

Analyse de la sensibilité à la fissuration au jeune âge en conditions endogènes des matériaux cimentaires avec laitier de haut-fourneau

A. Darquennes, F. Benboudjema
LMT/ENS Cachan/CNRS UMR8535/UPMC/PRES UniverSud Paris, Cachan, France

RÉSUMÉ: Les matériaux cimentaires avec laitier de haut-fourneau sont largement employés dans le monde de la construction au vu de leurs propriétés de durabilité. Cependant, certains ouvrages réalisés avec ce type de matériau ont présenté de la fissuration au jeune âge suite à la restriction de leurs déformations différées. Pour comprendre l'effet du laitier sur la sensibilité à la fissuration de ces matériaux, le comportement au jeune âge (hydratation, déformations différées en condition libre) de bétons avec différents teneurs en laitier (0 et 42 % de la masse du liant) a été étudié expérimentalement. Sur base de ces résultats expérimentaux, le comportement d'une station d'épuration en conditions endogènes a été simulé, permettant de confirmer la plus grande sensibilité à la fissuration de ce type de matériaux.

MOTS CLES : additions minérales, fissuration, retrait, fluage.

1. INTRODUCTION

Actuellement, le laitier de haut-fourneau, sous-produit de l'industrie sidérurgique, est largement utilisé dans les matériaux cimentaires sous la forme de granulats ou d'additions minérales caractérisées par des propriétés hydrauliques latentes. Cette dernière utilisation présente l'avantage de diminuer les émissions de CO₂ des cimenteries liées à la clinkérisation en réduisant les quantités de clinker nécessaires à la fabrication de ciment (De Larrard, 2009). Il en résulte que le ciment au laitier de haut-fourneau est généralement considéré comme un écobéton. De plus, ce matériau se caractérise par une faible perméabilité, une bonne résistance au sulfate, etc (Bijen, 1998). Suite à ces nombreux avantages, les bétons avec du laitier de haut-fourneau sont largement utilisés pour les constructions et les ouvrages du génie civil (autoroutes, ponts, écluses...).

Cependant, certains de ces ouvrages (par exemple : stations d'épuration) ont présenté une fissuration précoce au jeune âge suite à la restriction de leurs déformations différées. En effet, ces structures massives sont soumises à plusieurs types de déformations liées à l'hydratation du ciment. Suite à la consommation de l'eau par le ciment, des dépressions capillaires apparaissent au sein du matériau générant une contraction globale du matériau (retrait endogène). Cette réaction chimique étant exothermique, le matériau subira également une dilatation thermique suivi d'une contraction (retrait thermique). Lorsque ces déformations volumiques sont empêchées par la partie de la structure existante (par exemple : radier), des contraintes de traction apparaissent pouvant générer de la fissuration. La compréhension de ce phénomène passe donc par une étude expérimentale approfondie du comportement des bétons formulés avec du ciment au laitier de haut-fourneau, afin de prédire correctement le comportement de structures réalisées avec ce type de matériau. Ainsi, ce

travail se focalise sur l'étude du comportement au jeune âge de deux bétons différant par leur teneur en laitier. Dans le cadre de cette étude, deux nouveaux dispositifs ont été conçus : un calorimètre adiabatique et un dispositif de mesure du retrait endogène en condition libre. Sur base de ces résultats expérimentaux, une première simulation du comportement d'une structure (station d'épuration) est proposée.

2. MATERIAUX

Deux ciments ont été utilisés dans cette étude : un ciment Portland CEM I 52,5 N et un ciment composé avec 42% de laitier CEM III/A 42,5 LA. Ces ciments diffèrent par leur teneur en laitier. Cependant, leur clinker est de même origine. La surface spécifique et la masse volumique de ces ciments sont quasi-similaires. Dans cet article, les bétons formulés avec ces différents ciments se nomment respectivement CEM I et CEM III/A. Ces compositions se caractérisent par un rapport eau sur liant (E/L) et une teneur en liant (clinker+laitier) identiques et respectivement égal à 0,45 et 375 kg/m³. Six calibres d'agrégat ont également été employés. Les proportions de ces différentes compositions sont données au Tableau 1.

