



Projet National de recherche et développement

Fissuration des parties d'ouvrage liées à la dessiccation – Modèle de prédiction de la fissuration des dalles du chantier de Chaponost

Thème 2

Rédigé par C. DE SA et F. BENBOUDJEMA
LMT CACHAN

R/16/RECY/031
LC/13/RECY/29
Mai 2016

Résumé

Ce rapport étudie la susceptibilité à la fissuration par déformation libre restreinte (thermique et hydrique) de différents bétons réalisés à l'aide de granulats recyclés, avec différents taux de substitution. En se basant sur les campagnes expérimentales réalisées au GeM et Sigma béton, il a été possible d'identifier un grand nombre de paramètres matériaux permettant une analyse approfondie. Ainsi, le séchage, l'hydratation, les déformations thermiques et hydriques, de fluage propre et de dessiccation et l'évolution des propriétés en fonction du degré d'hydratation ont été pris en compte. Certaines hypothèses ont dû être effectuées par manque de données. Le cas d'une restrainte totale et le chantier de Chaponost ont servi de base d'étude. Il est montré que le béton présentant le plus fort taux de substitution est le plus susceptible vis-à-vis de la fissuration par restrainte des déformations différées. Néanmoins, le béton de référence (sans substitution) n'est pas le moins susceptible de fissurer. Cela est dû aux interactions entre les différents phénomènes de retrait, fluage et les propriétés mécaniques. Il est également montré que la contribution du retrait de dessiccation est prépondérante vis-à-vis des déformations thermiques (liées aux variations climatiques).

Abstract

This report studies the cracking sensitivity due to the restraint of delayed strains (thermal and drying) of different concretes, realized using different contents of recycled aggregates. Based on the experimental campaign realized at GeM and Sigma béton laboratories, it has been possible to identify a large number of material parameters allowing for a deep analysis. Drying, hydration, thermal and drying strains, basic and drying creep and evolution of mechanical parameters with respect to hydration degree have been taken into account. Some hypotheses have also been used due the lack of data. The cases of a total restraint and the Chanapost site have been considered. It has been shown that the concrete with the most important content of recycled aggregates is the most sensitive to cracking by shrinkage restraint. Nevertheless, the reference concrete (with no substitution) is not the less sensitive to cracking. This is due to the interaction of different phenomena as shrinkage/creep and mechanical properties. It has been shown also that the contribution of drying shrinkage is more significant that the variation of ambient temperature.

Sommaire

1. INTRODUCTION	5
2. TRAVAIL PROPOSE	6
2.1 Chantier expérimental de Chaponost.....	6
2.2 Simulations	8
3. MODELES	8
3.1 Modèle thermo-chimique	8
3.2 Modèle de séchage	9
3.3 Modèle de retrait de dessiccation.....	10
3.4 Retrait endogène et déformation thermique.....	10
3.5 Modèle de fluage propre et de dessiccation	11
3.5.1 Modèle de fluage propre.....	11
3.5.2 Modèle de fluage de dessiccation	12
3.6 Développement des propriétés mécaniques et fissuration	12
3.6.1 Evolution des propriétés mécaniques	12
3.6.2 Modélisation de la fissuration par l'endommagement	12
4. IDENTIFICATION.....	14
4.1 Identification des paramètres du modèle de séchage et de retrait de dessiccation	15
4.2 Identification des paramètres du modèle d'hydratation	18
4.3 Identification des paramètres d'évolution des propriétés mécaniques.....	21
4.4 Identification des paramètres du modèle de retrait endogène	22
4.5 Identification du fluage de dessiccation.....	22
4.6 Identification du fluage propre	23
4.7 Comparaison des déformations de fluage.....	25
5. SIMULATIONS	25
5.1 Modèle simplifié HM sans fluage (analyse élastique 3D)	26
5.1.1 Maillage HM	26

5.1.2	Conditions initiales et aux limites.....	27
5.1.3	Résultats des simulations	28
5.2	Modèle complet THMC	29
5.2.1	Susceptibilité à la fissuration (analyse élastique 1D).....	29
5.2.2	Simulation des essais à l’anneau réalisé par Sigma béton	31
5.2.3	Simulation de la dalle de parking	34
6.	CONCLUSIONS GENERALES.....	36
7.	REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES	37

1. INTRODUCTION

Le comportement des structures en béton au jeune âge et à plus long terme est lié au phénomène de dessiccation intervenant tout au long de la vie de ces structures. L'exposition de structures en béton à un environnement extérieur de plus faible humidité relative induit en effet des gradients de déformation au sein de ses structures pouvant amener à la fissuration. Les phénomènes mécaniques contribuant à la fissuration sous séchage sont liés à deux échelles :

- A l'échelle macroscopique :
 - Le mécanisme d'auto-contraintes lié au gradient hydrique : le séchage en surface induit des gradients hydriques, de déformations et donc de contraintes au sein de la structure (cf. Figure 1), (Bazant et al, 1982), responsables de la fissuration observable à la surface de ces structures,
 - La restreinte « hydrique » : le retrait de dessiccation est empêché par un élément externe (ici le sol) générant des contraintes de traction et pouvant conduire à une fissuration traversante et/ou à un décollement (cf. Figure 2),
- A l'échelle mésoscopique, le retrait de la pâte de ciment est empêché par les granulats naturels (qui ne subissent pas de dessiccation), ce qui entraîne une fissuration à l'interface entre ces deux matériaux (une décohésion entre la pâte de ciment et les granulats et le développement de fissures intergranulaires (Perraton et al, 2001)).

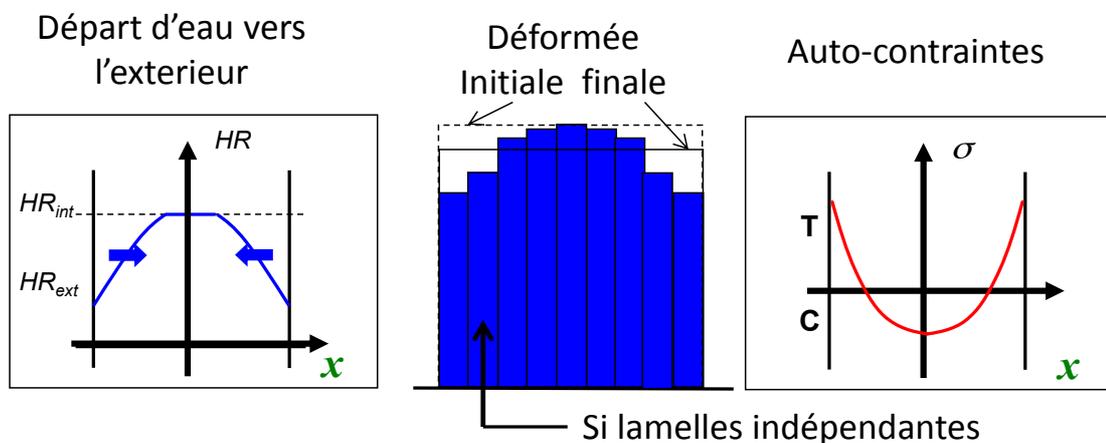


Figure 1 : Mécanisme de fissuration par gradient de retrait de dessiccation – Déformées pour un élément constitué d'un seul bloc et pour un élément constitué d'un ensemble de lamelles indépendantes. (HR_{ext} = humidité relative externe, HR_{int} = humidité relative interne)

Les granulats recyclés incorporés dans le cadre du PN dans les formulations de béton étudié comportent des fractions de pâte de ciment plus importantes amenant a priori plus de retrait. La fraction volumique en granulat gênant le retrait est a contrario plus faible. Les observations et conclusions faites sur des bétons de granulats naturels en terme de fissuration de ceux-ci vis à vis du séchage peuvent dans le cas d'incorporation de pourcentages plus ou moins importants de granulats recyclés être remises en cause.

Différentes études expérimentales ont ainsi été menées dans le cadre du PN RECYBETON permettant de caractériser le comportement à l'échelle du matériau et à l'échelle de la structure de différentes compositions de béton, contenant différentes fractions volumiques en granulats et sable recyclé. Un chantier expérimental de dalles de parking a permis d'observer sur structure réelle les effets du séchage sur le comportement de la structure.

L'objectif des travaux numériques menés au LMT et présentés dans ce rapport est de modéliser le comportement des dalles de parking du chantier expérimental mis en œuvre à Chaponost et de prédire leur risque de fissuration éventuel vis à vis du séchage.

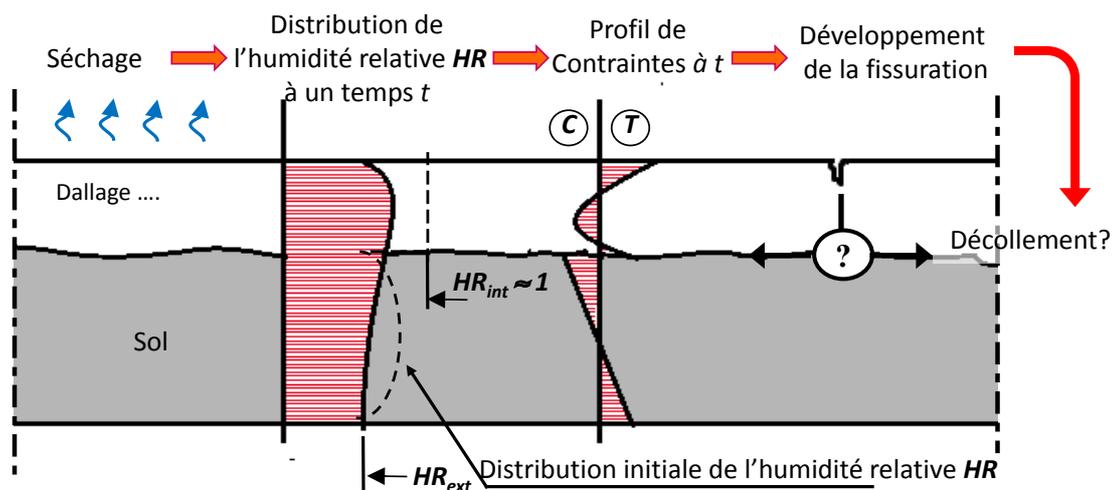


Figure 2 : Mécanisme de fissuration par retrait de dessiccation, suite à la gêne d'un support rigide (HR_{ext} = humidité relative externe, HR_{int} = humidité relative interne, C = zone en compression, T = zone en traction).

2. TRAVAIL PROPOSE

Une modélisation numérique du séchage du béton recyclé a été réalisée et appliquée à la prédiction numérique du comportement de structures en béton de zones de stationnement à Chaponost par l'entreprise ELTS.

2.1 Chantier expérimental de Chaponost

Le chantier expérimental de Chaponost a consisté en la réalisation d'environ 400 m² de dalles de parking en béton armé. Six zones ont été définies correspondant respectivement à 6 formulations de béton de granulats recyclés testées (voir Figure 3). Des joints sont réalisés par sciage tous les 5m sur l'épaisseur de la dalle. Les dalles ont été coulées en novembre 2013.

% Sable 0/4 % Granulat 4/20	0	30	100
0	Béton référence granulats roulés	30S-0G	
30	0S-30G	30S-30G	
100	0S-100G		100S-100G

Figure 3 : Formulations des 6 zones de dallage réalisées par l'entreprise ELTS (chantier expérimental de Chaponost)

Aucun élément de mesure n'a été mis en place sur le chantier, ne permettant pas d'appuyer la validation de notre modélisation de manière quantitative sur le chantier. Aucun suivi météorologique (température et humidité relative) n'a été effectué. Néanmoins un suivi visuel régulier sur le chantier a été réalisé pour observer d'éventuelles fissures dues à la dessiccation. Ce suivi a permis d'observer une fissuration au niveau des joints de dalle, sans fissuration superficielle observée (voir Figure 4).



Figure 4 : Fissuration observée au niveau des joints de sciage sur les dalles

Des essais de caractérisation matériau ont également été menés par le laboratoire Sigma Béton sur les 6 compositions mises en place sur chantier :

- Essai de compression : résistance en compression
- Essai de fendage : résistance à la traction
- Essai de mesure du module d'élasticité : module d'Young
- Essai de retrait libre : perte en masse et retrait de dessiccation
- Essai de retrait à l'anneau : observation visuelle de la fissuration sous retrait gêné

Concernant l'essai de retrait à l'anneau, seule la formulation 100S-100G (c'est à dire 100% de granulats recyclés) a présenté une fissuration (cf. Figure 5).



Figure 5 : Essais de retrait empêché à l'anneau effectués par Sigma Béton. Fissuration sur la formulation 100S 100G.

2.2 Simulations

Les simulations éléments finis sur le logiciel Cast3M visent à prédire le comportement après coulage des dallages de parking :

- Dans un premier temps, les essais de retrait libre Sigma Béton sont simulés numériquement afin de calibrer les paramètres du modèle de séchage pour les 6 formulations.
- Les paramètres calibrés viennent ensuite alimenter la modélisation 3D du séchage des dalles du chantier, sous des conditions météorologiques les plus proches possibles de celles de Chaponost, afin de déterminer les risques de fissuration de ces dalles et leur localisation.

Des simulations numériques à l'échelle mésoscopique avaient été proposées dans un premier temps, mais vu le manque de données sur chaque constituant pâte de ciment et granulat, seule une modélisation à l'échelle macroscopique a été considérée.

3. MODELES

Une modélisation éléments finis hydro-mécanique faiblement couplée est proposée ici pour l'ensemble des simulations réalisées sur éprouvette et sur structure. N'ayant pas d'informations sur l'hydratation du matériau, le choix a été fait de ne pas considérer de modèle d'hydratation complet mais de prendre en compte par contre l'évolution des caractéristiques mécaniques et du fluage au cours du temps dues à l'hydratation. Ainsi, les effets de l'hydratation sur le séchage (isotherme de désorption, perméabilité ...) n'ont pas été pris en compte. Ce choix se justifie également par le fait que la cinétique de séchage est lente.

