

Problèmes posés par ouvrages atteints de RSI

I. Bilan des ouvrages touchés par la RSI :

Le premier cas reconnu où la formation différée d'ettringite est considérée comme l'origine principale des détériorations correspond à des traverses de chemin de fer préfabriquées en béton ayant subi un traitement thermique, dans les années 1980 (Heinz et al. 1989). Cette pathologie d'abord détectée dans les traverses de chemin de fer en Allemagne dans le début des années quatre-vingt, s'est avérée présente aussi dans d'autres ouvrages dans le monde comme en Finlande (Tepponen et al. 1987), au Canada (Inderwick 1972), aux USA (Mielenz R. 1995), en Suède (Berntsson et al. 1988), en Australie (Shayan et al. 1992)... Les premiers désordres sont apparus après plusieurs années d'utilisation, généralement en moins de dix ans, et il s'agit toujours de traverses de chemins de fer exposées à l'humidité. En effet les mêmes traverses mises en place dans les tunnels ne présentent pas à la même période de signes d'altération. Dans certains cas, la RSI est associée à d'autres mécanismes de dégradation du béton tels que le gel-dégel ou la réaction alcali-silice.

La RSI a aussi été identifiée dans des pièces massives en béton coulées en place. Cela concerne notamment des fondations de pylônes de ligne électrique au Etats-Unis (Lawrence 1999 et Hime 1996) et en Italie (Colleparidi 1999). Ces désordres sont apparus entre trois et huit ans après le coulage du béton. Une importante expertise d'ouvrages d'art a été réalisée en Grande-Bretagne, qui a révélé vingt-trois cas de parties de ponts touchées par la RSI : fondations, culées, chevêtres, murs en aile (Hobbs 2001). Ces bétons ont été coulés le plus souvent durant les périodes d'été et comportent un fort dosage en ciment (entre 420 et 550 kg / m³) ainsi que des teneurs élevées en alcalins (supérieures à 4 kg/m³). Il s'agit généralement de pièces de grande épaisseur (au moins 60 cm). La température maximale atteinte dans les pièces en béton a été estimée proche de 80°C.

En France, la découverte de la RSI et de ses manifestations délétères est récente, avec les premiers cas identifiés vers 1995 (pont d'Ondes). Ce phénomène a été principalement observé dans les pièces massives de ponts en béton coulées en place et lors de fortes chaleurs d'été (Divet 2001 et Divet 1998). Les ponts malades, pour ceux dont la RSI est la pathologie de gonflement avérée unique, répertoriés en France par le Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, sont pour l'instant peu nombreux de l'ordre de quelques dizaines. Ils présentent cependant pour plusieurs d'entre eux une importance significative au sein du réseau routier. Par ailleurs RSI et RAG sont concomitantes pour un nombre significatif de petits ouvrages et quelques barrages. D'une manière générale, la manifestation de désordres peut être visible sur

un ouvrage situé en France métropolitaine entre cinq et dix ans après la construction. Ces désordres n'affectent jamais la totalité de l'ouvrage mais essentiellement (au moins au stade où ces pathologie deviennent détectables et prises en charge) les parties massives exposées à l'humidité ou à des venues d'eau. Un échauffement important des bétons a toujours été estimé dans les cas étudiés, résultant de la géométrie de la pièce, de la période de coulage (en été) et d'un fort dosage en ciment, les températures maximales atteintes dépassant souvent 70°C. Aujourd'hui, la norme européenne NF EN 13-230 (AFNOR NF EN 13-230, 1999) précise les modalités à respecter en termes de traitement thermique de manière à éviter ce type de pathologie aussi dans le même contexte on site « les recommandations pour la prévention des désordres du à la réaction sulfatique interne » (LCPC 2007) et le (fascicule 65 1986) qui propose des méthodes afin de limiter le risque d'apparition des désordres liée à la RSI.

A l'heure actuelle, la tendance est à la multiplication des ouvrages atteints de cette pathologie vu que plusieurs ouvrages comportant des éléments massifs et importants ont été construits dans les années quatre-vingt-dix et deux mille sans tenir compte de recommandations élaborées récemment sur la limitation de la température au jeune âge et le choix de la composition du ciment.