Composition (kg/m ³)	CEM I	CEM III/A
Ciment	375	
Eau ajoutée	164,6	166,95
Eau totale	169	
Adjuvant	5,63	2,63
Sable 0/0,5	492	
Sable 0,5/1	126	
Sable 1/3	104	
Calcaire 2/6	311	
Calcaire 6/10	438	
Calcaire 10/14	415	

Tableau 1. Compositions des bétons

3. TECHNIQUES EXPERIMENTALES

3.1 Suivi de l'hydratation

L'avancement de la réaction d'hydratation a été suivi par calorimétrie adiabatique sur des éprouvettes en béton (40 litres). Ce type de calorimètre est adéquat pour quantifier le flux de chaleur de bétons à faible dégagement de chaleur, tels que les bétons formulés avec du ciment au laitier de haut-fourneau. Ce dispositif développé dans le cadre de cette étude est constitué d'une cuve cylindrique en cuivre munie d'une circulation d'eau dont la température est régulée à l'aide d'un bain thermostaté piloté avec des thermocouples insérés au sein de l'éprouvette. La température initiale des essais est de 20 °C. Son évolution a été mesurée à l'aide de 6 thermocouples placés à différentes zones de l'éprouvette.

3.2 Propriétés mécaniques

Les propriétés mécaniques (résistance en compression et module d'élasticité statique longitudinal) ont été mesurées, pour chaque âge, sur trois éprouvettes cylindriques ($\varnothing = 100$ mm et $h = 200$ mm pour la résistance en compression et 350 mm pour le module d'élasticité statique) conservées à 20°C et 90% H.R..

3.3 Mesure des déformations différées en condition libre

3.3.1 Retrait libre

Afin de limiter au maximum les artefacts de mesure et de suivre l'évolution de la déformation endogène directement après le coulage du béton, un nouveau dispositif a été développé à l'Université Libre de Bruxelles (Darquennes et al, 2011). Il se caractérise par un moule cylindrique en téflon dans lequel se trouve un film plastique intermédiaire permettant de minimiser les frottements entre l'éprouvette et les parois du moule, ainsi que d'assurer son étanchéité (Figure 1). Le coefficient de dilatation ($80.10^{-6}/^{\circ}\text{C}$) du téflon étant nettement supérieur à celui du béton ($10.10^{-6}/^{\circ}\text{C}$), le moule ne s'oppose pas aux changements de volume du béton dus aux augmentations de température résultant de l'hydratation du béton. Le dispositif est immergé en position verticale dans un bain contrôlé en température et les déplacements linéiques de l'éprouvette sont mesurés au moyen de deux capteurs de déplacement placés à l'extérieur de la cuve en contact avec les deux extrémités de l'éprouvette par l'intermédiaire de plaques métalliques ancrées dans le béton. Ces capteurs se caractérisent par une course de 12 mm et une précision de $\pm 0,4 \mu\text{m}$. Ils sont maintenus dans leurs positions à l'aide d'un cadre rigide dont les montants verticaux sont en invar, matériau à faible coefficient de dilatation ($1,6.10^{-6}/^{\circ}\text{C}$), de manière à limiter les erreurs de mesure liées aux variations de la température de l'air ambiant. Ces mesures de la déformation linéique du béton en condition isotherme sont également accompagnées de mesures thermiques (eau de la cuve, air ambiant à proximité du capteur, béton) permettant la prise en compte de l'influence de leur variation sur l'évolution de la déformation.

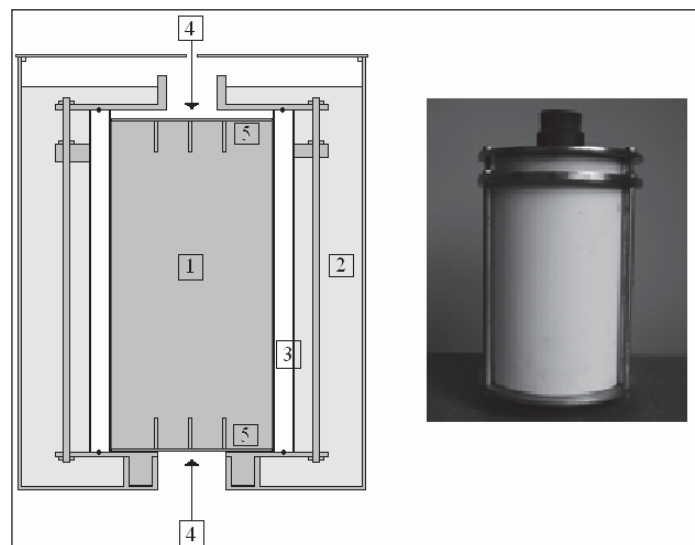


Figure 1. Dispositifs de mesure de la déformation endogène : (1) éprouvette en béton, (2) cuve, (3) moule cylindrique en téflon, (4) position des capteurs de déplacement, (5) plaques métalliques

3.3.2 Fluage de compression

Le fluage propre en compression a été mesuré sur des éprouvettes cylindriques ($\varnothing = 10 \text{ cm}$ and $h = 35 \text{ cm}$) isolées de l'humidité ambiante par une couche d'aluminium. Un chargement égal à 30% de la résistance en compression à l'âge de mise en charge est appliqué sur les éprouvettes à 1 jour à l'aide d'un vérin plat. En parallèle, le retrait libre est mesuré sur des éprouvettes non-chargées de mêmes dimensions. Les déformations sont mesurées au niveau de la surface latérale à l'aide de 3 LVDT's placés à 120° sur des bars en invar reliés à un anneau en acier fixé sur le béton. Toutes les éprouvettes sont stockées dans une salle climatisée à 20°C et 50% H.R..