3.1 Modèle thermo-chimique

L'évolution de l'hydratation est obtenue par l'utilisation d'une affinité chimique (Regourd et Gautier, 1980 ; Lackner et Mang, 2004) dans une notation proposée par Ulm et *al.* (Ulm et Coussy, 1998) :

$$\dot{\xi} = \tilde{A}(\xi) \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right) \quad (1)$$

où E_a est l'énergie d'activation [$\text{J}\cdot\text{mol}^{-1}$], R est la constante des gaz parfaits $8,3145 [\text{J}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{mol}^{-1}]$, T est la température [K], ξ est le degré d'hydratation et $\tilde{A}(\xi)$ est l'affinité chimique normalisée [s^{-1}]. Faute de données complémentaires, nous n'avons pas considéré le couplage séchage/hydratation.

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:

$$CT\dot{=} = \nabla(k\nabla T) + L\dot{\xi} \quad (2)$$

où L est la chaleur latente d'hydratation [$\text{J}\cdot\text{m}^{-3}$], k est la conductivité thermique du béton [$\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$] et C est la capacité thermique du matériau [$\text{J}\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{K}^{-1}$] qui peut être prise constante (Waller, 1999) ou fonction de la température et du degré d'hydratation. Vu le manque de données et la faible épaisseur de la dalle de parking, le terme lié au dégagement de chaleur lors de l'hydratation a été négligé.

Les conditions aux limites thermiques sont de type convectives :

$$\varphi = h(T_s - T_{ext})\mathbf{n} \quad (3)$$

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

3.2 Modèle de séchage

Le séchage est un phénomène complexe. De multiples mécanismes sont mis en jeu simultanément: perméation, diffusion, convection, sorption/désorption. Dans ce travail, nous nous proposons de prendre en compte uniquement le mécanisme de perméation de l'eau liquide qui semble prédominant lors du séchage à température ambiante pour ce type de matériaux. 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 :

$$\frac{dS_l}{dp_c} \frac{dp_c}{dt} = \text{div} \left(k_{rl}(S_l) \frac{K}{\mu_l \phi} \cdot \text{grad}(p_c) \right) \quad (4)$$

avec p_c la pression capillaire, k_{rl} la perméabilité relative à l'eau liquide, K la perméabilité intrinsèque, μ_l la viscosité dynamique de l'eau liquide et ϕ la porosité accessible à l'eau.

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 , b étant des paramètres matériaux) :

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

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

$$p_c = \frac{\rho_l RT}{M_l} \ln(h) \quad (6)$$

Où M_l la masse molaire de l'eau, ρ_l la masse volumique de l'eau liquide.

3.3 Modèle de retrait de dessiccation

Les mécanismes de retrait de dessiccation ne sont pas encore tout à fait élucidés. Néanmoins, il est couramment admis qu'il résulte de la déformation mécanique (élastique et fluage) du squelette solide sous la pression capillaire, combinée à la pression de disjonction et aux tensions de surface. Ainsi, en se basant sur ce mécanisme, la déformation de retrait de dessiccation ε_{ds} peut être calculée à partir de la relation suivante :

$$\varepsilon_{ds}(t) = (1 - 2\nu) b \left(\frac{S_l p_c}{E} + \int_{t'=0}^{t'=t} J(t-t', t') \frac{d(S_l p_c)}{dt'} dt' \right) \quad (7)$$

où b est le coefficient de Biot et J est la complaisance de fluage (voir ci-dessous).

Ce type de modèle nécessite la détermination de nombreux facteurs, qui ne sont pas mesurés dans cette étude. Nous allons donc préférer utiliser ici un modèle phénoménologique :

$$\varepsilon_{ds}(t) = k_h (h(t) - h(t=0)) \quad (8)$$

Où k_h est un coefficient calibré à partir des résultats expérimentaux de retrait de dessiccation.

3.4 Retrait endogène et déformation thermique

Le retrait endogène est 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 et al., 2006). La modélisation de l'évolution du retrait endogène (ε_{au}) choisie est donc la suivante (Ulm et Coussy, 1998) :

$$\varepsilon_{au} = -\kappa(\xi) \bar{\xi} \mathbf{1} \quad \text{avec} \quad \bar{\xi} = \left\langle \frac{\xi - \xi_0}{\xi_\infty - \xi_0} \right\rangle_+ \quad (9)$$

où $\kappa(\xi)$ est une fonction d'évolution, ξ_∞ est le degré d'avancement final (1), $\langle \cdot \rangle_+$ est l'opérateur partie positive, ξ_0 est le seuil de percolation mécanique (Torrenti et Benboudjema, 2005).

Les déformations thermiques ε_{th} sont liées à la variation de température par un coefficient de dilatation thermique α (considéré constant (Loukili et al., 2000):

$$\varepsilon_{th} = \alpha (T - T_0) \mathbf{1} \quad (10)$$

3.5 Modèle de fluage propre et de dessiccation

3.5.1 Modèle de fluage propre

La plupart des modèles de fluage propre sont basés sur la combinaison en série ou en parallèle d'éléments rhéologiques (ressorts et amortisseurs).

Nous utilisons 1 chaîne de Kelvin Voigt combiné à un amortisseur en série (voir Figure 6).

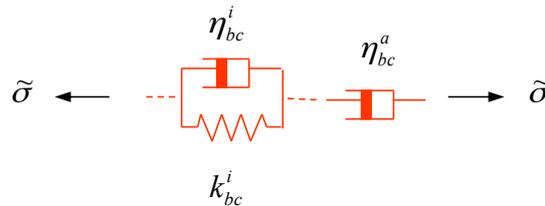


Figure 6 : Modèle de fluage propre

Le calcul des déformations de fluage propre de la chaîne de Kelvin-Voigt se fait par résolution de l'équation suivante :

$$\tau_{bc}^i \ddot{\epsilon}_{bc}^i + \left(\tau_{bc}^i \frac{k_{bc}^i(\xi)}{k_{bc}^i(\xi)} + 1 \right) \dot{\epsilon}_{bc}^i = \frac{\dot{\tilde{\sigma}}}{k_{bc}^i(\xi)} \quad (11)$$

où τ_{bc}^i est le temps caractéristique de la chaîne (constant), $k_{bc}^i(\xi)$ est la raideur du ressort (fonction du degré d'hydratation), $\tilde{\sigma}$ est la contrainte effective.

Une relation empirique proposée par de Schutter (1999) est utilisée pour relier la raideur de ressort de la chaîne au degré d'hydratation :

$$k_{bc}^i(\xi) = k_{bc-\infty}^i \frac{0,473}{2,081 - 1,608 \bar{\xi}} \bar{\xi}^{0,62} \quad (12)$$

où $k_{bc-\infty}^i$ est la 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 :

$$\eta_{bc}^i(\xi) = k_{bc}^i(\xi) \tau_{bc}^i \quad (13)$$

Afin d'améliorer la précision des simulations numériques, un amortisseur est ajouté en série pour prédire de façon plus précise le caractère partiellement réversible de la déformation de fluage et le fait que le fluage propre a une évolution logarithmique sur le long terme (comme cela est observé expérimentalement sur des essais de fluage sur plusieurs dizaines d'année) :

$$\eta_{bc}^a(\xi) \dot{\epsilon}_{bc}^a = \tilde{\sigma} \text{ avec } \eta_{bc}^a(t) = \eta_{bc-\infty}^a \frac{0,473}{2,081 - 1,608 \bar{\xi}} \bar{\xi}^\psi \cdot t \quad (14)$$

où ϵ_{bc}^a est la déformation de fluage et 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 :

$$\epsilon_{bc} = \sum \epsilon_{bc}^i + \epsilon_{bc}^a \quad (15)$$

De plus, plusieurs auteurs trouvent une dissymétrie du fluage en compression/traction, ceci n'a pas été pris 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 qui peut être pris égal au coefficient de Poisson élastique (Benboudjema, 2002).

3.5.2 Modèle de fluage de dessiccation

Les résultats expérimentaux de la littérature montrent qu'on observe une proportionnalité entre les déformations de fluage de dessiccation en compression et en traction et les déformations de retrait de dessiccation (qui sont elles-mêmes proportionnelles à la variation d'humidité relative). Ainsi, nous avons choisi le modèle proposé par Bažant et Chern (1985) pour la prédiction des déformations de fluage de dessiccation intrinsèque :

$$\dot{\epsilon}_{dc} = \lambda_{dc} \dot{\epsilon}_{ds} \tilde{\sigma} \quad (16)$$

où ϵ_{dc} est la déformation de fluage de dessiccation et λ_{dc} est un paramètre matériau.

3.6 Développement des propriétés mécaniques et fissuration

3.6.1 Evolution des propriétés mécaniques

L'augmentation du module d'Young E et la résistance en traction f_t sont modélisées par les relations suivantes (De Schutter, 1999 ; Stefan et al., 2010) :

$$E(\xi) = E_{\infty} \bar{\xi}^{a_e} \quad f_t(\xi) = f_{t\infty} \bar{\xi}^{a_{ft}} \quad (17)$$

où $f_{t\infty}$ est la résistance en traction finale (i.e. quand $\xi = \xi_{\infty}$), E_{∞} est le module d'Young final (i.e. quand $\xi = \xi_{\infty}$), a_e et a_{ft} sont les paramètres gouvernant les évolutions des lois.

3.6.2 Modélisation de la fissuration par l'endommagement

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 :

$$\sigma = (1 - D) \tilde{\sigma} \quad (18)$$

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 (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 ($\tilde{\sigma}$, cf Figure 7).

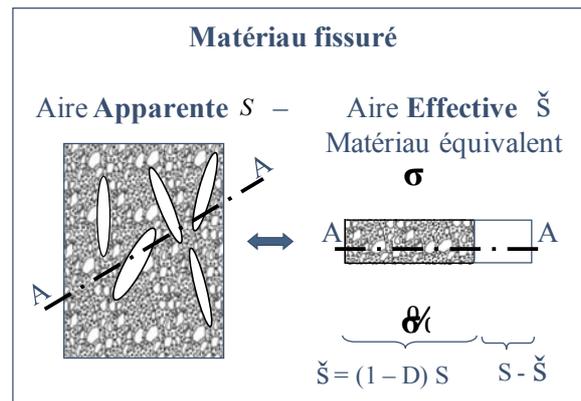


Figure 7 : Description de l'endommagement

La relation pour calculer l'évolution de la variable d'endommagement initialement proposée par 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 :

$$D = 1 - \frac{\kappa_0}{\hat{\epsilon}} \left[(1 + A_t) \exp(-B_t (\hat{\epsilon} - \kappa_0)) - A_t \exp(-2B_t (\hat{\epsilon} - \kappa_0)) \right] \quad (19)$$

où A_t et B_t sont des paramètres matériau qui contrôlent la branche adoucissante de la courbe contrainte/déformation en traction, κ_0 est le seuil d'endommagement du matériau et $\hat{\epsilon}$ est la déformation équivalente.

Quelque soit la loi d'évolution de la variable d'endommagement, elle fait référence à une déformation élastique équivalente. Selon 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 :

$$\hat{\epsilon} = \sqrt{\langle \boldsymbol{\epsilon}_{el} \rangle_+ : \langle \boldsymbol{\epsilon}_{el} \rangle_+} \quad (20)$$

où $\boldsymbol{\epsilon}_{el}$ est la déformation élastique, $\langle \cdot \rangle_+$ est l'opérateur partie positive.

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

$$\dot{D} = 0 \quad \text{si} \quad \hat{\epsilon} \leq \kappa_0(\xi) \quad \text{et si} \quad \hat{\epsilon} \geq \kappa_0(\xi), \quad \dot{D} \neq 0 \quad (21)$$

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 de 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 :

$$\kappa_0(\xi) = \frac{f_t(\xi)}{E(\xi)} = \frac{f_{t\infty}}{E_\infty} \bar{\xi}^{a_1 - a_2} \quad (22)$$

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

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{E}(\boldsymbol{\xi}) \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{el} = \mathbf{E}(\boldsymbol{\xi}) (\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} - \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{bc} - \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{dc} - \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{ds} - \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{au} - \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{re}) \quad (23)$$

où $\boldsymbol{\varepsilon}$, $\boldsymbol{\varepsilon}_{bc}$, $\boldsymbol{\varepsilon}_{dc}$, $\boldsymbol{\varepsilon}_{ds}$, $\boldsymbol{\varepsilon}_{au}$, $\boldsymbol{\varepsilon}_{th}$ sont respectivement les déformations totales, de fluage propre, de fluage de dessiccation, de retrait de dessiccation, de retrait endogène et thermique. Ces déformations ont été définies auparavant.

4. IDENTIFICATION

Les paramètres à identifier sont nombreux. Nous avons à disposition les données issues de Sigma Béton (pour toutes les formulations) et du GeM (uniquement pour la formulation OS-100G). Ces données ont été utilisées en suivant la démarche donnée dans le Tableau 4-1 ci-dessous :

Tableau 4-1 Démarche d'identification.

	Laboratoire	Remarques
Propriétés mécaniques à l'état durci (module de Young, résistance en compression)	Données Sigma Béton	Résultats différents entre le GeM ($f_{c28} = 26,3$ MPa) et Sigma Béton ($f_{c28} = 40,1$ MPa)
Evolution du séchage et du retrait de dessiccation	Données Sigma Béton	Résultats très proches entre le GeM et Sigma Béton
Evolution des propriétés mécaniques (module de Young, résistance en traction)	Données GeM	Même fonction normée utilisée pour toutes les formulations. Pour le module de Young, les mesures obtenues par le Grindosonic ont été utilisées.
Retrait endogène	Données GeM	Déformation négligeable au regard du retrait de dessiccation
Fluage de dessiccation	Données de la littérature	
Fluage propre	Données GeM	Identification sur l'essai à l'anneau pour la formulation OS-100G. Extrapolation aux autres formulations en utilisant le rapport des modules d'Young

4.1 Identification des paramètres du modèle de séchage et de retrait de dessiccation

L'identification des paramètres du modèle de séchage et de retrait a été réalisée à partir des mesures de retrait libre sur éprouvettes réalisées par Sigma Béton lors du chantier de Chaponost.