On peut citer comme exemples d'ouvrage en France atteint de la RSI les piles du Pont d'Ondes (figure 2-1 et figure 2-2) (Divet 2001) ou les extrémités du chevêtre du Viaduc de Fozières. On montre dans la (figure 2-3) (Divet 2001) quelques exemples de désordre induit par le gonflement de la RSI.



Figure 2-1 Vue générale du pont d'Onde

Figure 2-2 Désordres sur la culée du pont d'Onde



Figure 2-3 Exemple de désordre induit par la RSI sur les structures

II. Gestion des ouvrages atteints

Les études déjà réalisées sur la RSI laissent penser qu'un nombre d'ouvrages non négligeable sont susceptibles d'être atteints dans les années futures. Devant la multitude des ouvrages et l'importance des dégâts causés par le phénomène, il convient pour un gestionnaire d'ouvrages d'être capable d'identifier cette pathologie (Godart et al.1999), d'évaluer l'aptitude au service et la capacité portante résiduelle de la structure à un instant donné (LCPC 2003), de prévoir son évolution au cours du temps, d'envisager des solutions de réparations et/ou de reconstruction et de minimiser les risques de RSI dans des ouvrages neufs (LCPC 2007).

La réponse à ces objectifs nécessite de comprendre de manière fine la pathologie mais également d'évaluer les effets mécaniques de celle-ci sur le comportement des structures atteintes. Des études préexistantes ont permis de mettre en évidence certaines propriétés de la RSI, principalement à l'échelle microscopique (Brunetaud 2005, Divet 2001, Pavoine 2003) mais également à l'échelle macroscopique (Famy 1999, Petrov 2003, Zhang et al. 2002). Dans le cas des ouvrages existants, les outils de recalcul disponibles consistent à effectuer des calculs de résistances des matériaux en faisant une analogie entre la déformation chimique et déformation thermique, ou utilisé la méthode des éléments finie en appliquant une déformation de type RAS. Ces outils ont montré leurs limites dans cas de la RSI, soit parce qu'ils sont utilisables uniquement dans le cas unidimensionnel et pas plus, soit parce qu'ils n'appréhendent pas d'une façon correcte la variation du potentiel de gonflement dans la structure. Ainsi, ces outils rendent encore difficile la prévision de l'évolution du comportement des ouvrages. De multiples questions restent en suspens, en particulier :

- Pour un ouvrage donné quelle sont les zones susceptibles de développer une expansion ?
- Quel sera le niveau et la durée de l'expansion ?
- Quel est le niveau de contraintes dans l'ouvrage et sur ses appuis ?

Pour les gestionnaires d'ouvrages, une méthodologie permettant la réévaluation des marges de sécurité résiduelle et l'orientation des stratégies de maintenance et réparation serait d'une grande aide. La gestion des ouvrages en béton atteints de RSI ne peut en effet se faire de façon optimisée que si l'on connaît de façon réaliste les effets structuraux (déplacements, endommagements, contraintes induites dans les armatures, capacité portante résiduelle). Ces effets structuraux dépendent d'une part de l'amplitude de la réaction et d'autre part des contraintes mécaniques et environnementales appliquées sur l'ouvrage (température, humidité, état de contrainte). L'appréhension des effets structuraux par un modèle numérique est alors un moyen prometteur pour comprendre le fonctionnement de l'ouvrage.

La modélisation des effets mécaniques de cette pathologie sur des structures du Génie Civil à partir de la connaissance des phénomènes à l'échelle microscopique est rendue difficile par la complexité des mécanismes sous-jacents à la formation différée d'ettringite.

Ainsi, les modèles dits macroscopiques semblent plus adaptés à ce type de phénomènes. Afin de développer ou de valider ce type d'outils numériques, il est nécessaire de comprendre précisément les effets mécaniques de cette pathologie (et des gonflements qu'elle induit), d'identifier et de quantifier les couplages pouvant exister entre les gonflements de RSI et différents facteurs et enfin d'identifier et évaluer les paramètres pouvant être utilisés comme données d'entrée pour les modèles.