4. RESULTATS EXPERIMENTAUX

4.1 Hydratation et propriétés mécaniques

L'évolution du flux de chaleur (Figure 2) déterminé à partir de l'évolution de la température en condition adiabatique permet de comparer la cinétique d'hydratation des compositions CEM I et CEM III/A. Elle présente un premier pic associé à la chaleur de dissolution. Ensuite, l'avancement de la réaction d'hydratation se caractérise par une phase dite "dormante". Cette phase est assez similaire pour les deux compositions étudiées. Ensuite, le flux de chaleur augmente. La cinétique est plus lente pour la composition CEM III/A suite au décalage temporel de la réaction du laitier avec la portlandite. La valeur maximale du flux de chaleur est également plus faible pour la composition avec laitier de haut-fourneau. Ce ralentissement de la réaction d'hydratation a également été confirmé par le suivi de l'évolution teneur en eau liée par thermogravimétrie (Darquennes et al, 2009).

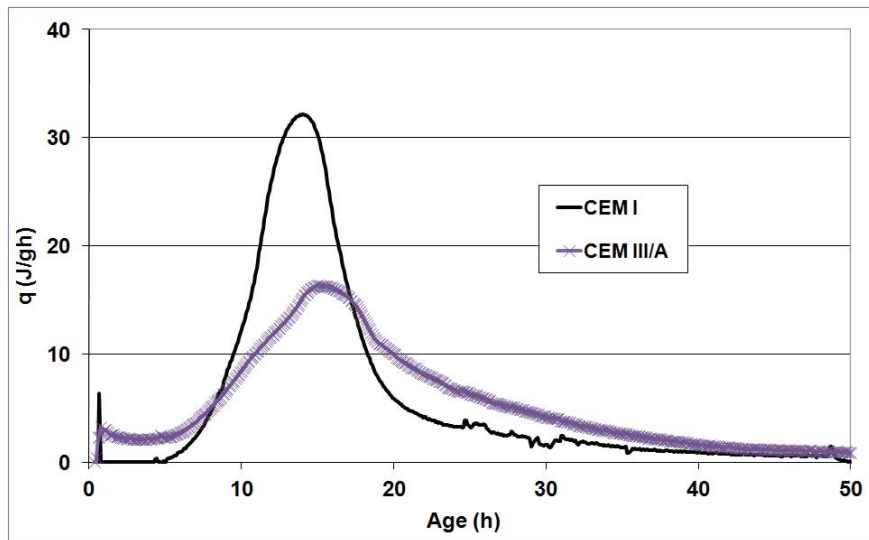


Figure 2. Évolution du flux de chaleur

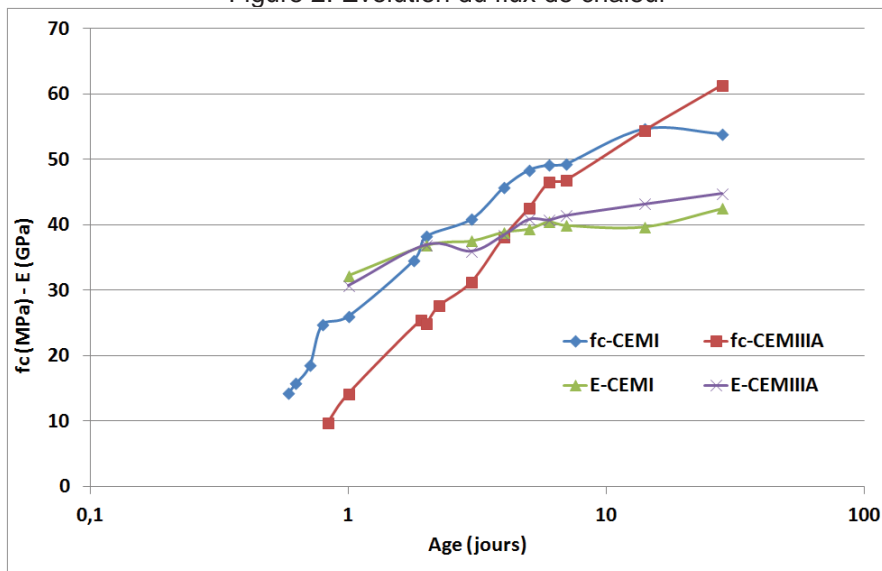


Figure 3. Évolution de la résistance en compression et du module d'élasticité statique