Du fait de la symétrie des essais de séchage simulés, un quart seulement des éprouvettes 7×7×28 [cm³] (voir Figure 8).

La simulation du séchage permet l'identification des paramètres a et b de la loi de Van Genuchten permettant d'obtenir la même évolution de perte en masse que celle obtenue par Sigma Béton. Il est à noter que le manque d'essais de porosité et de perméabilité (type Cembureau), nous a amené à prendre comme hypothèses une porosité de 0,25 et une perméabilité de $1,5 \cdot 10^{-20}$ [m²].

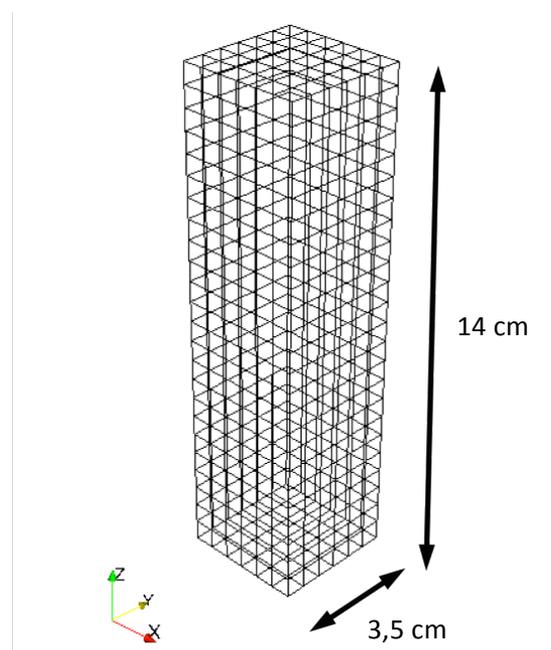


Figure 8 : Maillage des éprouvettes des essais de retrait libre Sigma Béton

La Figure 9 présente un exemple d'évolution de l'humidité relative h observée sur le quart d'éprouvette modélisé. Les résultats montrent une diminution rapide de celle-ci en surface et un ralentissement dans le cœur de l'éprouvette. Les éprouvettes sont séchées sous des conditions ambiantes d'humidité relative de 50%.

La Figure 10 présente les évolutions de perte en masse expérimentales et numériques (obtenues après calibrage des paramètres de la loi de van Genuchten). On obtient une bonne adéquation entre les évolutions expérimentales et la simulation numérique. On observe globalement une augmentation de la perte en masse avec l'augmentation du taux de granulats recyclés, due à l'augmentation du taux de pâte totale, incluant la pâte contenue dans le granulat recyclé qui va également pouvoir sécher (contrairement au granulat naturel qui n'était pas soumis au séchage). A noter cependant une valeur particulière obtenue pour la perte en masse de la composition 30S-0G (30% de sable recyclé et 0% de granulat recyclé).

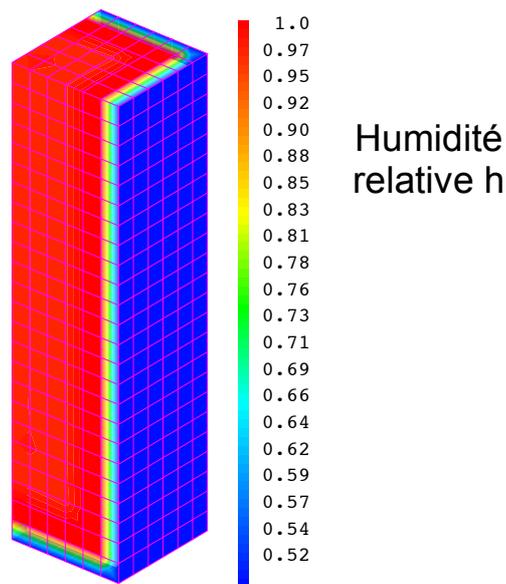


Figure 9 : Simulation du séchage d'un quart des éprouvettes Sigma Béton. Tracé d'une carte 3D d'évolution de l'humidité relative h au sein de l'éprouvette

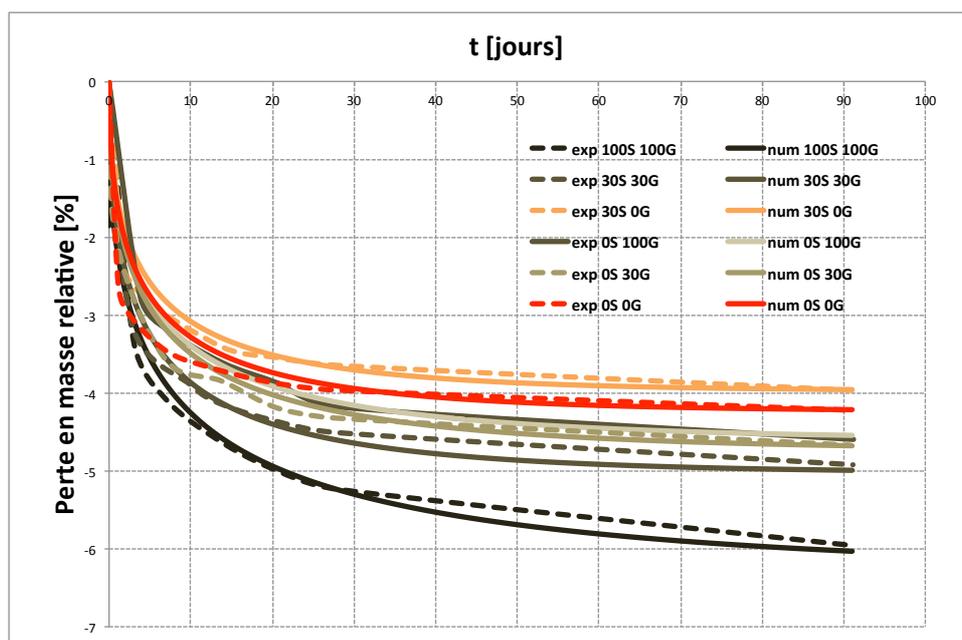


Figure 10 : Simulation du séchage d'un quart des éprouvettes Sigma Béton. Tracé de l'évolution de la perte en masse en fonction du temps (évolutions expérimentales notées « exp », évolutions numériques notées « num »)

La Figure 11 présente les évolutions de retrait expérimentales et numériques (obtenues après calibrage du coefficient k_h pour le modèle de retrait de dessiccation, en ne considérant pas de fluage dans un premier temps). On obtient une adéquation correcte entre les évolutions expérimentales et la simulation numérique.

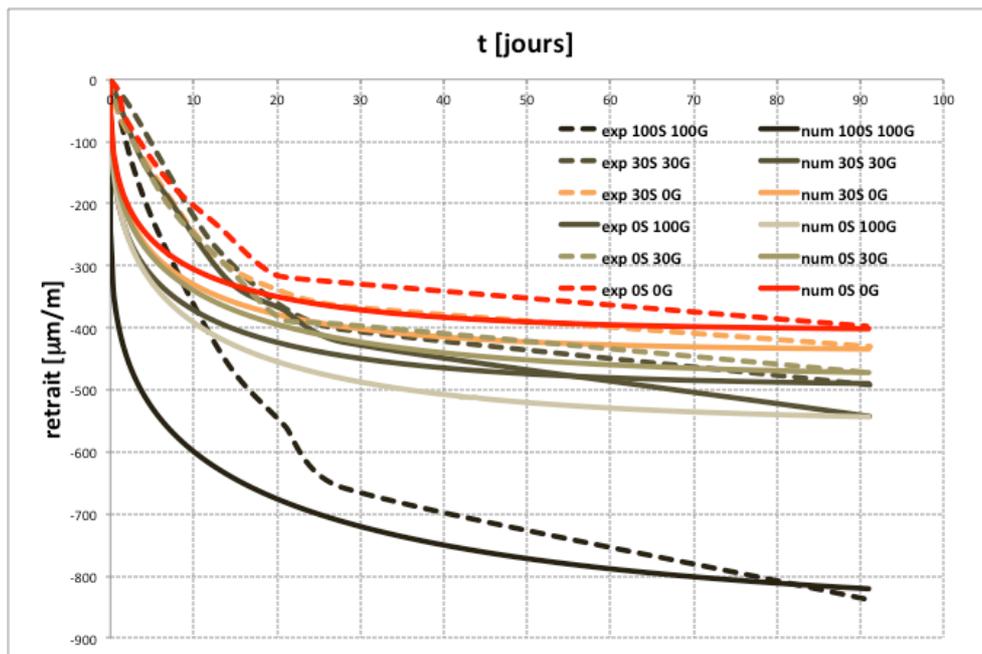


Figure 11: Simulation du séchage d'un quart des éprouvettes Sigma Béton. Tracé de l'évolution du retrait en fonction du temps (évolutions expérimentales notées « exp », évolutions numériques notées « num »)

Il est à noter que les mesures de retrait total obtenues par Sigma Béton sont très proches de celles mesurées au GeM. L'évolution pour la formulation 0S-100G est reportée sur la Figure 12.

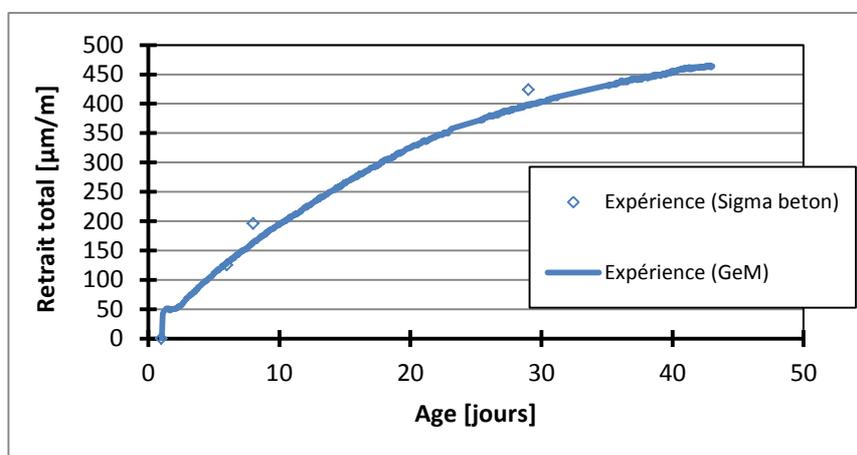


Figure 12 : Evolution comparative entre le GeM et Sigma Béton pour le retrait total pour la formulation 0S-100G

Les paramètres identifiés pour le modèle de séchage et de retrait, correspondant aux simulations présentées précédemment Figure 10 et Figure 11, ont été regroupés dans les deux tableaux suivants (Tableau 4-2 et Tableau 4-3).

Tableau 4-2 Paramètres pour l'évolution de la perte en masse (équations (4) et (5)).

Composition	porosité ϕ	perméabilité intrinsèque K [m ² /s]	Paramètre de Van Genuchten a	Paramètre de Van Genuchten b [Pa]
OS 0G	0,25	$1,5 \cdot 10^{-20}$	0.34	$38,5 \cdot 10^6$
OS 30G	0,25	$1,5 \cdot 10^{-20}$	0.36	$35 \cdot 10^6$
OS 100G	0,25	$1,5 \cdot 10^{-20}$	0.35	$38,5 \cdot 10^6$
30S 0G	0,25	$1,5 \cdot 10^{-20}$	0.32	$38,5 \cdot 10^6$
30S 30G	0,25	$1,5 \cdot 10^{-20}$	0.4	$38,5 \cdot 10^6$
100S 100G	0,25	$1,5 \cdot 10^{-20}$	0.43	$30 \cdot 10^6$

Tableau 4-3 Paramètre k_h pour l'évolution du retrait (équation (8)).

Composition	OS 0G	OS 100G	30S 0G	30S 30G	100S 100G
k_h	$0,842 \cdot 10^{-3}$	$1 \cdot 10^{-3}$	$1,15 \cdot 10^{-3}$	$0,91 \cdot 10^{-3}$	$1,03 \cdot 10^{-3}$

4.2 Identification des paramètres du modèle d'hydratation

N'ayant pas de mesures quantifiant l'évolution du degré d'hydratation ou du degré d'avancement de l'hydratation, les évolutions de la résistance en compression mesurées par le GeM ont été utilisées (formulation OS-100G). Il a été ensuite supposé, comme cela se fait classiquement sur les bétons à base de clinker (De Schutter, 1999), que la résistance en compression suit une évolution linéaire en fonction du degré d'hydratation. Le seuil de percolation ξ_0 a été supposé égal à 0,1 (valeur usuelle pour des bétons ordinaires, Torrenti et Benboudjema, 2005). Le temps de prise a été pris égal à 6 heures. Il est à noter que les valeurs de résistance en compression diffèrent notablement entre celles obtenues par le GeM et celles obtenues par Sigma Béton (cf. Figure 13).

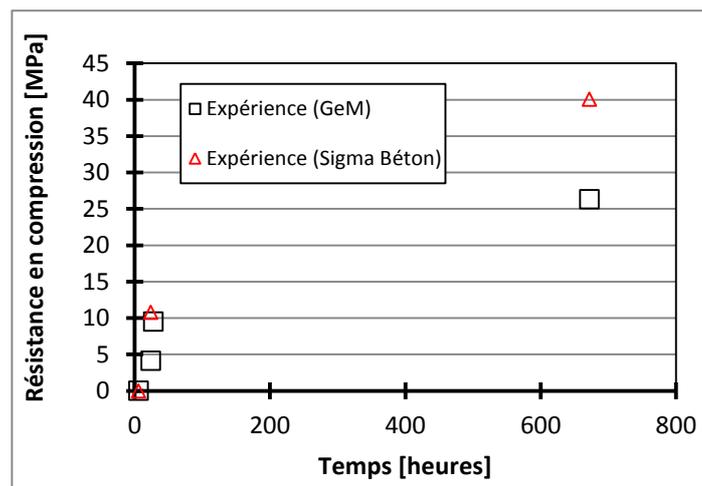


Figure 13 : Evolution comparative entre le GeM et Sigma Béton pour la résistance en compression pour la formulation OS-100G

Il est alors possible de comparer les évolutions du degré d'avancement de la réaction d'hydratation (pris égal à 1 à 28 jours) obtenues à partir des données expérimentales du GeM et de celles obtenues

par Sigma Béton (cf. Figure 14). Il est supposé une relation linéaire après le seuil de percolation (prise) entre la résistance en compression et le degré d'avancement de la réaction d'hydratation, comme cela se fait classiquement pour les bétons à base de CEM I.

