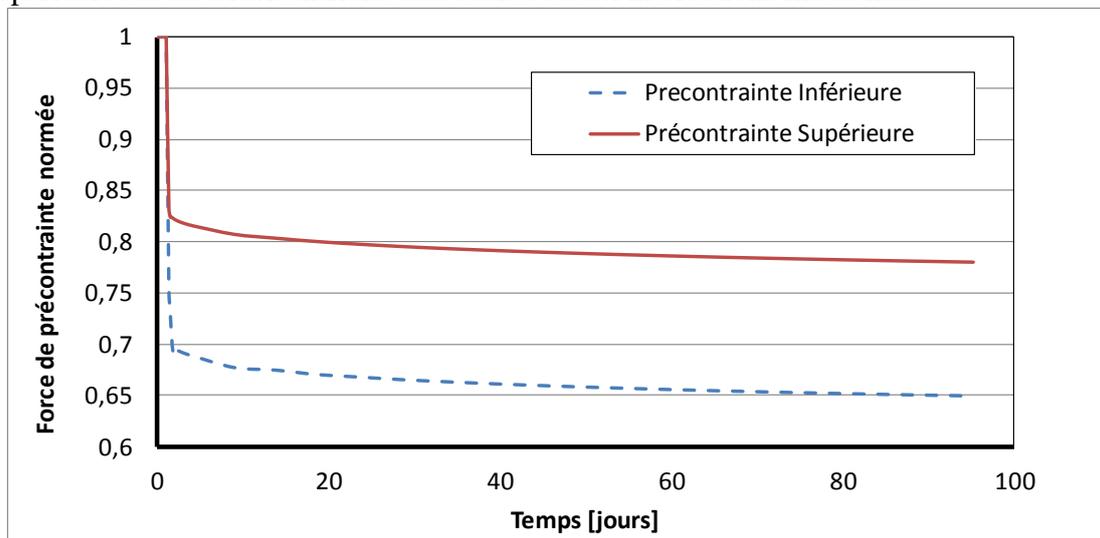


Figure 92 – Evolution relative de la force de précontrainte dans les câbles supérieurs et inférieurs

Les évolutions des contraintes longitudinales minimales et maximales (σ_{zz}) sont reportées dans la figure 93. Il est à noter que des fluctuations d'ordre numérique sont apparues dans les premiers instants suivant la mise en précontrainte (liées aux concentrations de contrainte en compression dans la zone où la précontrainte est appliquée, puisque des éléments barres sont utilisés, ceci localisant les efforts de compression sur des surfaces très faibles). Ces fluctuations ont été partiellement supprimées.

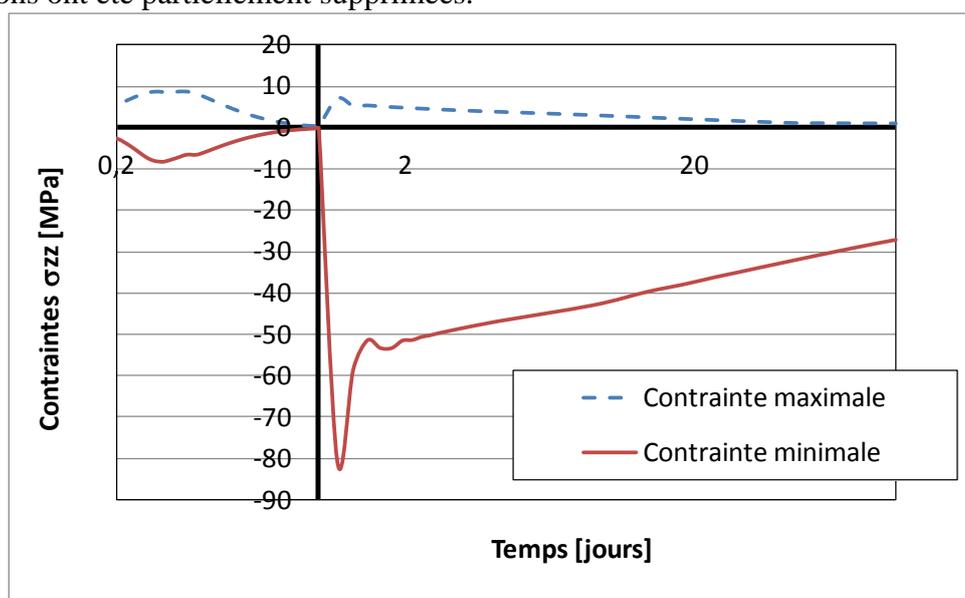


Figure 93 – Evolution des contraintes maximales et minimales dans le béton avant et après la mise en précontrainte

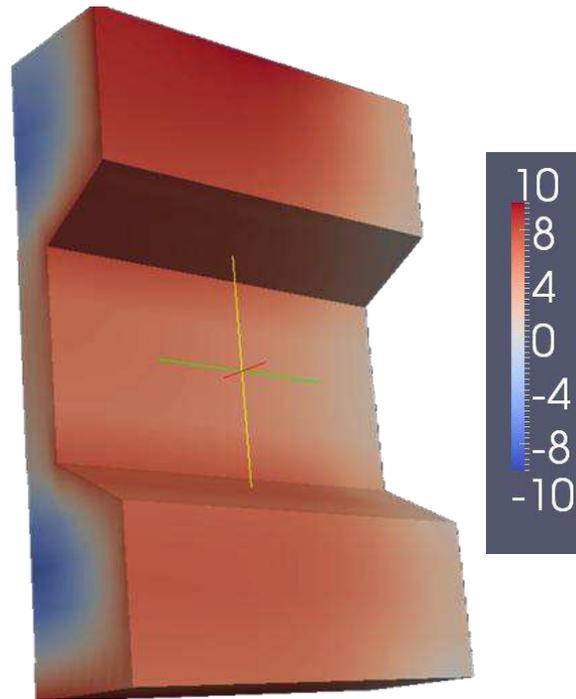


Figure 94 – Iso-valeur des contraintes σ_{zz} à 5 heures

Avant la mise en précontrainte, le béton subit des contraintes de compression et de traction, liées aux dilatations différentielles entre les zones les plus "chaudes" et les zones les plus "froides". Cela est observable à la figure 94, où lors du retrait thermique, les zones ayant été les plus "chaudes" sont en traction, alors que les zones ayant été les plus "froides" sont en compression. Après la mise en précontrainte, les zones proches des câbles subissent des contraintes de compression plus élevées. Les contraintes de traction sont induites éventuellement par la mise en précontrainte (moment de flexion) et par le séchage différentiel, le gradient hydrique étant assez élevé (plus élevé que dans les éprouvettes testées, étant donné le caractère plus massif de la structure).

CONCLUSION

Les travaux menés avaient pour objectif de compléter l'état de l'art sur les déformations différées des Bétons Fibrés à Ultra hautes Performances subissant un traitement thermique de premier type, réalisé à température modérée. Il s'agissait de répondre à un besoin industriel visant à favoriser le développement des produits en BFUP précontraints utilisant ce procédé de fabrication. Le traitement thermique de premier type est appliqué dans des conditions de fabrication en usine, la plupart du temps, juste après la mise en œuvre du béton dans son moule, en vue d'accélérer pendant quelques heures le durcissement d'un produit destiné à se voir appliquer une précontrainte au jeune âge.

Le programme expérimental mis en œuvre dans le cadre de ces travaux visait à identifier les paramètres déterminants pour les déformations différées des BFUP relatifs aux procédés de fabrication incluant l'utilisation de ce type de traitement thermique. Le taux de chargement et les caractéristiques du cycle thermique ainsi que le moment de l'application du chargement ont été étudiés afin de pouvoir fournir des données quantitatives sur le comportement à long terme des BFUP sous chargement.