Ce ralentissement de la réaction d'hydratation affecte directement l'évolution de la résistance en compression de la composition CEM III/A. Ainsi, sa résistance en compression est inférieure à celle de la composition CEM I jusqu'à 7 jours (Figure 3). Par contre, l'évolution de leur module d'élasticité est quasi-similaire. Ce comportement (faible résistance et module d'élasticité élevé) risque d'affecter grandement la sensibilité à la fissuration de ce matériau au jeune âge.

4.2 Déformations mécaniques

Les déformations endogènes mesurées à 20°C ont été initialisées à un temps-zéro égal au début de la prise. Ce temps assez proche pour les deux compositions (5,5 h pour CEM I et 5 h pour CEM III/A), a été déterminé à l'aide de mesures ultrasonores (Darquennes et al, 2011). La déformation endogène de la composition CEM III/A se caractérise par un gonflement au très jeune âge (Figure 4). Ce phénomène est probablement lié à la formation rapide de produits d'hydratation (Ca(OH)_2 , Aft, C-S-H) pouvant générer des pressions cristallines sur les parois des pores dont la rigidité est encore en plein développement. Cette expansion de la matrice n'est pas négligeable puisqu'elle va retarder l'apparition du retrait endogène et la fissuration du matériau due à la restriction de cette déformation (Darquennes et al, 2011). Cependant, au-delà de cette phase d'expansion, la cinétique d'évolution du retrait endogène pour la composition CEM III/A est nettement plus rapide.