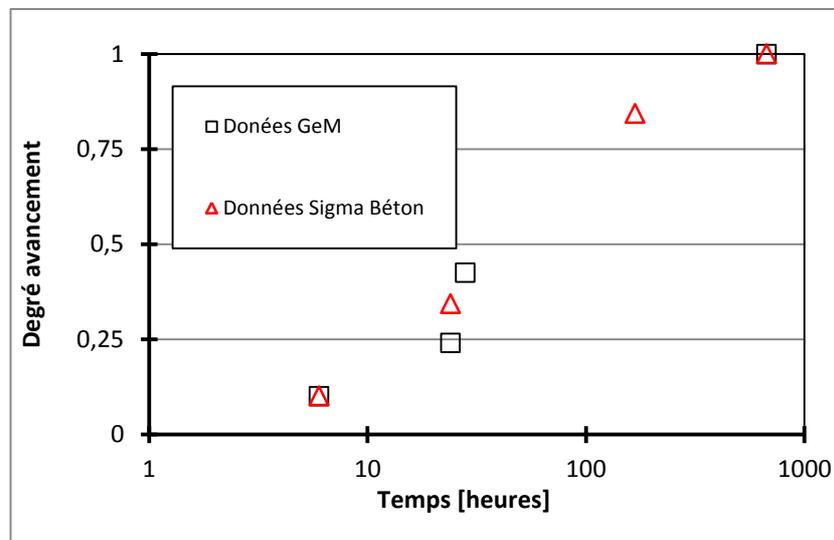


Figure 14 : Comparaison entre les données du GeM et celles de Sigma Béton pour l'évolution du degré d'avancement de l'hydratation (formulation 0S-100G)

Pour les autres formulations, la comparaison est donnée dans la Figure 15. Cette comparaison montre que l'évolution du degré d'avancement est quasiment identique pour toutes les formulations. Seul le béton 100S-100G semble montrer une cinétique un peu plus rapide que les autres formulations, mais il est difficile de savoir si cela provient de la formulation, la variabilité ou des hypothèses utilisées pour le calcul.

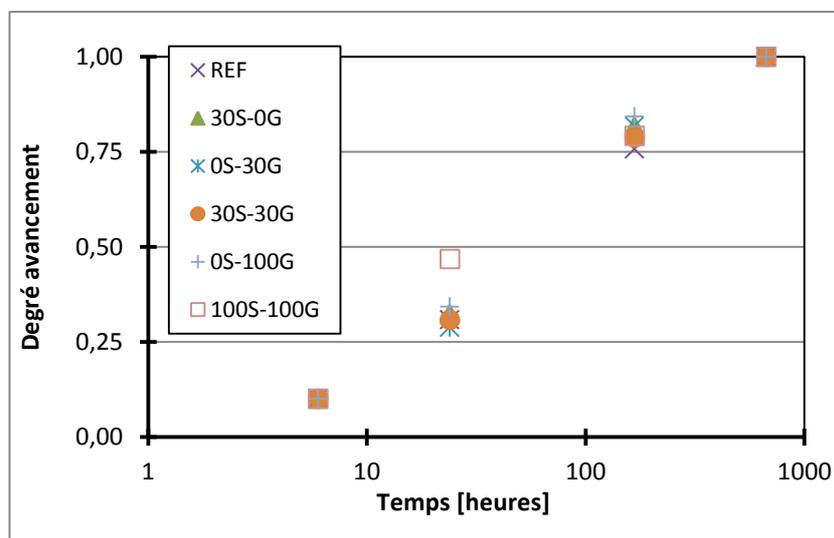


Figure 15 : Comparaison entre les différentes formulations de béton pour l'évolution du degré d'avancement de l'hydratation

A partir de des résultats, il est possible d'identifier les paramètres du modèle thermo-chimique (cf. § 3.1, équation (1) et (2)). En supposant que l'énergie d'activation est égale à $33,2 \text{ kJ.mol}^{-1}$ et que les essais ont été réalisés à une température de 20°C , le calcul de l'affinité chimique a été réalisé.

L'évolution du degré d'avancement de l'hydratation est donnée sur la Figure 16, tandis que l'évolution de l'affinité chimique (corrélée à la cinétique d'hydratation à température ambiante) est reportée sur la Figure 17. Cette dernière présente une évolution assez classique : une augmentation rapide, suivie d'une diminution. Néanmoins, dans les bétons, une diminution plus rapide est observée. Cette différence est probablement due aux hypothèses prises, et surtout au peu de points disponibles concernant l'évolution de la résistance en compression. Ces données seront utilisées par la suite dans le calcul complet THMC.

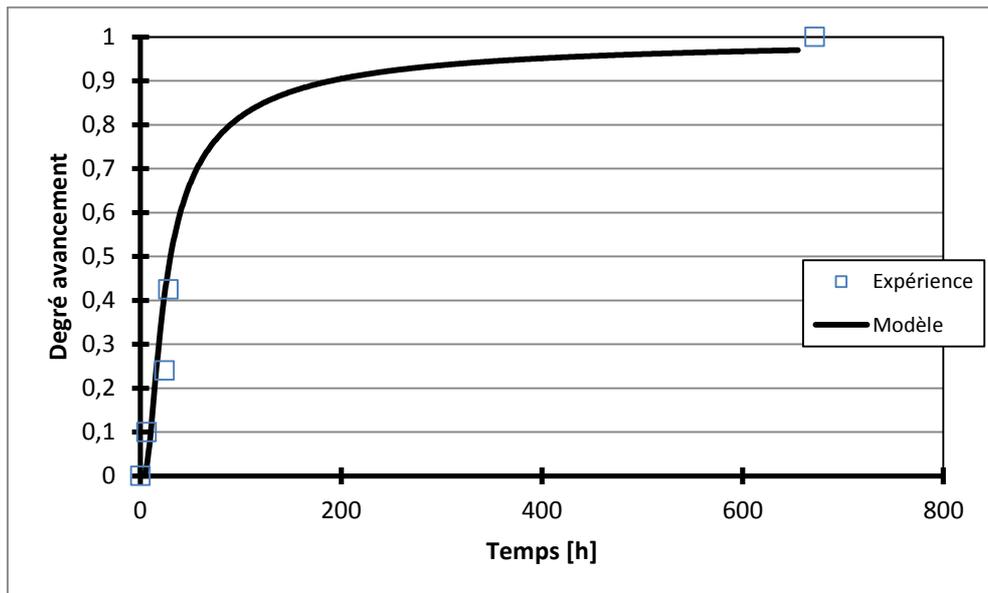


Figure 16 : Evolution du degré d'avancement de l'hydratation : comparaison simulations numériques et expériences

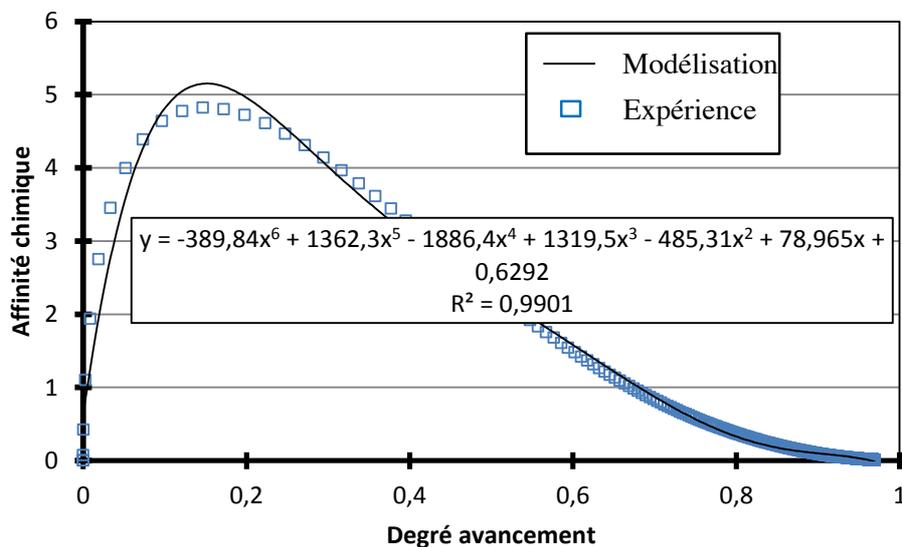


Figure 17 : Evolution de l'affinité chimique (équation (1))

4.3 Identification des paramètres d'évolution des propriétés mécaniques

A partir de l'identification précédente et des équations thermo-chimiques, l'évolution du degré d'avancement de l'hydratation à température ambiante est simulée (25°C). Il est alors possible d'identifier chacun des paramètres intervenant dans l'évolution du module de Young (paramètre intervenant dans la puissance uniquement, cf. § 3.6.1 et § 3.6.2) et de la résistance en traction. Sur la formulation OS-100G (essai GeM), les résultats sont reportés sur la Figure 18 et la Figure 19 pour la résistance en traction et l' module de Young, respectivement.

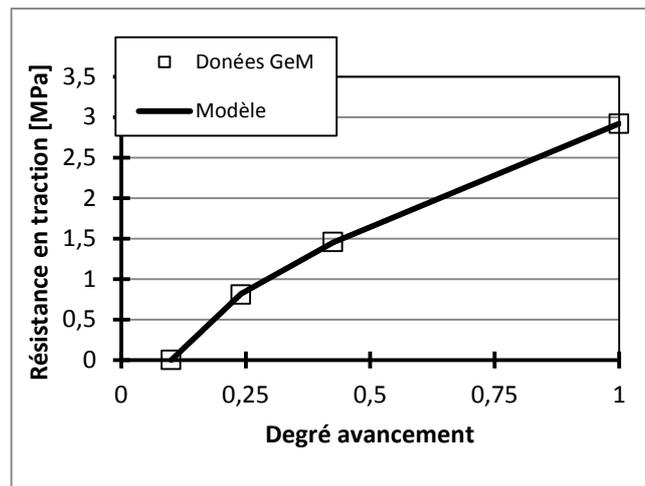


Figure 18 : Evolution de la résistance en traction en fonction du degré d'avancement de l'hydratation

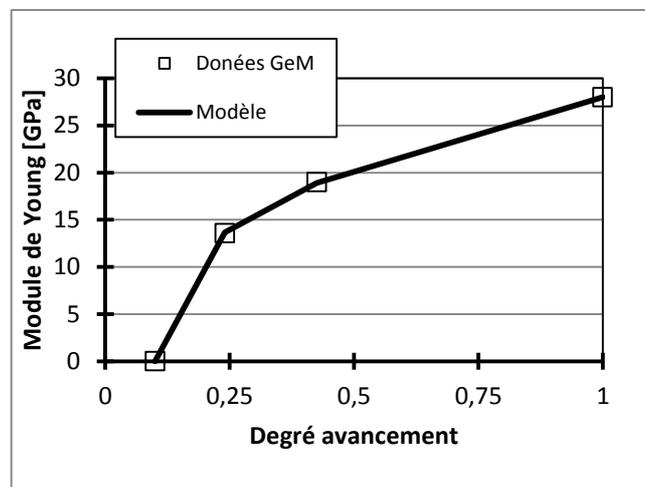


Figure 19 : Evolution du module de Young en fonction du degré d'avancement de l'hydratation

Nous supposons que les paramètres de la loi d'évolution (puissance et seuil de percolation) sont identiques quelque soit la formulation, ils sont donnés dans le Tableau 4-4. Par contre, nous utiliserons les valeurs finales (mesurées à 28 jours) obtenues par Sigma Béton. Ces valeurs sont proches de ce que l'on trouve dans la littérature pour des bétons ordinaires (Briffaut, 2010).

Tableau 4-4 Paramètres pour l'évolution des propriétés mécaniques (équation (17)).

Seuil de percolation ξ_0	a_E	a_{ft}
0,1	0,39	0,69

4.4 Identification des paramètres du modèle de retrait endogène

Le retrait endogène est faible étant donné la formulation des bétons. Il n'a été mesuré que sur la composition OS-100G (essai GeM). On reprend l'évolution du degré d'avancement calculé dans la partie précédente. L'évolution du retrait endogène en fonction du degré d'avancement est reportée sur la Figure 20. Celui-ci est interpolé à l'aide d'une fonction polynomiale. En règle générale, on distingue 2 phases d'évolution dans la littérature pour des bétons à base de CEM I : tout d'abord, un léger gonflement, suivi d'une phase de contraction linéaire. Les essais n'ayant pas eu lieu très tôt, il n'est pas possible de voir la phase de gonflement. Ensuite, l'évolution n'est pas parfaitement linéaire, mais comme cela a été dit, la contribution du retrait endogène est très faible.