La modélisation analytique et numérique prédictive à long terme des déformations différées des bétons en général fait encore l'objet de discussions et de travaux au regard de la difficulté à prendre en compte les mécanismes de retrait et surtout de fluage. Dans un premier temps, après une sélection des modèles analytiques disponibles applicables aux BFUP, ces travaux se sont concentrés sur l'étude des modèles prédictifs de l'Eurocode 2 déjà publiés. Dans un second temps, en utilisant la méthodologie décrite par F. Benboudjema [*Benboudjema, 2002*], le comportement du béton a été simulé vis-à-vis de l'évolution de sa température, de son degré d'hydratation, de son humidité relative interne, de son retrait endogène, de son retrait de dessiccation et de son fluage propre. Enfin, à titre d'illustration, une application pratique de la démarche a été réalisée sur une poutre représentative en BFUP.

Apports de l'état de l'art

L'analyse bibliographique a permis de mettre en évidence l'importance du type de traitement thermique sur la structuration des hydrates à court, moyen et long termes et sur la teneur en eau résiduelle libre des bétons. Les paramètres tels que le moment d'application du traitement thermique au regard du niveau de maturation du béton, le niveau de température du palier et sa durée ainsi que les modalités de protection vis-à-vis de la dessiccation ont été identifiés comme prépondérants. La morphologie des hydrates qui en découle a un impact direct sur la cinétique d'évolution des propriétés intrinsèques des bétons dont notamment le retrait endogène et le fluage propre. Pour des traitements thermiques réalisés à des températures inférieures à 90 °C, plus le traitement thermique intervient tôt et plus la cinétique des réactions d'hydratation des constituants anhydres est ralentie après la fin du traitement thermique du fait de la plus forte densité des hydrates créés au moment du traitement thermique autour des grains de ciment. D'autre part, plus le traitement thermique intervient tard et plus l'écart se réduit entre les propriétés finales du béton et celles obtenues à la fin du traitement thermique.

Concernant plus particulièrement les déformations différées des BFUP, les résultats disponibles ont été essentiellement obtenus sur des BFUP non traités thermiquement ou bien ayant subi des traitements thermiques de second type, c'est-à-dire appliqués à une température de l'ordre de 90 °C pendant environ deux jours une fois que le BFUP ait déjà durci. Les BFUP subissant un traitement thermique de second type présentent, après traitement thermique, des déformations de retrait et de fluage très faibles. Une grande part du retrait endogène a lieu avant et pendant ce type de traitement thermique et les déformations liées au

séchage sont significativement réduites du fait de la faible teneur en eau résiduelle libre des BFUP, et d'autant plus réduites que le traitement thermique de second type peut accélérer volontairement la dessiccation du matériau suivant les modalités d'échauffement utilisées.

De plus, le rapport Eau/Ciment des BFUP, de l'ordre de 0,2, étant très inférieur à celui des bétons traditionnels, les tendances observées pour les bétons traditionnels telles qu'une plus forte porosité capillaire après soumission à un traitement thermique à température modérée ou une forte sensibilité aux variations d'humidité relative ambiante ne sont pas applicables dans leur état actuel aux BFUP.

Résultats expérimentaux obtenus

Les résultats obtenus ont permis de quantifier les déformations différées de BFUP subissant un traitement thermique à température modérée. Il convient en premier lieu de constater que la déformation de fluage de dessiccation est très faible à l'image des résultats obtenus sur des BFUP ayant subi un traitement thermique de second type. En revanche, les déformations de retrait endogène, de retrait de dessiccation et de fluage propre ne peuvent pas être considérées comme négligeables pour les BFUP soumis à un traitement thermique de premier type.

L'impact des différents paramètres étudiés a permis de confirmer l'impact non significatif du taux de chargement sur le fluage propre spécifique (taux chargement étudiés : 25 % et 40 % de la résistance à la compression moyenne au moment du chargement). L'analyse des résultats obtenus suite à l'étude de l'impact de deux cycles thermiques différents (l'un dont le palier a été fixé à 50 °C et un autre plus court dont le palier a été fixé à 65 °C) montrent que la microstructure semble ne pas être significativement différente à l'issue des traitements thermiques et que la différence observée sur le retrait de dessiccation serait principalement due à une différence de teneur en eau résiduelle libre. Enfin, les essais menés visant à quantifier l'impact de l'effet d'interaction thermomécanique montrent que, si l'on se plaçait dans des conditions de fabrication en usine, une application de la précontrainte à chaud ou à froid pour un âge équivalent similaire n'aurait pas d'effet significatif sur les déformations différées alors qu'une application de la précontrainte à des âges équivalents différents de quelques heures serait quant à elle à prendre en compte.

Concernant les essais menés sur le long terme, pendant environ une année, les résultats montrent notamment une évolution du retrait endogène relativement bien corrélée avec l'évolution de l'humidité relative interne mesurée, signe de la lente cinétique d'hydratation associée à l'effet de dépression capillaire induit qui agit sur le long terme (les mesures de degré d'hydratation n'étant pas en contradiction avec cette observation).

Modélisations et simulations réalisées

En s'appuyant sur les données expérimentales obtenues, ces travaux proposent des modèles analytiques simplifiés de type réglementaire pour prévoir les déformations différées des BFUP. Moyennant quelques adaptations, les modèles analytiques présentés dans l'Eurocode 2 partie ponts (norme NF EN 1992-2), bien que n'étant pas au départ destinés aux BFUP, permettent néanmoins de calculer simplement leur retrait et leur fluage à court, moyen et long terme, dans le cas où un traitement thermique modéré est utilisé. La prise en compte de l'âge équivalent à l'aide de la fonction de maturité proposée dans l'Eurocode 2 pour les produits en béton fabriqués en usine s'avère être un point déterminant. La méthodologie proposée pour la détermination d'une courbe de complaisance caractéristique permet de prendre en compte à la fois une évaluation de la dispersion expérimentale ainsi qu'une évaluation de la dispersion du matériau dans des conditions de fabrication en usine.

Concernant les prédictions par modélisation et simulation numérique du comportement thermo-chemo-hydromécanique, les résultats montrent que la température interne des corps d'épreuve soumis à un traitement thermique modéré peut être correctement simulée alors que

l'évolution du degré d'hydratation nécessite l'application d'une approche autre que celle utilisée (il conviendra d'accorder une attention particulière avant de généraliser ces résultats à des températures significativement différentes). En suivant la méthodologie utilisée par F. Benboudjema [Benboudjema, 2002], les résultats montrent la possibilité d'utiliser les mêmes principes et mécanismes associés pour prédire le retrait endogène, le retrait de dessiccation et le fluage propre.

Enfin, l'exemple d'application des modélisations et simulations retenues montre l'intérêt de ce type de démarche pour prédire l'évolution des températures dans un produit en béton précontraint ainsi que l'évolution des caractéristiques mécaniques associées.

Perspectives

Un certain nombre de points restent à approfondir en vue de maîtriser encore davantage la prédiction des déformations différées des BFUP soumis à un traitement thermique de premier type. La prédiction du degré d'hydratation en fonction des paramètres matériau identifiés par des essais calorimétriques classiques serait à améliorer. De plus, une meilleure connaissance et compréhension des mécanismes de transfert et des cinétiques d'hydratation de la matrice cimentaire après l'application de traitements thermiques pourrait faciliter la prédiction des déformations différées sur le long terme. Des essais complémentaires sur les propriétés de transport et de transfert des BFUP étudiés ainsi que sur des BFUP non traités thermiquement auraient pu contribuer à l'analyse des phénomènes mis en jeu.

Les recommandations françaises sur les BFUP [AFGC/SETRA, 2013] intègrent dans leur nouvelle version d'une part la distinction entre les deux types de traitements thermiques et d'autre part la prise en compte de modalités particulières de détermination du retrait et du fluage lorsque des traitements thermiques de premier type réalisés à température modérée sont utilisés. L'utilisation ou non des modèles analytiques proposés devra, bien entendu, faire l'objet d'une analyse préalable au regard de la similarité des traitements thermiques et de la composition du béton avec ceux étudiés dans le cadre de ces travaux. D'autres données expérimentales sur des formulations significativement différentes sur le plan des constituants et des dosages permettraient de rendre ces modèles analytiques encore plus robustes.