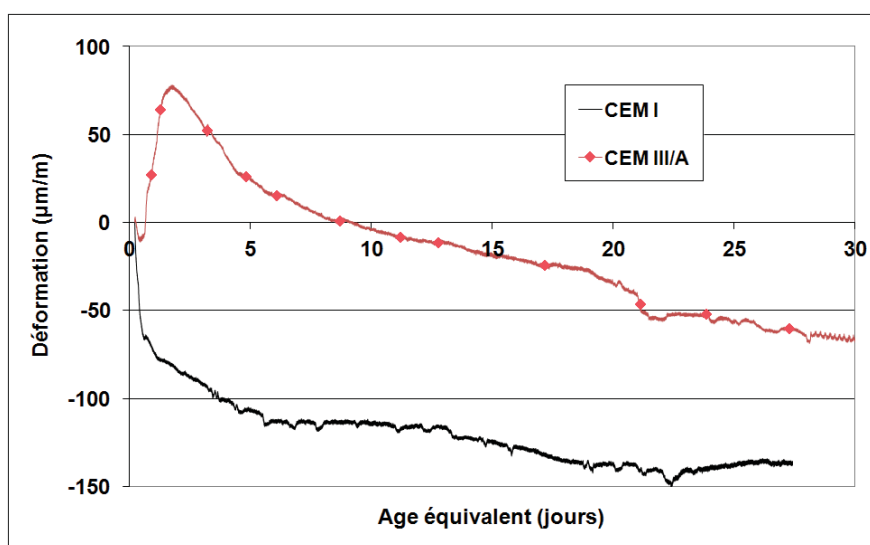


Figure 4. Évolution de la déformation endogène à 20°C

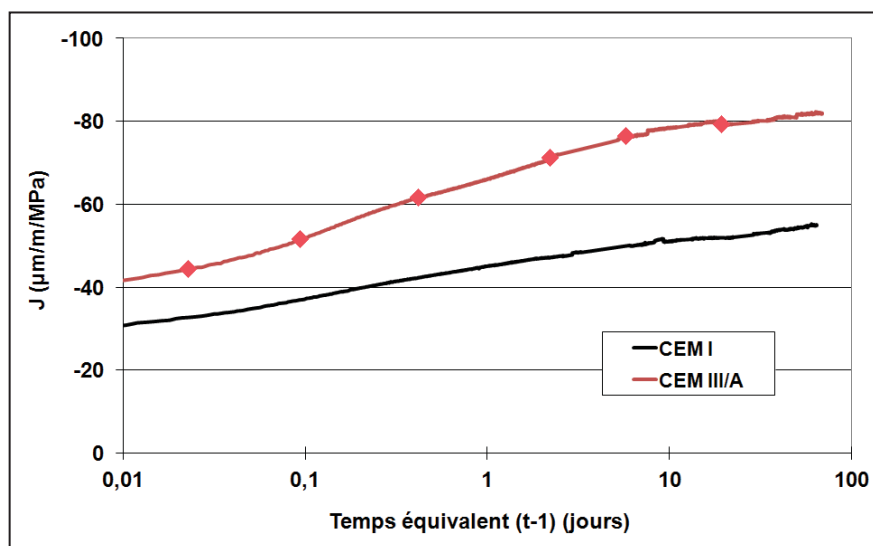


Figure 5. Évolution du fluage spécifique

En plus d'affecter l'évolution du retrait endogène, l'ajout de laitier modifie l'évolution du fluage des matériaux cimentaires. La figure 5 présente l'évolution du fluage propre en compression. En accord avec la Rilem (TC107-CSP, 1998), les résultats sont présentés à l'aide du fluage spécifique. Il apparaît clairement que le fluage spécifique en compression de la composition CEM III/A est supérieur à celui de la composition CEM I. Le même comportement a été observé pour le fluage en traction

(Darquennes et al, 2011). Cette différence de comportement est probablement liée à la microstructure du matériau. En effet, la teneur en C-S-H et la porosité du matériau, deux paramètres affectant la cinétique du fluage, diffèrent pour les compositions CEM I et CEM III/A (Darquennes et al, 2009).

5. SIMULATIONS NUMERIQUES

5.1 Modélisation

Sur base de ces résultats expérimentaux, le comportement au jeune âge d'une station d'épuration a été modélisé. Généralement, les modèles utilisés pour prédire l'évolution du retrait endogène et les propriétés mécaniques se basent sur l'évolution d'un paramètre intrinsèque : le degré d'hydratation ξ . Dans cette étude, l'évolution de ce paramètre se base sur l'évolution de l'affinité $\tilde{A}(\xi)$ (Équation 1), paramètre déterminé expérimentalement à partir de l'évolution de la température T en condition adiabatique. Dans cette relation, l'énergie d'activation a été déterminée expérimentalement sur base d'essais mécaniques sur des éprouvettes conservées à 10 et 30°C (Darquennes et al, 2009). Il apparaît que l'énergie d'activation E_a croît avec la teneur en laitier (27 kJ/mol pour CEM I et 43 kJ/mol pour CEM III/A).

$$\dot{\xi} = \tilde{A}(\xi) e^{-E_a/RT} \quad [Eq. 1]$$

La résolution de l'équation de la chaleur (Équation 2) nous permet de déterminer l'évolution de la température au sein du matériau en prenant en compte le dégagement de chaleur lié à la réaction d'hydratation. Dans ce cas d'étude, les propriétés thermiques (capacité thermique volumétrique C , conductivité thermique k , chaleur d'hydratation latente L , coefficient de dilatation α , énergie d'activation E_a) sont supposées constantes. En effet, des simulations numériques ont montré que la prise en compte de la variation de ces coefficients avec l'hydratation et la température n'avaient pas d'influence significative sur la prédiction des champs de température (Briffaut et al., 2012). A partir de cette évolution de température, les déformations thermiques ε^{th} peuvent être déterminées (Équation 3).

$$C \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla(k\nabla T) + L \dot{\xi} \quad [Eq. 2]$$

$$\varepsilon^{th} = \alpha \dot{T} \quad [Eq. 3]$$

Généralement, la déformation endogène est prédite à l'aide d'une relation linéaire avec le degré d'hydratation. Cependant, cette relation ne permet pas de prendre en compte la phase de gonflement endogène au jeune âge. Pour cette étude, une relation non linéaire (Équation 4) est proposée pour reproduire la déformation endogène.

$$\varepsilon(\xi) = [\varepsilon_{swelling} - \varepsilon_{\infty}] \cdot \left[\left(\frac{\varepsilon_{\infty}}{(\varepsilon_{swelling} - \varepsilon_{\infty})} \right) + \left(\sin \left(\frac{(1 - \xi_{swelling}) + (1 - \xi) - |(1 - \xi_{swelling}) - (1 - \xi)|}{1 - \xi_{swelling}} \cdot \frac{\pi}{4} \right) \right)^{\beta} \right] \cdot \left[1 + \alpha \cdot \left(\frac{(1 - \xi - (1 - \xi_{swelling})) + |1 - \xi - (1 - \xi_{swelling})|}{(2 \cdot (1 - (1 - \xi_{swelling})))} \right)^4 \right]^{-1} - \left[\frac{\varepsilon_{\infty} + (\varepsilon_{swelling} - \varepsilon_{\infty})}{1 + \alpha} \right] \cdot (1 - \xi) \quad [Eq. 4]$$

Avec ε_{∞} : valeur de la déformation endogène à l'infini, $\varepsilon_{swelling}$: valeur maximale du gonflement endogène, $\xi_{swelling}$: degré d'hydratation à l'instant du gonflement endogène maximal, β et α : paramètres déterminés à partir de la courbe expérimentale, qui contrôle la forme de la courbe lors du gonflement et du retrait.