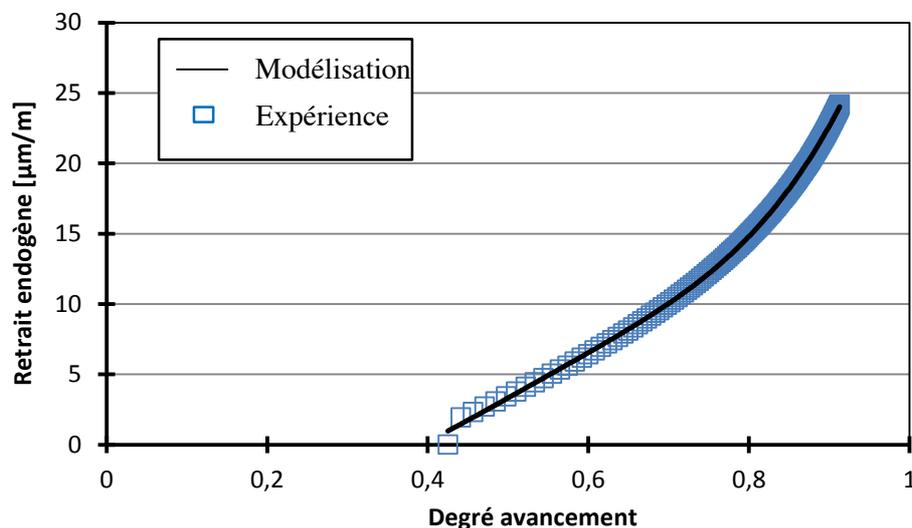


Figure 20 : Evolution du retrait endogène en fonction du degré d'avancement de l'hydratation

4.5 Identification du fluage de dessiccation

Comme cela a été précisé, il n'est pas possible d'identifier de façon séparée le fluage propre et le fluage de dessiccation. Ainsi, nous nous basons sur une compilation de résultats de la littérature (Hilaire, 2014) (cf. Figure 21) sur différentes gammes de béton, où il est constaté que le fluage de dessiccation est proportionnel au retrait de dessiccation (base du modèle utilisé § 3.5.2) et que le coefficient de proportionnalité est à peu près proportionnel au rapport e/c . On obtient alors la valeur $\lambda_{dc} = 0,08 \text{ MPa}^{-1}$ (voir équation (16), $e/c = 0,54$; il varie pour tous les bétons entre 0,52 et 0,54). Cette approche peut être considérée comme valide, étant donné qu'un béton de granulats recyclés présentant plus de retrait de dessiccation, présentera également plus de fluage de dessiccation.

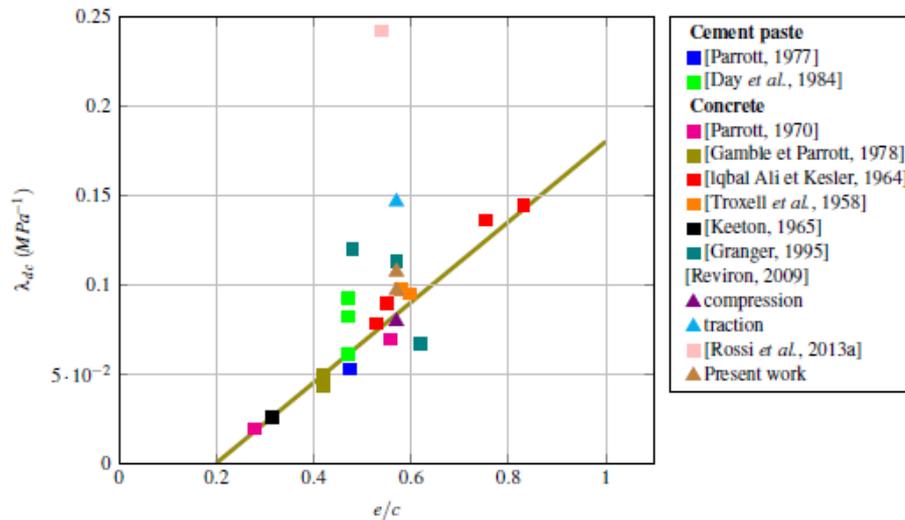


Figure 21 : Evolution du coefficient λ_{dc} en fonction du rapport e/c (Hilaire, 2014).

4.6 Identification du fluage propre

La seule donnée manquante est le fluage propre. Les essais à l’anneau réalisés au GeM (uniquement sur la formulation 0S-100G) sont alors utilisés pour l’identification des paramètres matériaux. Comme nous l’avons souligné ci-dessus, il est à rappeler que les résultats obtenus au GeM et Sigma béton ne sont pas toujours concordants.

Le maillage utilisé est reporté sur la Figure 22. Vu la géométrie, une modélisation axisymétrique est utilisée (cela revient à négliger l’entaille, qui n’est là que pour initier la fissuration plus tôt, nous utilisons cet essai pour identifier le fluage propre). Seule la moitié est également maillée.

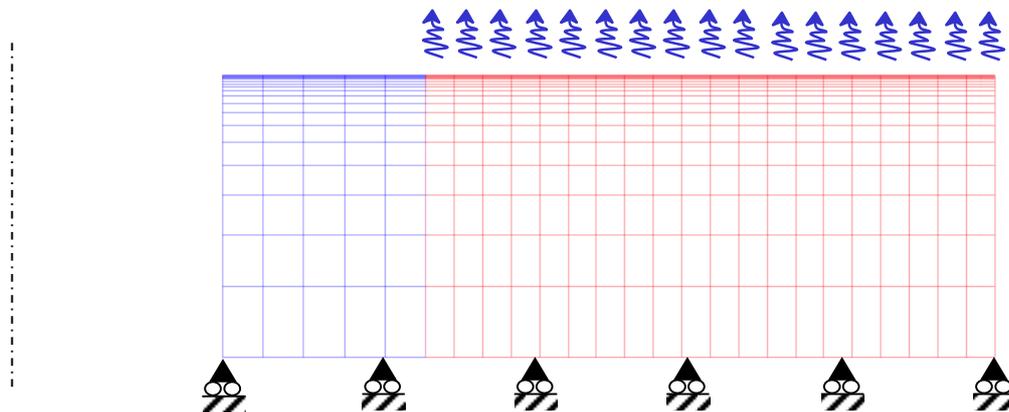


Figure 22 : Maillage utilisé pour le calcul des essais à l’anneau.

Après identification des paramètres, l’évolution entre la déformation mesurée expérimentalement et celle calculée est reportée sur la Figure 23. Les évolutions des déformations sont comparées avec et sans prise en compte du fluage, ainsi que l’approche « module d’Young différé », pour laquelle on considère un module d’Young plus faible (ici égal à 1,8). On constate l’effet important et bénéfique du fluage (propre et dessiccation) qui tend à réduire les déformations de l’anneau métallique

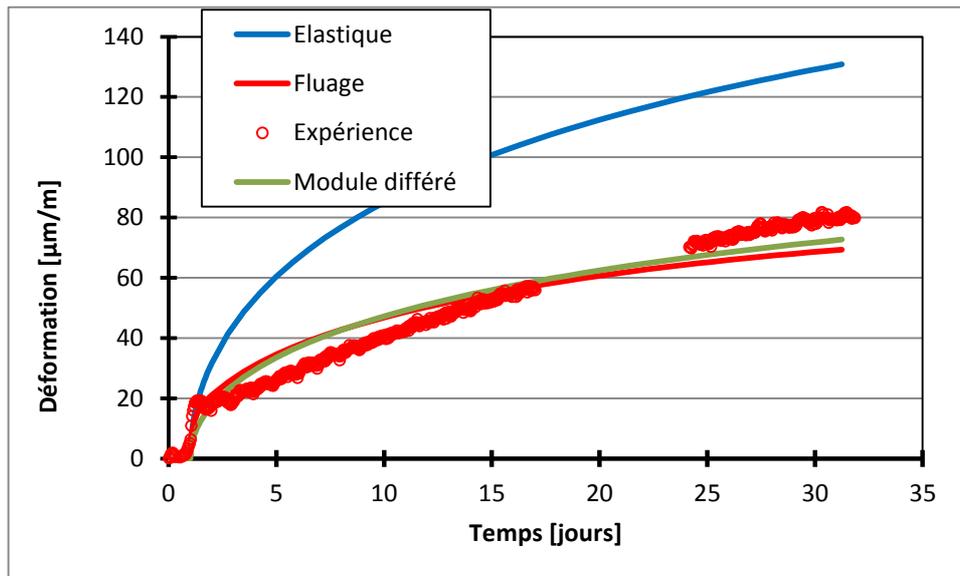


Figure 23 : Evolution des déformations dans l'essai à l'anneau : comparaison entre expérience (formulation 0S-100R, testée au GeM) et simulations numériques (avec et sans prise en compte des déformations de fluage).

Les valeurs des paramètres matériaux sont reportées dans le **Tableau 4-5**. Il est à noter que par rapport à un béton « classique » de rapport e/c = 0,57 (Hilaire, 2014), on obtient un fluage propre similaire (rappelons que pour le fluage de dessiccation, il est corrélé au retrait de dessiccation). Ce béton est néanmoins un de ceux qui flue le plus parmi la gamme de bétons ordinaires testés de rapport e/c proche (Granger, 1996).

Tableau 4-5 Paramètres de fluage propre (équation (14)) pour le béton .

$k_{bc_\infty}^i$	τ_{bc}^i	$\eta_{bc_\infty}^a$
15 GPa	2 jours	70 GPa

Afin d'extrapoler les résultats aux autres bétons, nous allons supposer, sans information supplémentaire, que le fluage est proportionnel à l'inverse du module de Young. En effet, on constate que le fluage propre (et de dessiccation) sont d'autant plus important que le module de Young du béton est faible (voir par exemple la base de données sur le fluage proposée par Bazant et Li, 2008). Ainsi, les paramètres du modèle de fluage propre sont modifiés selon l'équation suivante (voir équation (14)) :

$$k_{bc_\infty}^i(A) = k_{bc_\infty}^i(\text{REF}) \frac{E(A)}{E(\text{REF})} \text{ et } \eta_{bc_\infty}^a(A) = \eta_{bc_\infty}^a(\text{REF}) \frac{E(A)}{E(\text{REF})} \quad (24)$$

où (REF) désigne la propriété du béton de référence (formulation 0S-100G, voir **Tableau 4-5**) et (A) désigne le béton considéré. Les modules de Young sont donnés dans le **Tableau 5-1**. La constante de temps τ_{bc}^i ne jouant que sur la cinétique n'est pas modifiée.

4.7 Comparaison des déformations de fluage

Le fluage n'ayant pas été mesuré directement ni indirectement sur toutes les formulations de béton, il est nécessaire de vérifier que les ordres de grandeur sont cohérents avec les résultats de la littérature. Nous nous sommes basés sur les résultats de Gomez-Soberon (2002), où les degrés de substitution sont compris entre 0 et 100 %. Les éprouvettes sont chargées à 28 jours. Nous avons donc simulé les déformations de fluage propre et de dessiccation pour ce même âge de chargement et pour une même humidité relative externe de 50 %. Les résultats sont comparés en terme de coefficient de fluage (rapport de la déformation sur la contrainte appliquée, cela correspond aux résultats donnés par les codes de calcul et aux données expérimentales fournies par l'auteur).

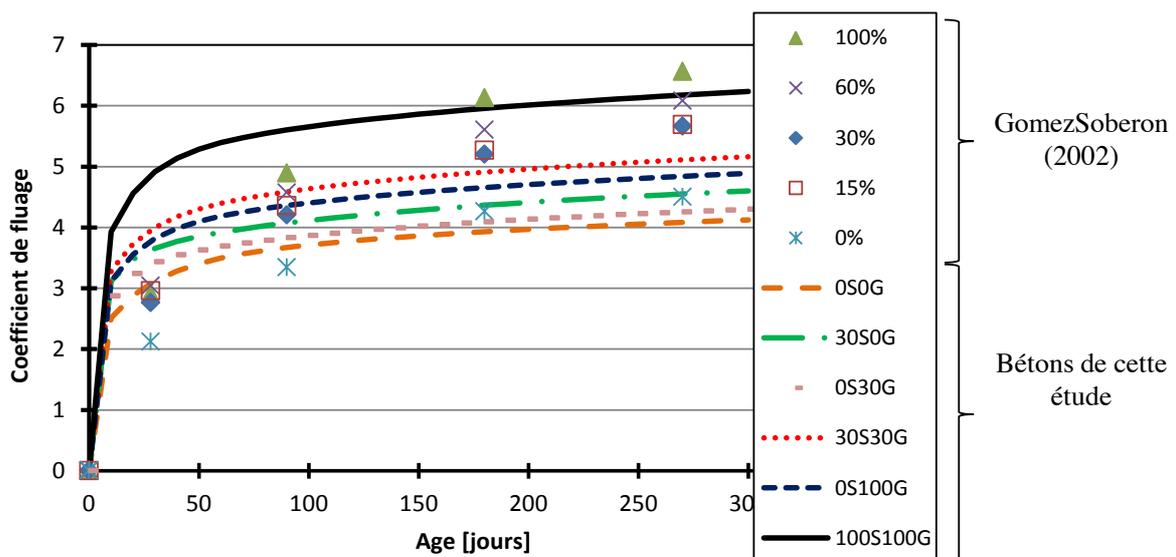


Figure 24 : Evolution des coefficients de fluage total (propre et de dessiccation) pour les différents taux de remplacement – comparaison entre les résultats expérimentaux de Gomez-Soberon (2002) et les simulations des bétons de cette étude.

On observe que les valeurs de coefficient de fluage sont similaires entre les 2 études (cf. Figure 24). Néanmoins, on remarque 2 principales différences. Dans cette étude, d'une part le fluage du béton recyclé à 100 % diffère de façon significative des autres bétons. D'autre part, les écarts entre le béton de référence (sans recyclage) et les bétons recyclés à faible teneur sont faibles. Cela ne remet pas en cause l'étude, car il s'agit de simulations numériques en compression, et que vis-à-vis de la fissuration par retrait restreint, c'est le fluage en traction qui prédomine.

5. SIMULATIONS

Les simulations réalisées se décomposent en deux phases :

- Une première simulation simplifiée du comportement à long terme des dalles utilisant un modèle hydro-mécanique élastique simplifié, ne considérant que le séchage et le retrait de dessiccation induit sans prise en compte des effets d'hydratation et de fluage propre et de dessiccation. L'objectif est de voir l'influence du séchage seul sur les contraintes générées dans les dalles et le risque potentiel de fissuration.
- Une deuxième simulation du comportement à long terme des dalles utilisant le modèle complet présenté précédemment. L'objectif est de voir si les effets combinés de retrait et de

fluage, ainsi que l'évolution des propriétés mécaniques joue un rôle sur le risque de fissuration des dalles. De plus, l'utilisation d'un modèle d'endommagement permet de déterminer la fissuration de la dalle (et non le risque), via l'intermédiaire de la variable D d'endommagement.

Les différentes configurations de compositions (voir Figure 3) sont simulées, pour analyser l'influence du taux d'incorporation de granulats recyclés sur le risque de fissuration.