D'un point de vue industriel, l'optimisation des cadences de production et de l'énergie utilisée pour les traitements thermiques semble pouvoir être facilitée par la mise à disposition d'outils prédictifs de l'évolution des propriétés mécaniques des produits en fonction de la nature de l'échauffement appliqué.

BIBLIOGRAPHIE

- [Acker, 2003] : P. Acker, *Sur les origines du retrait et du fluage*, Revue française de génie civil, volume 7, n° 6, pages 761-776, 2003.
- [Acker, 2001] : P. Acker, F.-J. Ulm, *Creep and shrinkage of concrete: physical origins and practical measurements*, Nuclear Engineering and Design, 203, pages 143-158, 2001.
- [AFGC/RGC&U, 2007] : AFGC, RGC&U, *Grandeurs associées à la Durabilité des Bétons*, EFB, Presses de l'ENPC, France, 2007.
- [AFGC/SETRA, 2002] : AFGC, SETRA, *Bétons fibrés à ultra-hautes performances – Recommandations provisoires*, AFGC, France, 2002.
- [AFGC/SETRA, 2013] : AFGC, SETRA, *Bétons fibrés à ultra-hautes performances – Recommandations*, AFGC, France, 2013.
- [Argouges, 2011] : M. Argouges, R. Gagné, *Mécanismes et cinétique de l'autocicatrisation dans des mortiers cimentaires : influence de la refissuration*, actes des 12^{ème} journées scientifiques du (RF)²B, Luxembourg, 2011.
- [Baroghel-Bouny, 2007] : V. Baroghel-Bouny, *Water vapour sorption experiments on hardened cementitious materials – Part I: Essential tool for analysis of hygral behaviour and its relation to pore structure*, Cement and Concrete Research, 37, pages 414–437, 2007.
- [Baroghel-Bouny, 1994] : V. Baroghel-Bouny, *Caractérisation des pâtes de ciment et des bétons – Méthodes, analyses, interprétations*, LCPC, France, 1994.
- [Bazant, 2004] : Z.P. Bazant, G. Cusatis, L. Cedolin, *Temperature Effect on Concrete Creep Modeled by Microprestress-Solidification Theory*, Journal of Engineering Mechanics, pages 691-699, 2004.
- [Bazant, 1997] : Z.P. Bazant, A.B. Hauggaard, S. Baweja, F.-J. Ulm, *Microprestress-Solidification Theory for Concrete Creep. I: Aging and Drying Effects*, Journal of Engineering Mechanics, pages 1188-1201, 1997.
- [Bazant, 1989] : Z.P. Bazant, S. Prasanna, *Solidification theory for concrete creep II. Validation and application*, Journal of Engineering Mechanics, pages 1704-1725, 1989.
- [Benboudjema, 2011] : F. Benboudjema, J.-M. Torrenti, *Prediction of drying shrinkage in concrete structures: study of size effect*, RILEM International Conference on Advances in Construction Materials Through Science and Engineering, Honk-Kong Chine, 2011.
- [Benboudjema, 2008] : F. Benboudjema, J.-M. Torrenti, *Early-age behavior of concrete nuclear containments*, Nuclear Engineering and Design, vol. 238, pages 2495-2506, 2008.
- [Benboudjema, 2002] : F. Benboudjema, *Modélisation des déformations différées du béton sous sollicitations biaxiales. Application aux enceintes de confinement de bâtiments réacteurs des centrales nucléaires*, thèse de doctorat de l'Université de Marne la Vallée, 2002.
- [Bentur, 2003] : RILEM TC 181-EAS, *Early Age Cracking in Cementitious Systems – Report of RILEM Technical Committee 181-EAS – Early age shrinkage induced stresses and cracking in cementitious systems*, RILEM Report rep025, A. Bentur, 2003.
- [Bissonnette, 2007] : B. Bissonnette B, M. Pigeon, A. Vaysburd, *Tensile Creep of concrete: study of its sensitivity to basic parameters*, ACI Materials Journal, vol. 104, n° 4, pages 360–368, 2007.
- [Bonneau, 1997] : O. Bonneau, *Eude des effets physico-chimiques des superplastifiants en vue d'optimiser le comportement rhéologique des bétons à ultra-hautes performances*, thèse de doctorat de l'ENS Cachan, 1997.
- [Boulet, 2001] : D. Boulet, P. Rougeau, *Les bétons à ultra hautes performances (BUHP)*, rapport CERIB DDP 24, 2001.
- [Bouteille, 2005] : S. Bouteille, J. Resplendino, *Derniers développements dans l'utilisation des bétons fibrés ultra-performants en France*, actes de la conférence GC'2005, Paris, 2005.

- [BPEL 91, 1993]** : Règles B.P.E.L. 91 : Règles techniques de conception et de calcul des ouvrages et constructions en béton précontraint, suivant la méthode des états limites, Eyrolles, France, 1993.
- [Briffaut, 2012]** : M. Briffaut, F. Benboudjema, J.-M. Torrenti, G. Nahas, *Early age behaviour of a massive concrete structure: Effects of thermal boundary conditions and thermal properties evolutions on temperature and stress fields*, publication acceptée dans European Journal of Environmental and Civil Engineering, 2012.
- [Briffaut, 2010]** : M. Briffaut, *Étude de la fissuration au jeune âge des structures massives : influence de la vitesse de refroidissement, des reprises de bétonnage et des armatures*, thèse de doctorat de l'ENS de Cachan, 2010.
- [CERIB, 2007]** : *Fabrication des produits en béton – Choix des cycles de traitement thermique des bétons*, Mémento Production 2008, Fiche n° 102, CERIB, 2007.
- [Chanvillard, 1997]** : G. Chanvillard, L. D'Aloia, *Concrete Strength Estimation at Early Ages: Modification of the Method of Equivalent Age*, ACI Materials Journal, pages 520-530, 1997.
- [Chefdebien, 2008]** : A. de Chefdebien, F. Robert, *Mechanical Properties of Ultra High Performance Fibre Reinforced Concrete at High Temperature*, actes du 7th International Congress Concrete: Construction's Sustainable Option, Dundee, Scotland, 2008.
- [Cheyrezy, 1995]** : M. Cheyrezy, V. Maret, L. Frouin, *Microstructural analysis of RPC (Reactive Powder Concrete)*, Cement and Concrete Research, vol. 25, n° 7, pages 1491-1500, 1995.
- [Clément, 2004]** : J.-L. Clément, Chapitre 4a du livre *Comportement du béton au jeune âge* (Traité MIM, série Matériaux de construction), P. Acker, J.-M. Torrenti, F.-J. Ulm, 2004.
- [Clément, 2000]** : J.-L. Clément, *Etude de la répétabilité des essais de fluage sur éprouvette de béton*, Bulletin des LPC n° 228, pages 59-69, 2000.
- [Colleparadi, 1997]** : S. Colleparadi, L. Coppola, R. Troli, M. Colleparadi, *Mechanical properties of Modified Reactive Powder Concrete*, Proceedings of the Fifth CANMET/ACI International Conference on Superplasticizers and Other Admixtures in Concrete, SP-173, pages 1-21, 1997.
- [Czernin, 1980]** : W. Czernin, *Cement chemistry and physics for civil engeneers*, Foreign Publications, 2nd Edition, 1980.
- [De Schutter, 1999]** : G. De Schutter, *Hydration and temperature development of concrete made with blast-furnace slag cement*, Cement Concrete Research, vol. 29, pages 143-149, 1999.
- [EFB, 2008]** : EFB, *Applications de l'Eurocode 2 : Calcul des bâtiments en béton*, Presses de l'ENPC, France, 2^{ème} Edition, 2008.
- [Famy, 2002]** : C. Famy, K.L. Scrivener, A. Atkinson, A.R. Brough, *Effects of an early or a late heat treatment on the microstructure and composition of inner C-S-H products of Portland cement mortars*, Cement and Concrete Research, vol. 32, issue 2, pages 269-278, 2002.
- [fib, 2010]** : *Model Code 2010 – First complete draft*, Fédération Internationale du Béton, 2010.
- [Granger, 2005]** : L. Granger, *Comportement différé du béton dans les enceintes de centrales nucléaires – Analyse et modélisation*, thèse de doctorat de l'ENPC, 1995.
- [Hansen, 1977]** : P.F. Hansen, E.J. Pedersen, *Maleinstrument til Kontrol af betons haerdning*, Nordisk betong, vol.1, pages 21-25, 1997.
- [Hauggaard, 1999]** : A.B. Hauggaard, L. Damkilde, P. F. Hansen, *Transitional thermal creep of early age concrete*, Journal of Engineering Mechanics, 125 (4), pages 468-465, 1999.
- [Hernot, 1984]** : H. Hernot, G. Porcher, *Thermique appliquée aux bâtiments*, Les Editions Parisienne, France, 1984.