Finalement, l'évolution des propriétés mécaniques (résistance, module d'élasticité) est également prédite à partir de l'évolution du degré d'hydratation sur la base du modèle proposé par De Schutter et

al (1996) où les paramètres X_∞ sont les valeurs à l'infini ($\xi = \xi_\infty$), ξ_0 est le seuil de percolation mécanique (0,146 pour CEM I et 0,156 pour CEM III/A) et les coefficients a_x sont déterminés sur la base des résultats expérimentaux.

$$X(\xi) = X_\infty \left(\frac{\xi(t) - \xi_0}{\xi_\infty - \xi_0} \right)^{a_x} \quad [Eq. 5]$$

Ces équations ont été implantées dans le code de calcul aux éléments finis Cast3m (Briffaut et al, 2011).

5.2 Simulations numériques du comportement de la station d'épuration

Pour l'analyse de l'évolution des contraintes au sein d'une station d'épuration, une géométrie assez simple a été choisie. Elle correspond au coulage d'un voile sur un radier. Les dimensions sont données sur la figure 6. Des conditions axisymétriques ont été choisies et les armatures n'ont pas été prises en compte dans les simulations. Les températures initiales et ambiantes sont respectivement égales à 25°C et 20°C. Le coffrage est retiré après 3 jours. Les échanges de chaleur avec le milieu ambiant se font par convection. Les valeurs des coefficients d'échange sont égales à 10 W/m²K pour les conditions naturelles, 0,8 W/m²K pour le coffrage et 0,6 W/m²K pour le sol (valeur équivalente proposée par Clément, 2004).

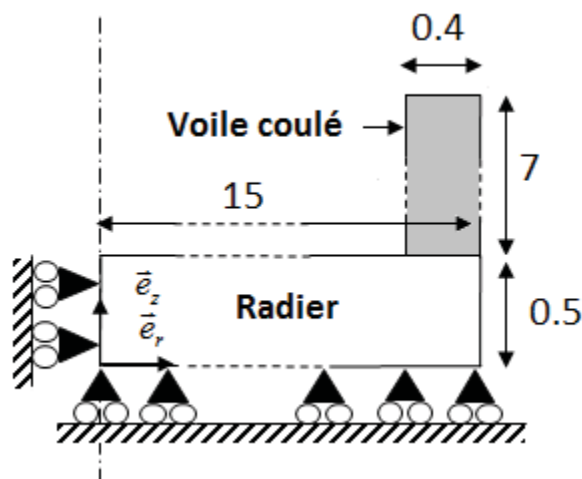


Figure 6. Schéma de la station d'épuration modélisée sur Cast3m (dimensions en m)

L'évolution de la température pour les compositions CEM I et CEM III/A en différents points de la structure est présentée à la figure 7. Il apparaît clairement que la température croît plus rapidement pour la composition CEM I et sa valeur maximale située au cœur du voile est également plus élevée (64°C pour CEM I et 60°C pour CEM III/A). Lors du décoffrage, on observe une diminution brusque de la température pour les deux compositions étudiées.