5.1 Modèle simplifié HM sans fluage (analyse élastique 3D)

5.1.1 Maillage HM

Les dalles du chantier de dimensions initiales 5m par 5m ont été modélisées en 3 dimensions, et seul quart de dalle a été maillé pour des raisons de symétrie (voir Figure 25).

Le sol est également maillé sur une profondeur de 1m sous la dalle. L'ensemble du maillage est représenté sur la Figure 26.

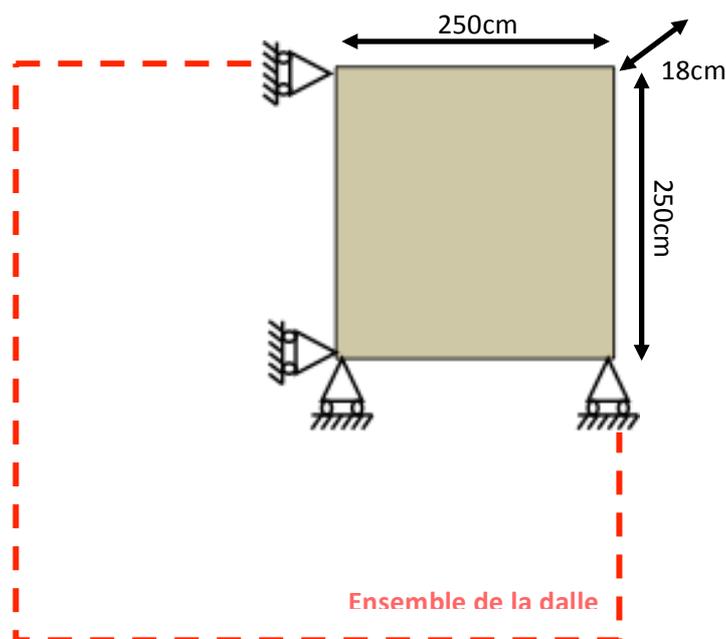


Figure 25 : Maillage d'un quart de dalle de parking du chantier Chapenost.

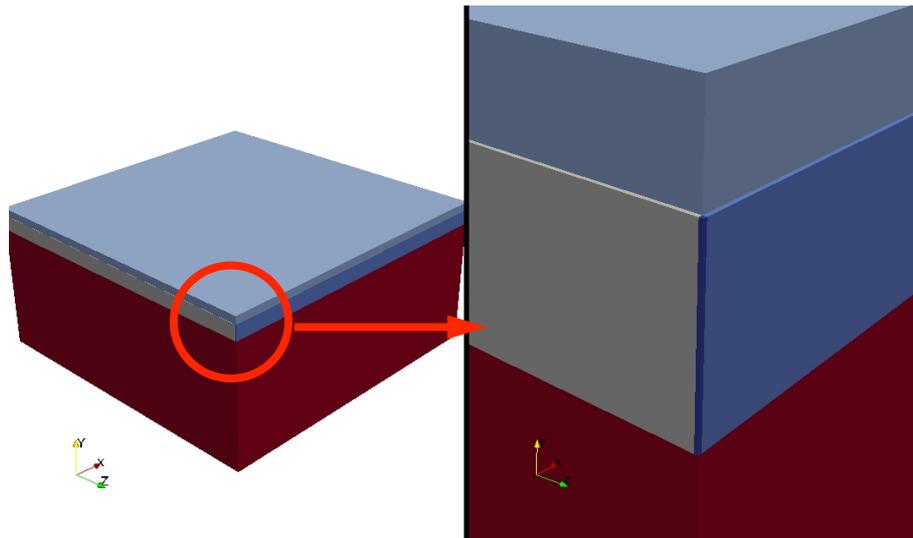


Figure 26 : Représentation sur Paraview du maillage d'un quart de dalle de parking du chantier Chaponost.

5.1.2 Conditions initiales et aux limites

- Modèle hydrique
 - Conditions initiales

L'humidité relative initiale au sein de la dalle est fixée à 98%, ce qui correspond à l'humidité relative interne moyenne du béton lors du coulage sur place.

- Conditions aux limites

La face supérieure de la dalle, ainsi que les joints, sont soumises à l'évolution de l'humidité relative environnante (voir Figure 27a). Ne disposant pas de mesures d'humidité/température sur le lieu même du chantier, des données météorologiques de Lyon ont été considérées pour estimer celles-ci. La Figure 27b présente la variation d'humidité relative à Lyon imposée. On peut observer des fluctuations très importantes de l'humidité relative constatées durant cette période d'observation considérée, avec néanmoins un minimum observé aux alentours de 20% d'humidité relative.

Le sol n'est quant à lieu pas soumis à des variations d'humidité relative.

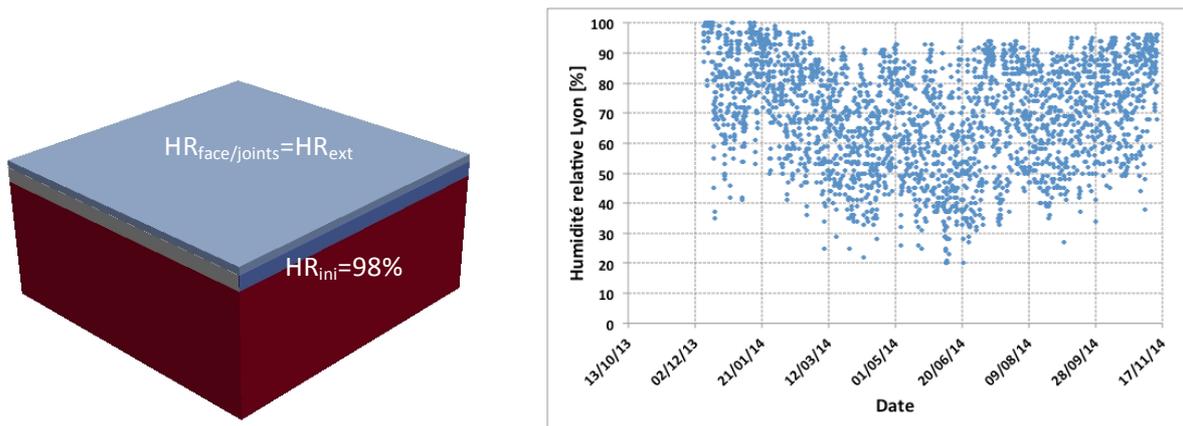


Figure 27 : a) Conditions aux limites imposées sur le quart de dalle ; b) Evolution de l'humidité relative extérieure HR_{ext} durant la période d'étude.

- Modèle mécanique

Des conditions de blocage sont imposées sur les plans de symétrie de la dalle (voir Figure 25). La face inférieure de la dalle est considérée en adhérence parfaite, ce qui nous place pour cette première étude simplifiée dans le cas le plus défavorable.

Les caractéristiques mécaniques considérées pour les bétons sont les suivantes fournies par Sigma Béton ou prises similaires à des valeurs classiques pour ce type de béton (voir **Tableau 5-1**). Pour le sol, un module de Young de 40 MPa a été considéré.

Tableau 5-1 Caractéristiques mécaniques considérées pour les dalles en calcul élastique.

Caractéristiques	Module d'élasticité E [GPa]	Coefficient de Poisson ν [-]
Formulation		
0S 0G	30	0,2
0S 30G	28	0,2
0S 100G	25	0,2
30S 0G	28	0,2
30S 30G	23	0,2
100S 100G	21	0,2

5.1.3 Résultats des simulations

Les résultats de simulation (voir Figure 28) montrent un risque de fissuration majeur au niveau des joints, ce qui était attendu. Les faciès et valeurs de contraintes obtenues sont similaires, quelque soit le taux de granulats recyclés. Ce faciès montre un risque de fissuration préférentiel au niveau des joints de dalle (zone zoomée sur la Figure 28) : les valeurs dépassent largement la résistance en traction du béton, ce qui conduira à une fissuration inévitablement au niveau de ces joints.

Concernant les valeurs obtenues sur la surface des dalles, celles-ci restent élevées (du même ordre de grandeur quelque soit la configuration), proche de la résistance en traction des bétons. Ces premières simulations restent donc limitées pour pouvoir tirer des conclusions plus poussées et notamment comparer de manière discriminante les différentes configurations testées. En effet, la fissuration initiale au niveau des joints conduira à une redistribution des contraintes dans la dalle de parking. Ceci nécessite donc de modéliser explicitement la fissuration, ce qui sera effectué dans la partie § 5.2.3.2.

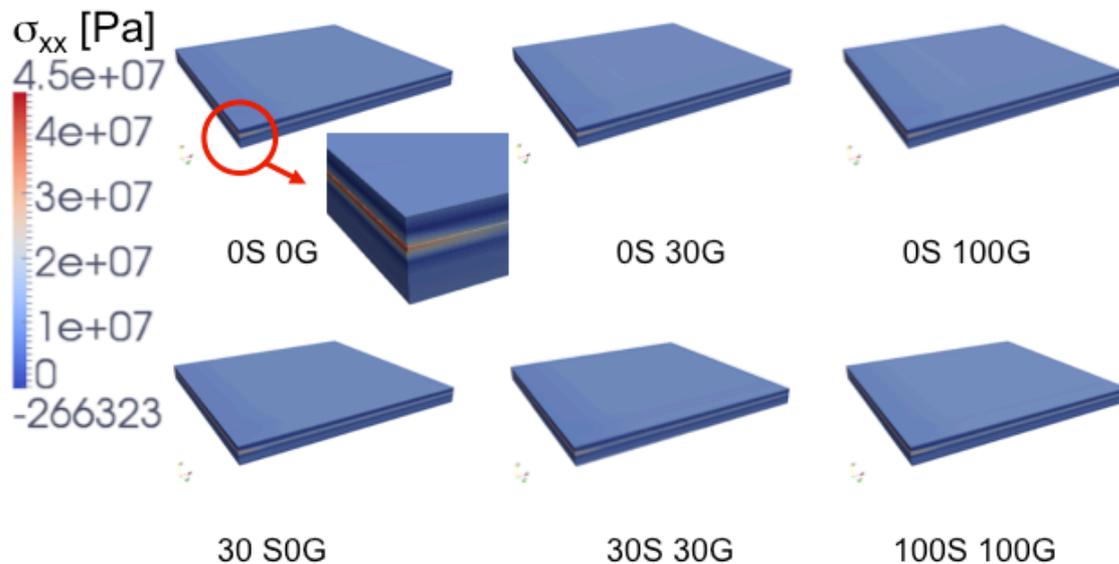


Figure 28 : Faciès de contraintes observées lors d'un calcul élastique dans les dalles.

5.2 Modèle complet THMC

5.2.1 Susceptibilité à la fissuration (analyse élastique 1D)

Les résultats obtenus par Sigma béton montrent que seul le béton où tous les granulats ont été recyclés avait fissuré. N'ayant pas réussi à avoir la géométrie de l'anneau pour vérifier si la modélisation est capable de retrouver ce résultat (lors du rendu de ce rapport dans sa 1^{ère} version), nous avons choisi d'étudier la susceptibilité à la fissuration en prenant un exemple simple, où la déformation totale d'un élément en béton est complètement restreinte (cf. Figure 29). On se place donc en configuration unidimensionnelle.

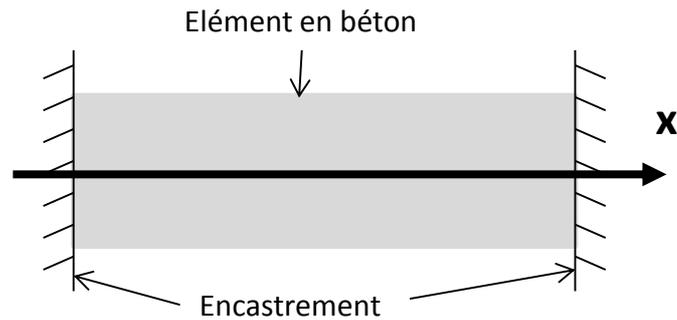


Figure 29 : Restreinte totale d'un élément en béton (par exemple : un buton entre 2 parois moulées, un plancher entre 2 voiles considérés comme infiniment rigides).

On suppose que la déformation de retrait de dessiccation est uniforme (même conditions que les essais aux GeM, 50 % d'humidité relative, température de 20°C). Les contraintes sont alors uniformes. On peut définir l'indice de fissuration sous la forme :

$$I_{fis} = \frac{\sigma_l}{f_t} \quad (25)$$

Où σ_l est la contrainte principale maximale. Si cet indice est supérieur à 1, cela signifie qu'il y aura fissuration.

L'évolution de l'indice de fissuration est reportée sur la Figure 30, pour les 6 compositions de bétons.

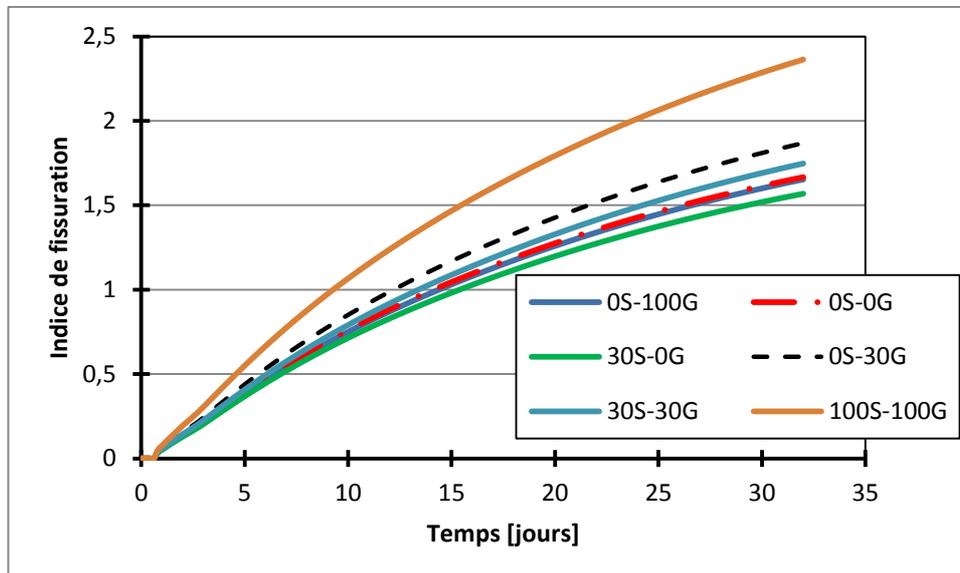


Figure 30 : Evolution de l'indice de fissuration pour les différentes formulations dans le cas d'une restreinte totale. Seul le retrait de dessiccation est pris en compte de façon uniforme.