- [IREX, 2005] : IREX, RGC&U, *Synthèse des travaux du projet national BHP 2000 sur les bétons à hautes performances*, Presses de l'ENPC, France, 2005.
- [Jensen, 2001] : O.M. Jensen, P.F. Hansen, *Water-entrained cement-based materials, I: Principles and theoretical background*, Cement and Concrete Research, 31, pages 647-654, 2001.
- [Kachanov, 1958] : L.M. Kachanov, *On the creep rupture time*, Otd. Tekn. Nauk., 8, pages 26-31, 1958.
- [Kamen, 2007] : A. Kamen, *Comportement au jeune âge et différé d'un bfup écrouissant sous les effets thermomécaniques*, thèse de doctorat de l'EPFL, 2007.
- [Lackner, 2004] : R. Lackner, H.A. Mang, *Chemoplastic material model for the simulation of early age cracking: From the constitutive law to numerical analyses of massive concrete structures*, Cement and Concrete Composites, vol. 26, pages 551-562, 2004.
- [Lagier, 2011] : F. Lagier, X. Jourdain, C. De Sa, F. Benboudjema, J.B. Colliat, *Numerical strategies for prediction of drying cracks in heterogeneous materials: comparison upon experimental results*, Engineering Structures, volume 33, issue 3, pages 920-931, 2011.
- [Laplante, 1994] : P. Laplante, C. Boulay, *Evolution du coefficient de dilatation thermique du béton en fonction de sa maturité aux tout premiers âges*, Materials and Structures, 27, pages 596-605, 1994.
- [Laplante, 1993] : P. Laplante, *Propriétés mécaniques des bétons durcissants : analyse comparée des bétons classiques et à très hautes performances*, Paris, Collection Etudes et Recherches des laboratoires des Ponts et Chaussées – série Ouvrages d'Art OA13 –LCPC, 1993.
- [LCPC, 2007] : *Recommandations pour la prévention des désordres dus à la réaction sulfatique interne*, Guide technique LCPC, 2007.
- [LCPC, 1994] : Logiciel CESAR-LCPC 3.2, manuel théorique, module texto, LCPC, 2^{ème} Edition, 1994.
- [Le Roy, 1996] : R. Le Roy, F. De Larrard, G. Pons, *The AFREM Code Type Model for Creep and Shrinkage of High Performance Concrete*, 4th International Symposium on Utilization of High Strength/High Performance Concrete, Paris, pages 387-396, 1996.
- [Loukili, 2000] : A. Loukili, D. Chopin, A. Khelidj, J.-Y. Le Touzo, *A new approach to determine autogenous shrinkage of mortar at an early age considering temperature history*, Cement and Concrete Research, vol. 30, n°6, pages 915-922, 2000.
- [Loukili, 1999] : A. Loukili, A. Khelidj, P. Richard, *Hydration kinetics, change of relative humidity, and autogenous shrinkage of ultra-high-strength concrete*, Cement and Concrete Research, 29, pages 577-584, 1999.
- [Loukili, 1996] : A. Loukili, *Etude du retrait et du fluage de Bétons à Ultra-Hautes Performances*, thèse de doctorat de l'Ecole Centrale de Nantes, 1996.
- [Martinie, 2010] : L. Martinie, P. Rossi, N. Roussel, *Rheology of fiber reinforced cementitious materials: classification and prediction*, Cement and Concrete Research, 40, pages 226-234, 2010.
- [Mazars, 1984] : J. Mazars, *Application de la mécanique de l'endommagement au comportement non linéaire et à la rupture de béton de structures*, thèse de doctorat de l'Université Paris VI, 1984.
- [Mehta, 1980] : P.K. Mehta, D. Manmohan, *Pore size distribution and permeability of hardened cement paste*, 7^{ème} Congrès international de la Chimie des ciments, Paris, 3, 7.1, pages 1-11, 1980.
- [Missemer, 2011] : L. Missemer, *Etude du comportement sous très hautes températures des Bétons Fibrés à Ultra Performances : application au BCV®*, thèse de doctorat de l'université de Grenoble, 2011.

- [**Mounanga, 2006**] : P. Mounanga, V. Baroghel-Bouny, A. Loukili, A. Khelidj, *Autogenous deformations of cement pastes: Part I. Temperature effects at early age and micro-macro correlations*, Cement and Concrete Research, 36, pages 110-122, 2006.
- [**Mouret, 2003**] : M. Mouret, A. Bascoul, G. Escadeillas, *Strenght impairment of concrete mixed in hot weather: relation to porosity of bulk fresh concrete paste and maturity*, Magazine of Concrete Research, 55, n° 3, pages 215-223, 2003.
- [**NF EN 13369, 2004**] : Norme NF EN 13369, *Règles communes pour les produits préfabriqués en béton*, Afnor, 2004.
- [**NF EN 1992-1-1, 2005**] : Norme NF EN 1992-1-1, *Eurocode 2 – Calcul des structures en béton – Partie 1-1 : Règles générales et règles pour les bâtiments*, Afnor, 2005.
- [**NF EN 1992-2, 2006**] : Norme NF EN 1992-2, *Eurocode 2 – Calcul des structures en béton – Partie 2 : Ponts en béton — Calcul et dispositions constructives*, Afnor, 2006.
- [**NF EN 206-9, 2010**] : Norme NF EN 206-9, *Béton - Partie 9 : règles complémentaires pour le béton auto-plaçant*, Afnor, 2010.
- [**Patel, 1995**] : H.H. Patel, C.H. Bland, A.B.Poole, *The microstructure of concrete cured at elevated temperatures*, Cement and Concrete Research, vol. 25, issue 3, pages 485-490, 1995.
- [**Pimienta, 2009**] : P. Pimienta, J.-C. Mindeguia, A. Simon, M. Behloul, *Behaviour of UHPFRC at High Temperatures*, UHPFRC 2009 – fib/AFGC Symposium, Marseille, France, 2009.
- [**Powers, 1960**] : T.C. Powers, *Physical properties of cement paste*, Proceedings of the Fourth International Symposium on the Chemistry of Cement, Washington, Paper V-1, pages 577-613, 1960.
- [**Price, 1951**] : W.H. Price, *Factors Influencing Concrete Strength*, Journal of the ACI, vol. 47, n° 6, pages 417-432, 1951.
- [**Regourd, 1980**] : M. Regourd, F. Gautier, *Comportement des ciments soumis au durcissement accéléré*, Annales de l'ITBTP, 387, 1980.
- [**Reviron, 2009**] : N. Reviron, *Etude du fluage des bétons en traction. Application aux enceintes de confinement des centrales nucléaires à eau sous pression*, thèse de doctorat de l'ENS Cachan, LMT, 2009.
- [**Richard, 1995**] : P. Richard, M. Cheyrezy, *Composition of Reactive Powder Concretes*, Cement and Concrete Research, vol. 25, n° 7, pages 1501-1511, 1995.
- [**Rougeau, 2005**] : P. Rougeau, P. Francisco, *Accélération du durcissement des BFUP Exemples de produits réalisés en BFUP*, rapport CERIB 31.P, France, 2005.
- [**Rougeau, 2004**] : P. Rougeau, B. Borys, *Ultra High Performance Concrete with ultrafine particles other than silica fume*, actes de l'International Symposium on Ultra High Performance Concrete, Kassel, Allemagne, 2004.
- [**Sameer, 2004**] : S. Sameer, *Behavioral study of ultra high performance concrete grids*, thèse de doctorat de l'Université du Maryland, USA, 2004.
- [**Sellier, 2009**] : A. Sellier, L. Buffo-Lacarrière, *Vers une modélisation simple et unifiée du fluage propre, du retrait et du fluage en dessiccation du béton*, European Journal of Environmental and Civil Engineering, vol. 13, n° 10, pages 1161-1182, 2009.
- [**Stefan, 2010**] : L. Stefan, F. Benboudjema, J.-M. Torrenti, B. Bissonnette, *Prediction of elastic properties of cement pastes at early ages*, Computational Materials Science, volume 47, issue 3, pages 775-784, 2010.
- [**Switek, 2011**] : A.E. Switek, *Time-Dependent Response of Ultra High Performance Fibre Reinforced Concrete (UHPFRC) under Low to High Tensile Stresses*, thèse de doctorat de l'EPFL, 2011.
- [**Torrenti, 2005**] : J.-M. Torrenti, F. Benboudjema, *Mechanical threshold of concrete at an early age*, Materials and Structures, 38, 277, pages 299-304, 2005.