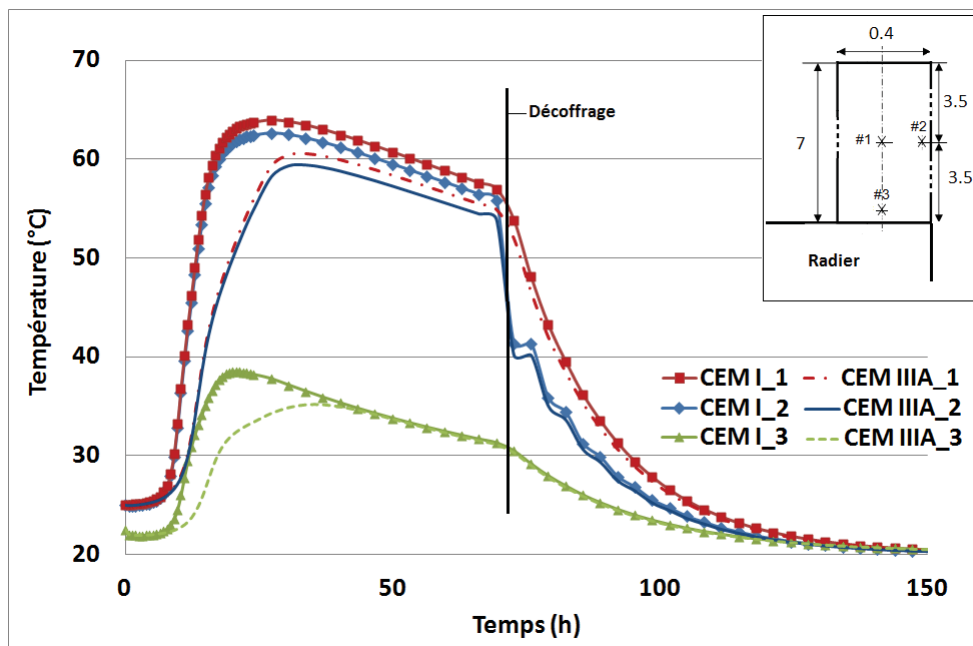


Figure 7. Évolution de la température en trois points du voile de la station d'épuration

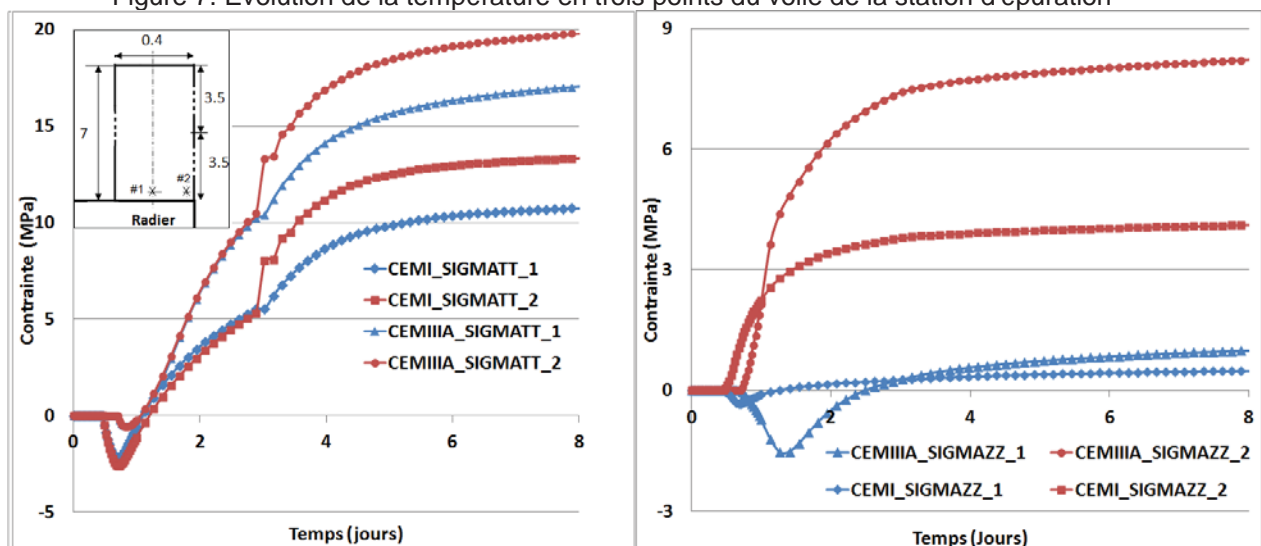


Figure 8. Évolution des contraintes orthoradiales $\sigma_{\theta\theta}$ (à gauche) et verticales σ_{zz} (à droite).

Les simulations montrent clairement que les contraintes $\sigma_{\theta\theta}$ se développent principalement au niveau de la zone de contact radier-voile suite à la restriction des déformations endogène et thermique du voile par le radier. Les contraintes de compression orthoradiales $\sigma_{\theta\theta}$ apparaissent plus rapidement pour la composition CEM I suite à la restriction de sa dilatation thermique. De plus, sa valeur maximale (-2,6 MPa) est nettement supérieure à celle du CEM III/A (0,6 MPa). Ce comportement peut s'expliquer par l'évolution plus rapide de la température du CEM I au jeune âge. Ainsi, le gonflement endogène observé expérimentalement ne génère pas de contrainte en compression significative, étant donné que le module de Young reste faible à ce stade. Après la phase d'expansion thermique du matériau, le matériau se contracte suite au développement du retrait endogène et du retrait thermique. Il en résulte l'apparition de contrainte de traction à 16 h et 28 h pour les compositions CEM I et CEM III/A. Il apparaît que cette contrainte évolue plus rapide pour la composition CEM III/A. Ce comportement est probablement dû à l'évolution rapide de son retrait endogène. Pour la contrainte verticale σ_{zz} , la contrainte en traction apparaît également plus tardivement pour la composition CEM III/A et sa cinétique est également plus rapide. De plus, le décoffrage génère un accroissement des contraintes suite au gradient de température. Ces premiers résultats montrent que la dilatation thermique a un effet positif en diminuant les contraintes de traction orthoradiales $\sigma_{\theta\theta}$ pour la composition CEM I et ils confirment la plus grande sensibilité à la fissuration des matériaux