On constate conformément aux résultats obtenus par Sigma béton que le béton à partir de granulats recyclés à 100 % est celui qui à l'indice de fissuration le plus élevé, et donc le plus susceptible de fissurer par retrait gêné, même si c'est celui qui possède le fluage (propre et dessiccation) le plus important. L'écart est très important par rapport aux autres bétons. Par contre, il n'était pas forcément attendu que le béton de référence (sans granulats recyclés) soit plus susceptible de

fissurer que d'autres bétons à base de granulats recyclés (le 0S-100G et le 30S-0G). Cela est dû au fait que ces 2 bétons possèdent une résistance en traction plus élevée, un module de Young plus faible et un fluage plus important que le béton de référence. Notons tout de même que l'écart reste faible et la probable plus grande dispersion de la résistance en traction. Ces résultats ne sont pas totalement en accord avec la précédente étude publiée (de Larrard, 2014).

5.2.2 Simulation des essais à l'anneau réalisé par Sigma béton

Ayant obtenu les dimensions de l'anneau en acier utilisé par Sigma Béton (hormis l'épaisseur de l'anneau métallique), nous les avons alors simulé en utilisant les paramètres identifiés précédemment. La photo de l'anneau est reportée sur la Figure 5. Nous avons opté pour une épaisseur de 12,5 mm (valeur selon la norme américaine AASHTO PP34-99: Standard Practice for Estimating the Cracking Tendency of Concrete is used for the determination of the cracking tendency of restrained concrete specimens¹). Egalement, nous avons opté pour un séchage latéral (ce que l'on voit dans la Figure 5, alors que dans les essais au GeM c'est un séchage verticalement qui est opéré, voir Figure 22). Il est à souligner que cela ne remet pas en cause la comparaison (qualitative, car aucune mesure de déformation n'a été effectuée par Sigma Béton) entre les simulations numériques et l'expérience. En effet, comme cela a été précisé dans le §5.2.1, il s'agit avant tout de comparer la susceptibilité à la fissuration des différents bétons. La géométrie et le maillage sont reportés sur la Figure 31. Les calculs sont effectués sur une durée de 200 heures (les résultats obtenus par Sigma béton montrent que seule la formulation 100S-100G fissuraient au bout d'une durée comprise entre 5 et 7 jours) et en axisymétrique, en tenant compte de la fissuration. Seule la moitié supérieure de l'anneau est maillé pour des raisons de symétrie.

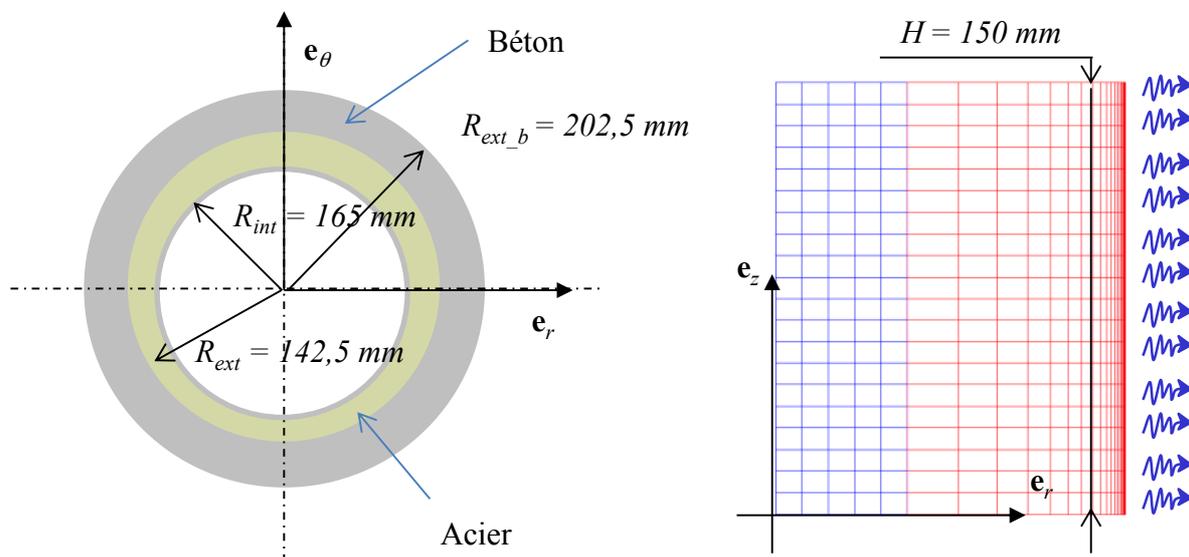


Figure 31 : Géométrie et maillage des essais à l'anneau (calcul axisymétrique).

Les valeurs de la résistance en traction (mesurée par Sigma Béton) sont reportées dans le **Tableau 5-2**.

¹ L'autre norme américaine (ASTM C1581/C1581M-09a: Standard Test Method for Determining Age at Cracking and Induced Tensile Stress Characteristics of Mortar and Concrete under Restrained Shrinkage) impose des dimensions différentes.

Tableau 5-2 Résistances en traction mesurée par Sigma Béton.

Caractéristiques Formulation	Résistance en traction f_t [MPa] (par fendage)
0S 0G	2,8
0S 30G	2,9
0S 100G	3,3
30S 0G	3,2
30S 30G	2,8
100S 100G	3,2

Les résultats en fin de calcul en terme d'iso-valeurs d'humidité relative et de contraintes orthoradiales (calcul élastique, σ_{θ}) sont reportés dans la Figure 32 pour le béton 100S 100G. On constate que comme attendu, le séchage est lent et n'est pas terminé. Concernant les contraintes orthoradiales, on y voit les effets cumulés de 2 phénomènes :

- Le gradient de séchage et donc de retrait de dessiccation conduit à des contraintes de traction importantes en surface. Elles dépassent la résistance en traction. Au minimum une fissuration de peau est attendu ;
- La restreinte du retrait de dessiccation du béton par l'acier génère des contraintes de traction dans le béton, équilibrées par des contraintes de compression dans l'acier.

Lors de la prise en compte de l'endommagement, 2 faciès de fissuration différents sont obtenus en fin de calcul et sont reportés dans la Figure 33. Seule la formulation 100S 100G présente une fissuration traversante, alors que les autres formulations montrent juste une fissuration en surface (micro-fissuration de peau, qui se produit classiquement du fait du gradient de retrait de dessiccation entre la surface et le cœur). Le faciès de fissuration est proche de celui obtenu expérimentalement et reporté dans la Figure 5. On voit en partie supérieure pour la formulation 100S 100G une fissure plus importante (la fissure traversante en partie basse n'est pas visible expérimentalement). On constate également un endommagement important à l'interface entre l'acier et le béton, témoignant d'un décollement, qui est observé expérimentalement dans ce type d'essai (voir par exemple Briffaut et al., 2011).

Les évolutions de la déformation de l'anneau en acier sont tracées dans la Figure 34 pour la formulation 0S 0G et 100S 100G. On y voit comme attendu pour la formulation 100S 100G un saut de déformation (ε_{θ}) lors de la fissuration. Nous ne pouvons pas comparer ces résultats car cela n'a pas été malheureusement mesuré. C'est un moyen qui permet de déterminer l'instant de fissuration, et comme cela a été montré auparavant d'identifier les paramètres de fluage, si les autres paramètres sont connus.

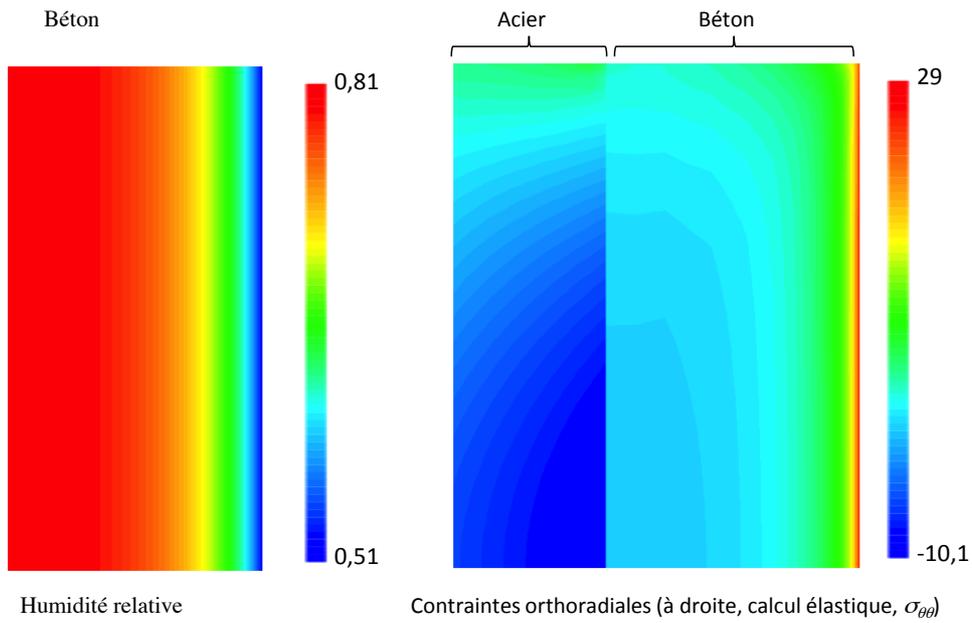


Figure 32 : Iso-valeurs d'humidité relative (à gauche) et contraintes orthoradiales (à droite, calcul élastique, $\sigma_{\theta\theta}$) au bout de 200 heures.

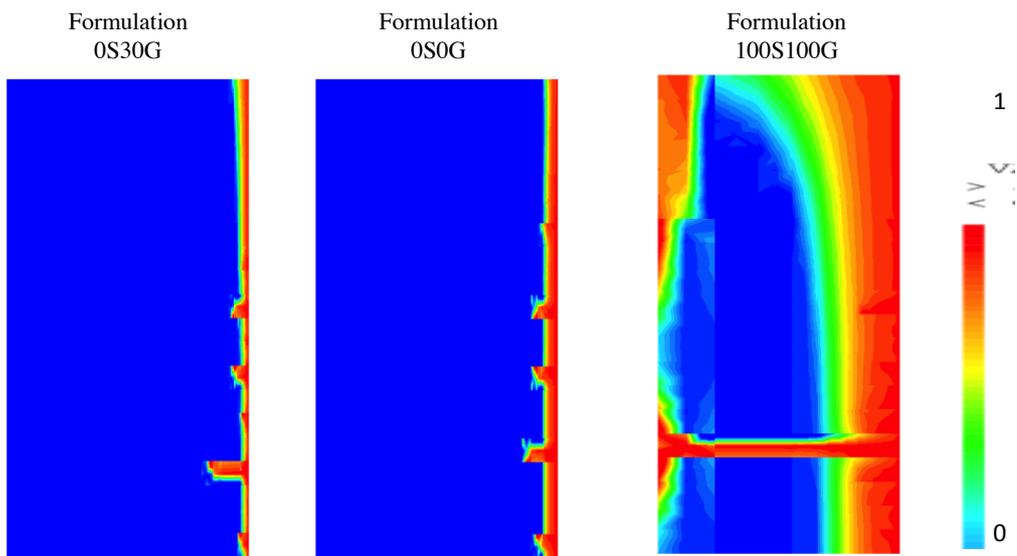


Figure 33 : Iso-valeurs d'endommagement pour 3 formulations de béton.

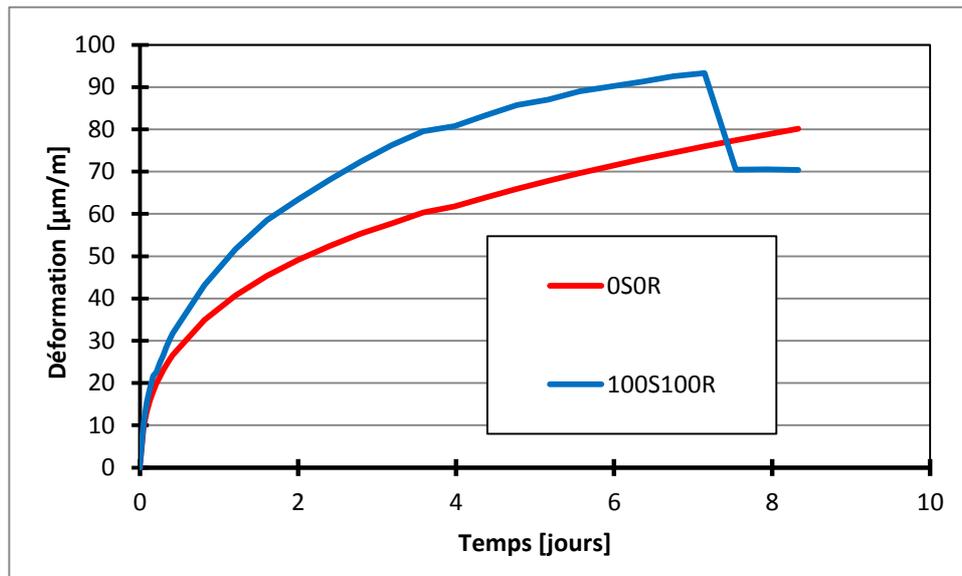


Figure 34 : Evolution de la déformation totale orthoradiale (ϵ_{θ}) dans l'acier à mi-hauteur en fonction du temps pour 2 formulations.

5.2.3 Simulation de la dalle de parking

Nous prenons en compte cette fois-ci l'évolution de la température extérieure et des déformations de fluage (en plus du séchage). Nous nous focalisons sur la dalle de parking réalisée avec le béton OS-100R pour lequel nous avons les résultats les plus complets. Les calculs avec les autres formulations ont été également effectués. Le même maillage a été utilisé que dans la partie § 5.1.