Le but de ce travail est de construire un modèle permettant de recalculer des structures dégradées par la réaction sulfatique interne. Ce modèle se place dans la continuité des travaux de modélisation d'autres réactions de gonflement comme la réaction alcali-silice. Cette modélisation inclut deux aspect fondamentaux : 1°) la cinétique de formation et d'expansion de l'ettringite ; 2°) la réponse mécanique du matériau à cette expansion interne d'origine chimique. Des lois de couplage inspirées des résultats d'expériences sur bétons atteints de RSI ou RAS sont proposées ; elles sont nécessaires pour relier les expansions observées en

conditions standards, identifiées sur le matériau étudié pour rendre compte de son « moteur chimique » particulier, et les déformations d'origine chimique dans d'autres conditions. L'ajustement de ces lois nécessite des données expérimentales qui ne sont pas toutes actuellement disponibles dans la littérature.

Chapitre 3. Modélisation des réactions de gonflement du béton d'origine interne

I. Introduction

Depuis l'apparition des premiers cas d'endommagement attribués à la formation différée de l'ettringite, de nombreuses études ont été entreprises pour comprendre, expliquer et prédire les causes du ou des mécanismes et le risque de formation différée de l'ettringite. Dans ce chapitre on présente tout d'abord une vue générale sur les modèles développés dans la littérature pour prédire l'expansion d'un béton atteint de RSI. Dans une deuxième partie, on présente différentes modélisations de la RAG. On utilisera la modélisation faite pour la RAG comme base pour notre modélisation de RSI. En effet, ces deux pathologies présentent de nombreuses similitudes, en particulier pour ce qui concerne leurs conséquences mécaniques, mais aussi les couplages avec l'humidité relative. Il est donc intéressant de tirer profit des nombreuses recherches faites sur la modélisation de la RAS ((Poyet 2003) (Li et al. 2004) (Larive 1998) (Grimal 2007)...) pour développer notre modèle.

II. Modélisation de la RSI

1) Prédiction d'une amplitude de réaction vis-à-vis d'une démarche de prévention

En se basant sur des résultats essais expérimentales faites soit sur des mortiers, des pâtes de ciment ou sur du béton, plusieurs auteurs ont proposé des relations entre les différents constituants du matériau et l'effet mécanique induit par gonflement. Ainsi plusieurs auteurs ont présenté des modèles pour la prédiction de l'expansion libre finale ou le risque de la RSI.

Kelham (Kelham 1996) a proposé une équation qui prédit l'expansion des mortiers causé par la RSI dont l'étuvage est réalisé pendant 12 heures à 90°C. Cette équation est fonction de la composition du ciment. Elle s'écrit sous la forme suivante :

$$\text{Risque (90°C)} = 0,00474 * SSB + 0,0768 * MgO + 0,217 * C_3A + 0,0842 + C_3S + 1,267 * Na_2O_{equi} - 0,737 * ABS(SO_3 - 3,7 - 1,02 * Na_2O_{equi}) - 10,1$$

Avec : SSB : surface spécifique Blaine du ciment (m²/g), MgO : teneur en MgO du ciment (%), C₃A : teneur en C₃A (%) du ciment, calculée à partir de la formule de Bogue, C₃S :

teneur en C_3A (%) du ciment, calculée à partir de la formule de Bogue, NaO_{equi} : teneur en alcalins équivalents (%), $ABS(x)$: valeur absolue de x .

Si le résultat de cette équation est inférieur à 0 alors il n'y a pas de risque, sinon la valeur obtenue est égale à l'expansion finale. Dans cette relation, les paramètres interviennent de manière découplée, sauf en ce qui concerne les alcalins et les sulfates ; les expansions augmentent avec la finesse du ciment et les teneurs en MgO , C_3A et C_3S du ciment. Ce modèle est très limité dans ses utilisations, car il n'a été calibré que pour un seul type d'étuvage.

Dans le même contexte Lawrence (Lawrence 1995-a) définit plusieurs modèles plus généraux. Ces modèles ont été calibrés sur des essais réalisés sur mortiers fabriqués à partir de 50 ciments et étuvés à $100^\circ C$ pendant 3 heures. Les modèles proposés sont ceux qui permettent d'approcher au mieux les expansions calculées pour une échéance de mesure. Chaque modèle correspond à une échéance de mesure.