- [**Torrenti, 1999**] : J.-M. Torrenti, P. Dantec, C. Boulay, J.-F. Semblat, *Projet de processus d'essai pour la détermination du module de déformation longitudinale du béton*, Bulletin des LPC n° 220, pages 79-81, 1999.
- [**Torrenti, 1997**] : J.-M. Torrenti, L. Granger, M. Diruy, P. Genin, *Modélisation du retrait du béton en ambiance variable*, *Revue française de génie civil*, vol. 1, n° 4, pages 687-698, 1997.
- [**Toulemonde, 1996**] : F. Toulemonde, F. Le Maou, *Protection des éprouvettes de béton vis-à-vis de la dessiccation – Le point sur quelques technique de laboratoire*, Bulletin des LPC n° 203, pages 105-119, 1996.
- [**Ulm, 1999**] : F.-J. Ulm, F. Le Maou, C. Boulay, *Creep and Shrinkage Coupling: New Review of some Evidence*, *Revue française de génie civil*, vol. 3, n° 3-4, pages 21-37, 1999.
- [**Ulm, 1998**] : F.-J. Ulm, O. Coussy, *Couplings in early-age concrete: From material modeling to structural design*, *International Journal of Solids and Structures*, vol. 35, n°31-32, pages 4295-4311, 1998.
- [**Waller, 1999**] : V. Waller, *Relations entre la composition des bétons, exothermie en cours de prise et résistance en compression*, thèse de doctorat de l'ENPC, 1999.
- [**Wallevik, 1983**] : O.H. Wallevik, *Description of fresh concrete properties by use of two-point workability test instrument*, thèse de doctorat, NTH, Trondheim, 1983.
- [**Yssorche, 1999**] : M.P. Yssorche-Cubaynes, J.-P. Ollivier, *La microfissuration d'autodessiccation et la durabilité des BHP et BTHP*, *Materials and Structures*, vol. 32, pages 14-21, 1999.
- [**Yurtdas, 2003**] : I. Yurtdas, *Couplage comportement mécanique et dessiccation des matériaux à matrice cimentaire : Etude expérimentale sur mortiers*, thèse de doctorat de l'Université des Sciences et Technologies de Lille, 2003.

ANNEXES

Annexe 1 – Protocole de détermination du degré d’hydratation par perte au feu à 550 °C inspiré du mode opératoire issu du projet GrandDuBé [AFGC/RGC&U, 2007]

Principe :

A partir d’une éprouvette de béton durci de dimensions 40 x 40 x 160 mm ou équivalente, le degré d’hydratation α (%) est déterminé par perte au feu à 550 °C sur un échantillon réduit en poudre, délesté de ses fibres et préalablement séché à 80 °C durant 20 h.

Données relatives au béton frais nécessaires à la détermination : feuille de pesées et teneur en eau de chacun des constituants.

Hypothèses principales retenues :

- Béton homogène d’un point de vue de sa composition au niveau de la gâchée et des éprouvettes fabriquées ;
- Pourcentage d’eau théorique X nécessaire pour l’hydratation complète du ciment égale à la valeur moyenne issue du projet GrandDuBé à retenir pour un CEM I en l’absence de données ;
- Pas de consommation d’eau lors de la réaction de la fumée de silice avec la portlandite ;
- Pas de perturbations sur le degré d’hydratation dues à des échanges d’eau ou de CO₂ pour des éprouvettes protégées de la dessiccation selon la méthode de protection utilisée ;
- Pas d’évolution du degré d’hydratation entre le moment du prélèvement et le passage à l’étuve puis au four ;
- Le protocole permet d’extraire toutes les fibres présentes dans l’échantillon ;
- Le protocole conduit à une pyrolyse et une évaporation complète de l’adjuvant.

Equipements : Une balance de précision à 0,5 mg près

Un four chauffant à 550 °C

Un concasseur

Un broyeur à boulets (ou à anneaux)

Une étuve chauffant à 80 °C

Matériels : Une paire de gants de protection appropriée

Une paire de lunettes de protection appropriée

Un masque de protection appropriée

4 creusets en nickel munis de leur couvercle préalablement nettoyés

Une massette

Un ciseau en acier

Un cylindre en acier d’une dizaine de centimètres de diamètre

Une spatule

Un contenant en verre ou en plastique

Un verre de montre

Un dessiccateur

Un chronomètre

Une tige aimantée

Produits : De l’eau déminéralisée

Du polyane

Du papier absorbant

Protocole :

- Porter masque et lunettes de protection.
- Poser l'éprouvette de béton sur le cylindre en acier et dégager, à l'aide de la massette et du ciseau, environ 1 cm de béton sur toutes les faces de l'éprouvette. La quantité de matière à recueillir au cœur de l'éprouvette doit être d'environ 100 g.
- Nettoyer le champ de travail.
- Poser du polyane sur le plan de travail puis à l'aide de la massette, concasser les morceaux de béton retenus jusqu'à séparer totalement les fibres métalliques du béton en récupérant toutes les particules y compris les fines dans le contenant.
- A l'aide de l'aimant, récupérer toutes les fibres métalliques en étalant la matière et en balayant le contenant plusieurs fois avec l'aimant. Jeter les fibres.
- Broyer l'échantillon pendant 2 minutes à 500 tours par minute environ (un essai préliminaire a montré que la grande majorité des particules sont de taille inférieure à 315 μm à l'issue du broyage). Prendre soin de ne pas perdre de fines.
- Transférer l'échantillon dans un verre de montre sec et sécher à 80 °C pendant 20 h pour évaporer l'eau libre (un essai préliminaire a montré la pertinence de cette durée, voir figure ci-après).
- Une demi-heure avant la fin du séchage, placer les creusets au four à 550 °C pendant 30 min.
- Au bout des 30 min, sortir les creusets et les placer dans le dessiccateur pendant 30 min pour refroidissement.
- Sortir l'échantillon de l'étuve à 80 °C et le placer dans le dessiccateur pour refroidissement.
- Après 30 min de refroidissement des creusets, prendre un creuset, le peser et noter la masse M_1 en g à 0,5 mg près puis y introduire la prise d'essai et peser à 0,5 mg près en notant la masse M_2 en g. Soit M_5 la masse en g de la prise d'essai : $M_5 = M_2 - M_1$.
- Faire de même pour les trois autres creusets.
- Placer les couvercles sur les creusets et placer les creusets au four à 550 °C pendant 5 min.
- Au bout des 5 min, enlever les couvercles des creusets et laisser les creusets 10 min de plus à 550 °C.
- Au bout des 10 min, sortir les creusets et les placer dans un dessiccateur pendant 30 min pour refroidissement.
- Après 30 min de refroidissement des creusets, prendre un creuset, le peser à 0,5 mg près et noter la masse M_3 en g.
- Faire de même pour les trois autres creusets.
- Répéter les étapes soulignées et pour noter la masse M_4 .
- Vérifier que la différence de masse entre les deux pesées (M_3 et M_4) est inférieure à 0,5 mg. Sinon, recommencer à nouveau les étapes donnant une nouvelle valeur de M_4 (jusqu'à ce que la différence de masse entre les deux pesées successives soit inférieure à 0,5 mg). Soit M_6 la masse en g du résidu : $M_6 = M_4 - M_1$.
- Vider les creusets et les nettoyer de façon appropriée.