Un exemple de champs de température et d'avancement de l'hydratation est reporté sur la Figure 35 à 20 jours. Le degré d'hydratation quasi homogène dans l'épaisseur de la dalle malgré les variations de température du fait de la relative faible épaisseur de la dalle de parking.

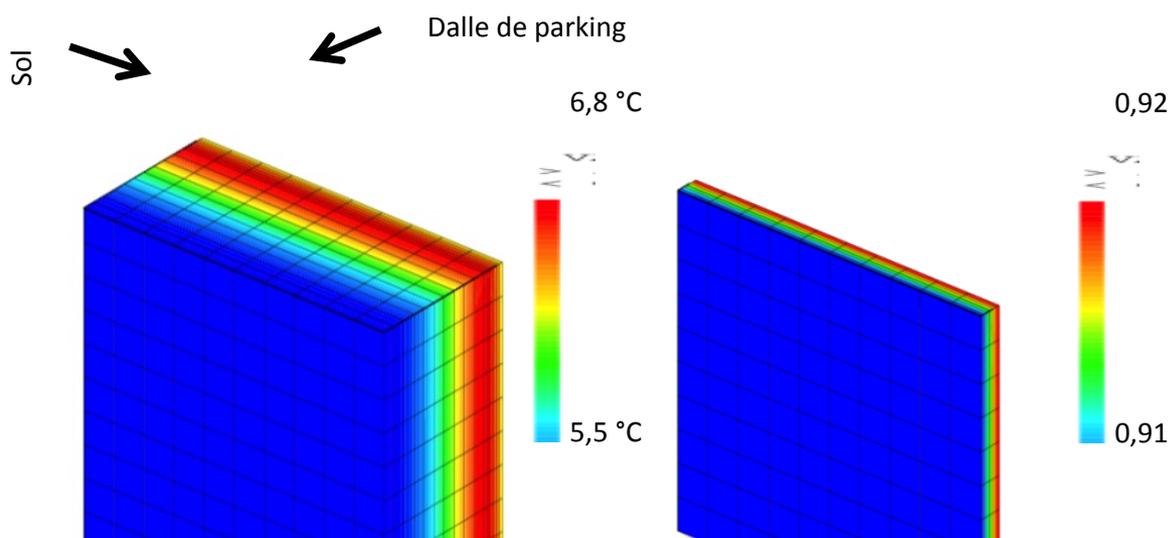


Figure 35 : Champs de température et avancement de degré d'hydratation à 20 jours (béton OS-100R).

5.2.3.1 Analyse élastique

L'évolution de l'indice de fissuration (valeur maximale sur tout le volume de béton) est reportée sur la Figure 36 pour le béton 0S-100G. On voit l'effet prépondérant de la déformation de retrait de dessiccation par rapport aux déformations thermiques. Ce résultat provient, comme dans le cas de l'anneau, à la fois du gradient de retrait de dessiccation et de la restreinte par le substrat (qui doit être faible, vu le faible module de Young du sol en place).

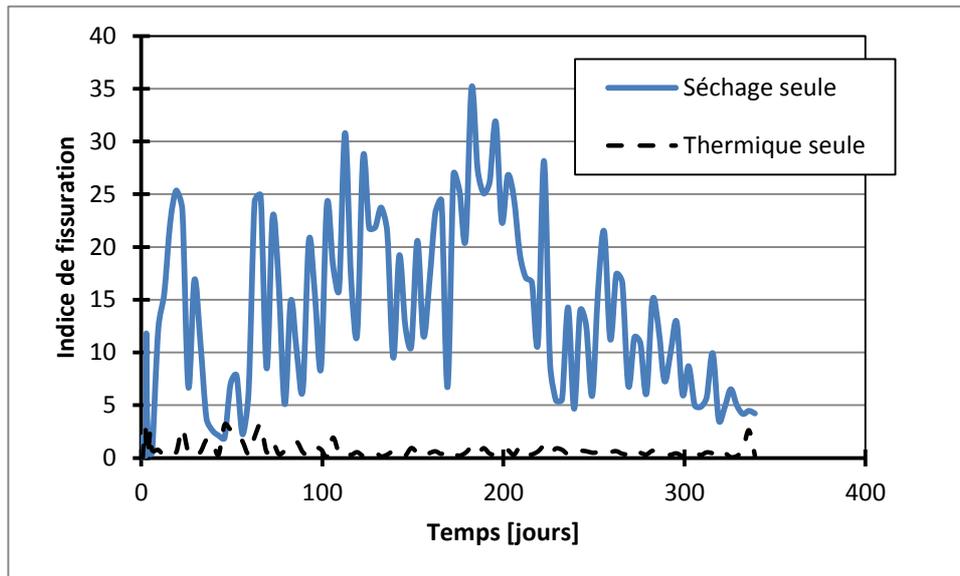


Figure 36 : Evolution de l'indice de fissuration dans le cas où seul la variation de température ou le retrait de dessiccation est pris en compte (béton 0S-100G).

5.2.3.2 Calcul avec endommagement

Le champ d'endommagement est reporté sur la Figure 37 pour tous les bétons étudiés en fin de calcul dans le cas où les déformations thermiques et hydriques sont prises en compte. Comme cela a été attendu, une fissuration se produit au niveau de l'entaille (joint) de la dalle de parking. Aucune différence significative n'est obtenue entre les différentes formulations.

Aucune autre fissuration n'est visible sur la structure, cela témoigne rôle prépondérant joué par le joint. On n'observe pas de fissuration en surface (comme on le voyait pour l'anneau). Cela est dû à la faible rigidité du substrat, la valeur importante de l'humidité relative moyenne du site (voir la Figure 27) le séchage étant lent et les fluctuations importantes de l'humidité relative dans l'air ambiant qui limite l'apparition de contraintes de traction importante. Il est à noter qu'il y a concentration de contraintes au niveau du joint du fait de la variation brusque de section.

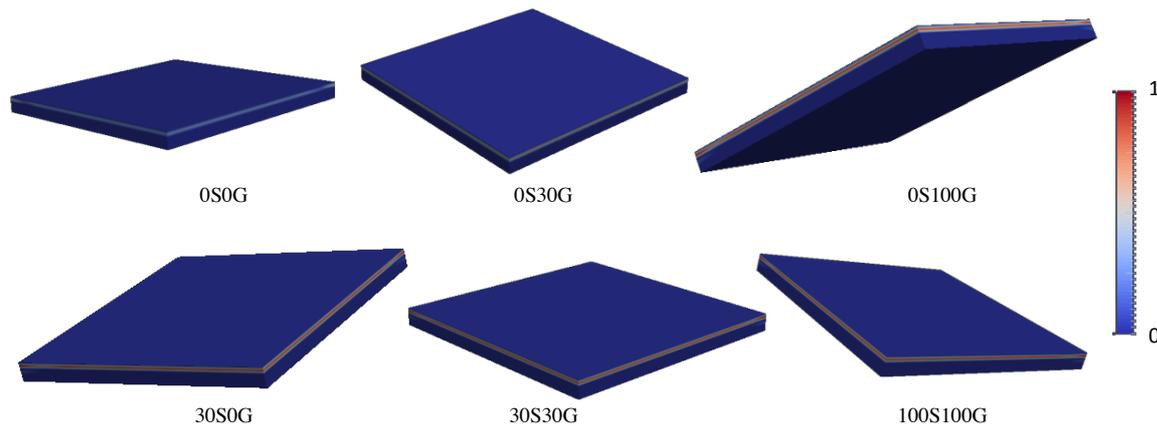


Figure 37 : Champs d'endommagement en fin de calcul dans le cas où les déformations thermiques et hydriques sont prises en compte.

6. CONCLUSIONS GENERALES

Une étude approfondie de la susceptibilité à la fissuration par retrait restreint de différents bétons à base de granulats recyclés a été menée. Elle se base sur les essais réalisés au GeM et à Sigma béton. Ces résultats ont permis l'identification de nombreux paramètres intervenant dans la modélisation des déformations différées, et du risque de fissuration en cas de restrainte : hydratation, séchage, retraits, fluages et évolutions des propriétés mécaniques. Par manque de données, certaines simplifications ont été nécessaires (couplage hydratation/séchage par exemple) et des données issues de la littérature ont été prises (fluage de dessiccation par exemple). Bien que les résultats entre laboratoire ne soient pas toujours concordants, il a été possible de dégager plusieurs résultats intéressants en se basant sur le chantier de Chaponost et sur le cas d'une restrainte idéale :

- Le retrait de dessiccation a un effet plus significatif que les déformations thermiques (liées aux variations de température extérieure) ;
- Les joints de dilatation ont joué parfaitement leur rôle, une fissuration s'y produit, permettant ainsi de réduire la restrainte globale ;
- Conformément aux résultats obtenus dans le laboratoire Sigma béton, le béton ayant le plus fort taux de substitution (tous les granulats sont recyclés) est le plus susceptible de fissurer par retrait gêné. Ce béton a d'ailleurs un indice de fissuration bien plus élevé que les autres bétons (qui ont des indices assez proches) ;
- Le béton de référence n'est pas le béton le moins susceptible de fissurer par retrait gêné. Cela n'est pas prévisible au premier abord. En effet, bien qu'il ait le plus faible retrait, il a le plus fort module d'Young, une résistance en traction un peu plus faible que d'autres bétons à base de granulats recyclés (en partie) et le plus faible fluage. Ce résultat est à prendre avec précaution car nous n'avons pas toutes les données et les bétons (hors le 100 % recyclé) ont une susceptibilité à la fissuration proche. Il est à noter également l'importante variabilité sur la résistance en traction.

Il est dommage que des essais de fluage direct ou indirect n'aient pas été réalisés, ce qui aurait permis de valider de façon plus rigoureuse la campagne d'identification et de simulations numériques.

7. REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Bazant Z.P., Raftshol W.J. (1982), Effect of cracking in drying and shrinkage specimens, *Cement and Concrete Research*, vol. 12, p. 209-226.
- Bazant Z. P., Chern J. C. (1985), Concrete Creep at Variable Humidity: constitutive law and mechanism, *Materials and Structures*, vol.18, n°103, p.1-20.
- Bazant Z.P., Li G.-H.,(2008) Comprehensive Database on Concrete Creep and Shrinkage, Structural Engineering Report No. 08-3/A210c.
- Briffaut M. (2010), Étude de la fissuration au jeune âge des structures massives en béton: influence de la vitesse de refroidissement, des reprises de bétonnage et des armatures, Thèse de doctorat de l'ENS de Cachan.
- Briffaut M., Benboudjema F., Torrenti J.-M., Nahas G., (2011), A thermal active restrained shrinkage ring test to study the early age concrete behaviour of massive structures, *Cement and Concrete Research*, 41 (1), p. 56-63.
- De Larrard F., Dao D.-C., Mialon D., Rogat D., Recyclage du béton dans le béton : le chantier expérimental de Chaponost, RGRA, 924, 2014.
- De Schutter G. (1999), Hydration and temperature development of concrete made with blast-furnace slag cement. *Cement Concrete Research*, vol. 29, pp. 143-149
- Gomez-Soberon J. M. (2002), Creep of Concrete with Substitution of Normal Aggregate by Recycled Concrete Aggregate, *ACI Material Journal*, vol. 209, pp. 461-474.
- Granger L. (1996), Comportement différé du béton dans les enceintes de centrales nucléaires. Analyse et modélisation, Thèse de doctorat de l'ENPC, avril 1996.
- Hilaire A. (2014), Étude des déformations différées des bétons en compression et en traction, du jeune âge au long terme. Application aux enceintes de confinement., Thèse de doctorat de l'ENS de Cachan.
- Kachanov L.M. On the creep rupture time. *Otd. Tekn. Nauk.*, 8 :26-31, 1958.
- Lackner R., Mang H.A. (2004), Chemoplastic material model for the simulation of earlyage cracking: From the constitutive law to numerical analyses of massive concrete structures. *Cement and Concrete Composite*, vol. 26, pp. 551-562.
- Laplante P. (1993), 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.
- Loukili, A., Chopin, D., Khelidj, A., Le Touzo, J.-Y. (2000), A new approach to determine autogenous shrinkage of mortar at an early age considering temperature history. *Cement and Concrete Research*, vol. 30, n°6, p. 915-922.
- Mazars J. (1984), Application de la mécanique de l'endommagement au comportement non linéaire et à la rupture de béton de structures. Thèse de doctorat, Université Paris VI.
- Mounanga P., Baroghel-Bouny V., Loukili A., Khelidj A. (2006), Autogenous deformations of cement pastes: Part I. Temperature effects at early age and micro–macro correlations, *Cement and Concrete Research* 36, p110– 122
- Neville, A., W. Dilger, et J. Brooks (1983), *Creep of Plain and Structural concrete*, Construction Press, London, New York.
- Perraton D., Aïtein P.C., « Perméabilité du béton de peau. Le choix du granulat peut-il s'avérer un élément plus déterminant que le rapport E/C ? », *Bulletin des laboratoires des ponts et chaussées*, vol. 232, 2001, p. 59-72.
- Regourd, M., Gautier, F. (1980), “Comportement des ciments soumis au durcissement accéléré”, *Annales de l'ITBTP*, 387.
- Sciumè G., Benboudjema F., De Sa C., Berthaud Y., Schrefler B., 2012, Numerical analysis of concrete structural repairs, to be submitted in *ACI Material Journal*,
- Stefan L., Benboudjema F., Torrenti J.M., Bissonnette B., “Prediction of elastic properties of cement pastes at early ages”, *Computational Materials Science*, Volume 47, Issue 3, January 2010, Pages 775-784.
- Torrenti J.-M., Benboudjema F., “Mechanical threshold of concrete at an early age”, *Materials and Structures*, 2005, 38 (277), p.299-304

Ulm F-J., Coussy O. (1998a), Couplings in early-age concrete: From material modeling to structural design. *International Journal of Solids and Structures*, vol. 35, n°31-32, pp.4295-4311.

Waller, V. (1999), "Relations entre la composition des bétons, exothermie en cours de prise et résistance en compression", Thèse de doctorat, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.