cimentaires avec laitier de haut-fourneau. Cependant, la prise en compte de la capacité de relaxation du matériau permettra de quantifier de façon plus réaliste (Briffaut et al., 2011) les contraintes se développant d'autant plus que le fluage est plus important pour la composition CEM III/A que CEM I. Cette prise en compte est d'autant plus importante que l'évolution du fluage semble clairement dépendre de la teneur en laitier de haut-fourneau.

6. Conclusions

Sur base de ces premiers résultats, il apparaît clairement que la sensibilité à la fissuration des bétons avec du ciment au laitier de haut-fourneau est plus élevée que celle de bétons avec du ciment Portland. Ce comportement peut s'expliquer par leur cinétique d'hydratation plus lente retardant l'évolution de leur résistance en traction et la cinétique assez rapide de leur retrait endogène. De plus, il apparaît clairement que leur gonflement endogène ne génère pas de contrainte de compression significative, ce qui n'est pas le cas pour la dilatation thermique de la composition CEM I. Pour cette dernière, les contraintes de compression permettent de retarder l'apparition de contraintes de traction au sein du matériau, ce qui peut expliquer partiellement la plus faible sensibilité à la fissuration de ce matériau dans cette configuration d'étude.

Afin d'améliorer ces simulations et de mieux comprendre le comportement des bétons avec du laitier de haut-fourneau, la prochaine étape de ce travail consistera en la prise en compte du fluage en traction et de la dessiccation. Ce dernier paramètre est d'une importance capitale, puisqu'il permet de relaxer partiellement les contraintes se développant au sein du matériau.

7. Références

- Bijen, J. (1998) Blast furnace slag cement for durable marine structures, CIP Royal Library Den Haag, Stichting Betonprisma, 's-Hertogenbosch, The Netherlands.
- Briffaut, M., Benboudjema, F., Torrenti, J.-M., Nahas, G. (2011) Numerical analysis of the thermal active restrained shrinkage ring test to study the early age behavior of massive concrete structures, *Engineering Structures*, 33 :1390-1401.
- Briffaut, M., Benboudjema, F., Torrenti, J.-M., Nahas, G. (2012) Early age behaviour of a massive concrete structure: Effects of thermal boundary conditions and thermal properties evolutions on temperature and stress fields, *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, 16:589-605.
- Clement, J.L. (2004) "Exemple de calcul en Europe", Chapitre 4a du livre "Comportement du béton au jeune âge" (Traité MIM, série Matériaux de construction), ACKER Paul, TORRENTI Jean-Michel, ULM Franz-Josef.
- Darquennes, A., Staquet, S., Kamen, A., Delplancke-Ogletree, M.-P., Espion B. (2009) Early age properties development of concrete with different slag contents, *ACI SP-259, Transition from Fluid to Solid : Re-examining the Behavior of Concrete at Early Ages*, San Antonio, Texas, USA, 43-66.
- Darquennes, A., Staquet, S., Delplancke-Ogletree, M.-P., Espion, B. (2011) Effect of autogenous deformation on the cracking risk of slag cement concretes, *Cement and Concrete Composites*, 33: 368-379.
- Darquennes, A., Staquet, S., Espion, B. (2011) Determination of time-zero and its effect on autogenous deformation evolution, *EJECE*, 15: 787-798.
- Darquennes, A., Staquet, S., Espion, B. (2011) Behaviour of slag cement concrete under restraint conditions, *EJECE*, 15: 1017-1029.
- De Larrard, F. (2009) Quelques questions soulevées par analyses du cycle de vie des infrastructures routières, *Bulletin du Laboratoire des Ponts et Chaussées*, 276 : 1-8.
- De Schutter, G., Taerwe, L., 1996. Degree of hydration based description of mechanical properties of early-age concrete. *Materials and Structure* 29, 335-344.
- TC107-CSP (1998) Measurement of time-dependent strains of concrete, *Materials and Structures*, 31: 507-512.