Expression des résultats :

Le degré d'hydratation est exprimé comme la moyenne calculée sur les quatre prises d'essai. L'écart-type sur les quatre prises d'essai est généralement de l'ordre de 1 %.

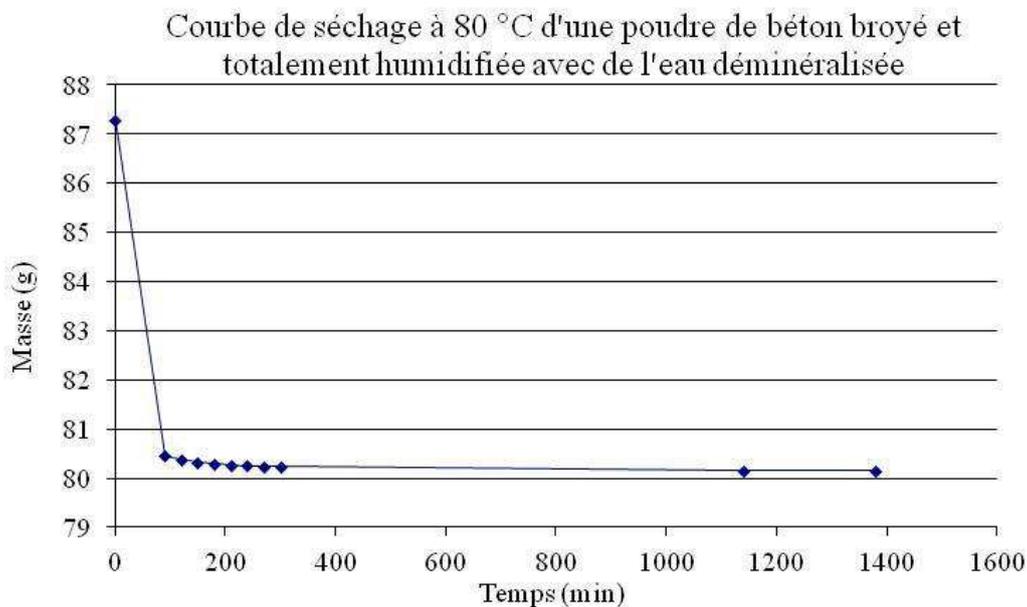
$$\alpha = \frac{100 * E_{liée} * G}{X * C}$$

$$E_{liée} = 100 * [(M_5 - M_6) / M_6] * [1 - (E_{totale} + F + A) / 100] - A$$

ou

$$E_{liée} = 100 * [(M_5 - M_6) / M_6] * [(C + FS + S) / G] - A$$

- α : degré d'hydratation (%) ;
- C : masse de ciment introduit dans la gâchée (kg) ;
- G : masse de la gâchée (kg) ;
- $E_{liée}$: teneur massique en eau liée au temps t par rapport à la gâchée (%) ;
- E_{totale} : teneur massique en eau totale introduite dans la gâchée (%) ;
- F : teneur massique en fibres sèches introduites dans la gâchée (%) ;
- FS : teneur massique en fumée de silice introduite dans la gâchée (%) ;
- S : teneur massique en granulats secs introduits dans la gâchée (%) ;
- A : teneur massique en adjuvant sec introduit dans la gâchée (%) ;
- M_5 : masse de la prise d'essai (g) ;
- M_6 : masse du résidu sec après passage à 550 °C (g) ;
- X : valeur caractéristique correspond au pourcentage massique moyen d'eau théorique nécessaire à l'hydratation complète du ciment (cf. § 2.1.2). En l'absence de données, pour les CEM I ou les CEM II, la valeur recommandée par le projet GrandDuBé est $X = 23,5 \%$.



Annexe 2 – Détail des valeurs issues et retenues dans le cadre de l'optimisation des modèles analytiques effectuée au § 4.1.2

Domaine	Paramètre	Symbole	Valeur retenue	Valeur par défaut de l'Eurocode 2 le cas échéant	Unité
Commun	Temps corrigé à l'aide de la fonction de maturité	t	variable	-	jour
	Résistance caractéristique du béton à 28 jours mesurée sur cylindre normalisé	f_{ck}	142	-	MPa
Retrait endogène	Coefficient d'ajustement	β_{ca1}	0,902	1,000	-
	Coefficient d'ajustement	β_{ca2}	2,800	2,946	-
	Coefficient d'ajustement	β_{ca3}	2,729	1,100	-
	Coefficient d'ajustement	β_{ca4}	103,655	96,000	-
Retrait de dessiccation	Humidité relative de l'environnement ambiant	RH	50	-	%
	Rayon moyen de la section transversale	h_0	35	-	mm
	Age équivalent moyen du béton au début de la dessiccation	t_s	5	-	jour
	Coefficient d'ajustement	$K(f_{ck})$	11,1	$30 - 0,21 \cdot f_{ck}$	-
	Coefficient d'ajustement	β_{cd1}	0,404	1,000	-
	Coefficient d'ajustement	β_{cd2}	0,007	0,007*	-
Fluage	Contrainte appliquée au moment du chargement	$\sigma(t_0)$	47,5	-	MPa
	Module d'élasticité longitudinal	E_c	43	-	GPa
Fluage propre	Résistance moyenne du béton au moment du chargement sur cylindre normalisé	$f_{cm}(t_0)$	133	-	MPa
	Age équivalent du béton au moment du chargement	t_0	5	-	jour
	Coefficient d'ajustement	φ_{b0}	$3,6/f_{cm}(t_0)^{0,37}$	$3,6/f_{cm}(t_0)^{0,37*}$	-
	Coefficient d'ajustement	β_{bc1}	2,490	1,000	-
	Coefficient d'ajustement	β_{bc2}	0,710	0,370*	-
Fluage de dessiccation	Coefficient d'ajustement	φ_{d0}	39,187	1000,000	-

- sans objet

* cas de béton avec fumée de silice

Annexe 3 – Détail des valeurs des paramètres retenus dans la cadre des simulations effectuées au § 4.2

Domaine	Paramètre	Symbole	Valeur	Unité	
Chimique	Energie d'activation	E_a	33.10^3	$J.mol^{-1}$	
	Chaleur latente d'hydratation	L	180.10^6	$J.m^3$	
	Degré d'hydratation à l'infini	ξ_∞	0,48	-	
	Affinité chimique : $\tilde{A}(\xi) = a + b\xi + c\xi^2 + d\xi^3 + e\xi^4 + f\xi^5$	\tilde{A}	variable		s^{-1}
		a	0,9214		-
		b	5,0745		-
		c	795,1		-
		d	-5282,9		-
e		11559		-	
	f	-8468,3		-	
Thermique	Masse volumique du béton	ρ	2412	$kg.m^{-3}$	
	Capacité thermique volumique du béton	C	2470.10^3	$J.m^{-3}.K^{-1}$	
	Coefficient de conductivité thermique du béton	k	1,5	$W.m^{-1}.K^{-1}$	
	Coefficient d'échange par convection	h	18 en condition ventilée	$W.m^2.K^{-1}$	
5 en condition non ventilée					
Mécanique	Module de Young final du béton	E_∞	40	GPa	
	Résistance à la traction finale	$f_{t\infty}$	29	MPa	
	Coefficient de Poisson du béton	ν	0,2	-	
Fluage	Raideur ressort infinie et temps caractéristique	$k_{bc_\infty}^1 / \tau_{bc}^1$	475/1	$GPa.jour^{-1}$	
	Raideur ressort infinie et temps caractéristique	$k_{bc_\infty}^2 / \tau_{bc}^2$	812/10	$GPa.jour^{-1}$	
	Raideur ressort infinie et temps caractéristique	$k_{bc_\infty}^3 / \tau_{bc}^3$	150/100	$GPa.jour^{-1}$	
	Viscosité amortisseur seul	η_{bc}^a	228	$GPa.s^{-1}$	
Séchage	Isotherme de désorption	a, b	0,51/122	MPa^{-1}	
	Perméabilité intrinsèque	K	$5,5.10^{-23}$	m^2	
	Porosité à l'eau	ϕ	4	%	
Retrait	Coefficient de proportionnalité	κ_{ds}	$1,2.10^{-4}$	-	
	Coefficient de Biot	b	0,13	-	
	Déformation thermique	α	12,7	$\mu m.m^{-1}.K^{-1}$	

- sans objet

TABLE DES TABLEAUX

Page 19	Tableau 1 – Caractéristiques indicatives des principaux BFUP commercialisés en France pour des applications structurelles [<i>AFGC/SETRA, 2002</i>]
Page 40	Tableau 2 – Mesures de retrait et prévisions de celui-ci via les modèles AFREM [<i>Le Roy, 1996</i>][<i>IREX, 2005</i>]
Page 41	Tableau 3 – Mesures de fluage (20 °C et 50 % H.R.) et prévisions de celui-ci via les modèles BPEL 99 [<i>IREX, 2005</i>]
Page 41	Tableau 4 – Composition du BFUP étudié par Sameer [<i>Sameer, 2004</i>]
Page 56	Tableau 5 – Composition des BFUP étudiés
Page 56	Tableau 6 – Récapitulatif des gâchées réalisées
Page 59	Tableau 7 – Propriétés mécaniques du BFUP B
Page 63	Tableau 8 – Résultats des déterminations complémentaires du module d'élasticité
Page 64	Tableau 9 – Evolution du degré d'hydratation en mode endogène
Page 66	Tableau 10 – Calcul de la valeur caractéristique X pour le ciment utilisé correspondant au pourcentage d'eau théoriquement nécessaire à l'hydratation complète du ciment utilisé
Page 88	Tableau 11 – Evolution du degré d'hydratation du BFUP B-1
Page 108	Tableau 12 – Valeurs des paramètres matériau utilisés dans les simulations numériques
Page 109	Tableau 13 – Valeurs des coefficients d'échange utilisés dans les simulations numériques

TABLE DES FIGURES

- Page 13 Figure 1 – Evolution de l’hydratation du ciment et du contenu en Ca(OH)_2 d’un Béton de Poudres Réactives contenant de la fumée de silice [Loukili, 1999]
- Page 14 Figure 2 – Résultats d’essais de résistance à la compression (à gauche) et de résistance à la flexion (à droite) réalisés respectivement à 28 et 90 jours sur des éprouvettes de BFUP de dimensions 40 x 40 x 160 mm utilisant différents types d’ultrafines (SF : fumée de silice ; MK : métakaolin ; PH : phonolithe ; PFA : cendre volante pulvérisée ; LM : micro-filler calcaire ; SM : micro-filler siliceux) [Rougeau, 2004]
- Page 14 Figure 3 – Influence du rapport Eau/Ciment sur la structure porosimétrique de pâtes de ciment Portland âgées de 28 jours [Mehta, 1980]
- Page 16 Figure 4 – Schéma illustratif d’une molécule de dernière génération ayant un fort pouvoir plastifiant
- Page 17 Figure 5 – Évolution des paramètres rhéologiques en fonction de la composition de la pâte cimentaire [Wallevik, 1983]
- Page 20 Figure 6 – Courbes de flexion 4 points pour des BUHP : une matrice de référence MR, un mélange à 4 % de microfibrilles, un mélange à 2 % de fibres de longueur 13 mm et un mélange hybride de ces deux dosages [Boulet, 2001]
- Page 24 Figure 7 – Schéma représentant le mécanisme de fluage propre intervenant à court terme [Ulm, 1999]
- Page 24 Figure 8 – Schéma représentant le mécanisme de fluage propre intervenant sur le long terme [Ulm, 1999]
- Page 25 Figure 9 – Influence du rapport Eau/Liant (0,17 et 0,20 à gauche, 0,9, 0,11, 0,13 et 0,15 à droite) sur le retrait endogène de BPR (Bétons de Poudres Réactives) [Loukili, 1996]
- Page 26 Figure 10 – Influence de la présence de fibres sur le retrait endogène du CRC (avec fibres à gauche et sans fibres à droite) [Loukili, 1996]
- Page 26 Figure 11 – Influence de la présence de fibres sur le fluage spécifique du CRC [Loukili, 1996]
- Page 27 Figure 12 – Influence de l’âge du chargement sur le fluage spécifique du CRC [Loukili, 1996]
- Page 27 Figure 13 – Influence du taux de chargement sur le fluage de trois BFUP de type BPR (Bétons de Poudres Réactives) différents (Mixture No. 1, Mixture No. 2 et Mixture No. 3) du point de vue de leur composition [Colleparidi, 1997]
- Page 30 Figure 14 – Forme générale d’un cycle [CERIB, 2007]

- Page 31 Figure 15 – Influence du type de ciment et de la vitesse de montée en température prévue de la seconde phase sur la durée de la phase de prétraitement applicable aux BFUP en première approximation [CERIB, 2007]
- Page 31 Figure 16 – Valeurs du gradient thermique $G_{m \max}$ en fonction du rayon d'étuvage Re_{\max} [CERIB, 2007]
- Page 32 Figure 17 – Exemples de détermination du rayon maximal d'étuvage Re_{\max} [CERIB, 2007]
- Page 34 Figure 18 – Schématisation des observations effectuées autour d'un grain de C_3S dans le cas de l'application du cycle thermique 4 heures après le malaxage (la conservation dans l'eau est effectuée à 20 °C) [Famy, 2002]
- Page 34 Figure 19 – Schématisation des observations effectuées autour d'un grain de C_3S dans le cas de l'application du cycle thermique 28 jours après le malaxage (la conservation dans l'eau est effectuée à 20 °C) [Famy, 2002]
- Page 35 Figure 20 – Evolution de la résistance à la compression de bétons ($E/C = 0,53$) maintenus en mode endogène pendant deux heures à la suite du coulage à la température indiquée sur les courbes [Price, 1951]
- Page 36 Figure 21 – Evolution de la résistance à la compression respectivement (pour les histogrammes de gauche à droite) à 5 heures, 8 heures, 7 jours et 28 jours d'un BFUP ayant subi ou non un traitement thermique de premier type [Rougeau, 2005]
- Page 37 Figure 22 et 23 – Evolution de la résistance à la compression et du degré d'hydratation d'un BFUP de type CEMTEC^{multiscale}® en fonction du temps et en fonction de la cure appliquée à différentes températures [Kamen, 2007]
- Page 37 Figure 24 – Distribution du diamètre des pores (par porosimétrie par intrusion de mercure) pour un BFUP ayant subi ou non un traitement thermique de premier type [Rougeau, 2005]
- Page 39 Figure 25 – Influence du traitement thermique sur le retrait endogène du BPR [Loukili, 1996]
- Page 39 Figure 26 – Influence du traitement thermique sur le fluage propre du BPR [Loukili, 1996]
- Page 48 Figure 27 – Origine des auto-contraintes induites par gradient thermique ou hydrique [Benboudjema, 2002]
- Page 52 Figure 28 – Modèle de fluage propre
- Page 54 Figure 29 – Description de l'endommagement [Benboudjema, 2002]
- Page 58 Figure 30 – Représentation des consignes imposées aux enceintes climatiques pour les cycles thermiques utilisés

- Page 59 Figure 31 – Evolution de la résistance à la compression du BFUP B
- Page 60 Figure 32 – Presse utilisée pour l’essai de résistance à la flexion sur plaque mince
- Page 60 Figure 33 – Evolution de la contrainte-déplacement d’une plaque mince de BFUP B au cours d’un essai de flexion 4 points
- Page 61 Figure 34 – Courbes contrainte-déformation pendant les trois cycles de charge-décharge appliqués au BFUP B
- Page 61 Figure 35 – Courbes contrainte-déformation jusqu’à rupture du BFUP B
- Page 62 Figure 36 – Courbes contrainte-déformation entre $0,1 f_c$ et $0,3 f_c$ sur la phase de montée en charge du deuxième et troisième cycle servant à la détermination du module d’élasticité de l’éprouvette A
- Page 62 Figure 37 – Courbes contrainte-déformation entre $0,1 f_c$ et $0,3 f_c$ sur la phase de montée en charge du deuxième et troisième cycle servant à la détermination du module d’élasticité de l’éprouvette B
- Page 63 Figure 38 – Evolution du coefficient de dilatation thermique du BFUP étudié
- Page 64 Figure 39 – Evolution du coefficient de dilatation thermique d’un béton traditionnel [Laplante, 1994]
- Page 65 Figure 40 – Evolution du degré d’hydratation en mode endogène
- Page 66 Figure 41 – Schéma représentant les transformations subies par l’échantillon au moment de la mesure de son degré d’hydratation
- Page 68 Figure 42 – Evolution de la température au sein du BFUP en conditions semi-adiabatiques
- Page 69 Figure 43 – Evolution de l’humidité relative
- Page 69 Figure 44 – Dispositif d’essai correspondant au « Mode opératoire bouteille »
- Page 70 Figure 45 – Dispositif d’essai correspondant au « Mode opératoire capteur immergé »
- Page 70 Figure 46 – Emplacement des sondes immergées dans le BFUP pour l’essai de suivi thermo-hygrométrique « Mode opératoire capteur immergé »
- Page 71 Figure 47 – Evolution de l’humidité relative pour différents matériaux cimentaires à faible rapport Eau/Ciment
- Page 72 Figure 48 – Schéma récapitulatif simplifié des déformations différées des BFUP soumis à un traitement thermique
- Page 73 Figure 49 – Bâti de fluage utilisé et exemple de courbe d’étalonnage

- Page 74 Figure 50 – Déformètre à bille et sa barre étalon
- Page 75 Figure 51 – Influence du taux de chargement sur le fluage propre spécifique (BFUP-A 50 °C)
- Page 76 Figure 52 – Influence du taux de chargement sur le fluage propre spécifique ; échelle logarithmique (BFUP-A 50 °C)
- Page 77 Figure 53 – Evolution du retrait en fonction du temps pour le BFUP A ayant subi un traitement thermique de premier type (réalisé à température modérée)
- Page 78 Figure 54 – Evolution des températures mesurées lors de l'étude relative à l'influence du traitement thermique sur les déformations différées
- Page 78 Figure 55 – Evolution des déformations totales (hors déformation instantanée) mesurées lors de l'étude relative à l'influence du traitement thermique
- Page 79 Figure 56 – Evolution des déformations de retrait mesurées lors de l'étude relative à l'influence du traitement thermique
- Page 79 Figure 57 – Evolution des déformations différées de fluage mesurées lors de l'étude relative à l'influence du traitement thermique
- Page 81 Figure 58 – Courbes théoriques d'évolution des températures lors de l'étude relative à l'influence de la déformation d'interaction thermomécanique sur les déformations différées et moments de chargement associés à chaque cycle
- Page 81 Figure 59 – Evolution des températures mesurées lors de l'étude relative à l'influence de la déformation d'interaction thermomécanique sur les déformations différées
- Page 82 Figure 60 – Evolution de la déformation totale hors déformation instantanée lors de l'étude relative à l'influence de la déformation d'interaction thermomécanique sur les déformations différées
- Page 83 Figure 61 – Evolution de la perte en masse mesurée lors de l'étude relative à l'influence du traitement thermique (la valeur au temps égal à zéro jour correspond au démarrage du suivi des essais de déformation différée à deux jours d'âge réel)
- Page 84 Figure 62 – Evolution de la perte en masse en fonction de la racine carrée du temps lors de l'étude relative à l'influence du traitement thermique
- Page 85 Figure 63 – Evolution des déformations de retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse lors de l'étude relative à l'influence du traitement thermique
- Page 86 Figure 64 – Evolution des déformations de retrait total en fonction de la perte en masse lors de l'étude relative à l'influence du traitement thermique

- Page 88 Figure 65 – Evolution de l’humidité relative du béton (BFUP A) en fonction du retrait endogène (BFUP B-3)
- Page 89 Figure 66 – Comparaison des résultats expérimentaux de retrait du BFUP A avec les modèles analytiques de l’Eurocode 2
- Page 90 Figure 67 – Comparaison des résultats expérimentaux de fluage du BFUP A avec les modèles analytiques de l’Eurocode 2
- Page 91 Figure 68 – Comparaison des résultats expérimentaux de retrait du BFUP A avec les modèles analytiques proposés
- Page 92 Figure 69 – Comparaison des résultats expérimentaux de fluage du BFUP A avec les modèles analytiques proposés
- Page 93 Figure 70 – Détermination d’une courbe de complaisance caractéristique à partir des essais expérimentaux obtenus sur la gâchée BFUP A
- Page 98 Figure 71 – Exemple du résultat des corrections réalisées dans les premières heures sur les valeurs de température mesurées sur le BFUP B-2
- Page 98 Figure 72 – Evolution de l’affinité chimique normalisée calculée à partir des essais semi-adiabatiques de type Langavant
- Page 99 Figure 73 – Comparaison entre les températures mesurées expérimentalement au cœur des éprouvettes en BFUP B-1 et les températures simulées suite à l’identification des paramètres matériau
- Page 100 Figure 74 – Résultat de l’évolution du degré d’hydratation simulé suite à l’identification des paramètres matériau pour les deux traitements thermiques utilisés
- Page 101 Figure 75 – Comparaison entre l’isotherme de désorption simulée et celle issue des travaux expérimentaux [*Baroghel-Bouny, 2007*]
- Page 101 Figure 76 – Comparaison entre les résultats expérimentaux et les différents modèles de retrait
- Page 102 Figure 77 – Evolution de la perte en masse pour les deux traitements thermiques étudiés
- Page 103 Figure 78 – Profil d’humidité relative à différentes échéances dans le BFUP ayant subi un traitement thermique à 65 °C
- Page 103 Figure 79 – Evolution du retrait de dessiccation en fonction du temps pour le BFUP traité thermiquement à 65 °C
- Page 104 Figure 80 – Evolution du retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse pour le BFUP traité thermiquement à 65 °C

- Page 104 Figure 81 – Distribution des contraintes verticales à 2 jours pour le béton traité thermiquement à 65 °C
- Page 105 Figure 82 – Evolution de la contrainte verticale en surface pour le BFUP traité thermiquement à 65 °C
- Page 105 Figure 83 – Evolution de la déformation de fluage propre en compression (essai BFUP B-3 cycle 1 à 50 °C, âge de chargement égal à 20 heures)
- Page 106 Figure 84 – Evolution de la déformation de fluage propre en compression pour toutes les campagnes d'essai
- Page 106 Figure 85 – Schéma du pont de Saint Pierre la Cour [*Bouteille, 2005*]
- Page 107 Figure 86 – Coupe transversale d'une poutre précontrainte en BFUP utilisée pour la réalisation du pont de Saint Pierre la Cour [*Bouteille, 2005*]
- Page 107 Figure 87 – Evolution de température imposée dans les résistances électriques
- Page 108 Figure 88 – Schéma de principe de l'étuvage et maillage éléments finis
- Page 109 Figure 89 – Evolution de la température au point P indiqué à la figure 88
- Page 110 Figure 90 – Iso-valeurs de température à différentes échéances
- Page 110 Figure 91 – Iso-valeurs d'humidité relative à différentes échéances
- Page 111 Figure 92 – Evolution relative de la force de précontrainte dans les câbles supérieurs et inférieurs
- Page 111 Figure 93 – Evolution des contraintes maximales et minimales dans le béton avant et après la mise en précontrainte
- Page 112 Figure 94 – Iso-valeur des contraintes σ_{zz} à 5 heures