Le modèle le plus complet prend en compte quatre paramètres de la composition du ciment ainsi que sa surface spécifique. Les coefficients sont exprimés à partir des expansions mesurées après 200 jours d'immersion.

$$\text{Expansion}(\%) = 2.376 \pm 2.678 + 0.369 \pm 0.063 * SO_3 + 0.00085 \pm 0.00037 * SSA - 0.054 \pm 0.041 * CaO + 0.481 \pm 0.489 * Na_2O_{equi} - 0.0289 \pm 0.0115 * C_3A$$

(Zhang et al. 2002) propose un indice basé sur les taux de sulfates d'alcalins et d'aluminates; cet indice à la forme suivante :

$$\text{DEF- indice} = (SO_3/AlO_3)_{molaire} * ((SO_3 + C_3A)_{Bogue}/10) * (\%Na_2O_{equi})^{1/2}$$

Les valeurs du DEF-indice supérieures à 1,2 induisent systématiquement la RSI; en revanche si l'indice DEF est inférieur à 0.8 il n'y a pas de risque de gonflement. Cette relation empirique est seulement valable pour un béton soumis à un traitement thermique à $85^\circ C$ et conservé à 100 % d'humidité. Les valeurs-seuils de cet indice sont difficiles à déterminer et dépendent de l'état de conservation du béton.

(Brunetaud 2005) a étudié l'influence des paramètres : température et durée d'échauffement, rapport E/C, type de granulats, composition et finesse du ciment sur les expansions induites par la DEF ainsi que leur impact sur les caractéristiques mécaniques du matériau. Sa campagne, conçue sur le principe des plans d'expériences, a permis de mettre en évidence le rôle majeur de certains paramètres et surtout de montrer que les interactions, notamment entre la température et la durée de l'échauffement, sont de première importance.

Le dépouillement des plans fournit des modèles empiriques capables de reproduire les réponses obtenues sur la totalité du champ expérimental parcouru :

$$\text{Exp}(700\text{jours})(d,a,t,e,g) = 0,072d - 0,056d^2 + 0,081a + 0,439t + 0,041a^2d + 0,377td^2 - 0,180td^2 - 0,184td^3 + 0,068ta - 0,063tad - 0,054tad^2 - 0,048ta^2 - 0,062e - 0,315g + 0,070ed^2 + 0,032ed^3 - 0,336gd + 0,090gd^2 + 0,124gd^3 + 0,031ge - 0,072ged - 0,043ged^2 (\%)$$

$$\text{Exp}(250\text{jours})(s,a,b,t) = 0,140 + 0,082s + 0,064a + 0,037b + 0,038t + 0,039sa + 0,020sb + 0,019st + 0,017ab + 0,009sab - 0,018sat (\%)$$

Avec a, b, d, t, s, e, g: indicateurs relatifs respectivement à la teneur en alcalin, surface Blaine, durée du palier, température, teneur en sulfate, rapport E/C, type de granulats.

Ces deux modèles fournissent respectivement les valeurs des expansions à 700 jours et 250 jours.

Tout ces modèles de prédiction à partir de la compositions sont un outil de prévention contre la RSI. Ils sont très utiles pour le fournisseur de béton et l'utilisation afin d'évaluer la réactivité de la formulation vis-à-vis de la RSI en fonction des conditions d'utilisation et des constituants. Ces modèles ne tiennent que partiellement compte de plusieurs paramètres qui sont nécessaires pour le déclenchement de la réaction, tels que l'élévation de température au jeune âge ou l'environnement de conservation du béton. Ils ne donnent aucune idée sur la cinétique de la réaction. Ceci rend leur utilisation pour le recalcul des structures très limitée.

2) Modèle d'avancement de la réaction

Le modèle d'avancement de (Brunetaud 2005) se base sur la constatation que les courbes d'expansion du béton atteint par la RSI ne se révèlent pas symétriques puisque l'expansion semble plutôt se stabiliser sur une faible vitesse constante que sur une valeur finie. Pour tenir compte de cette pente résiduelle, le modèle est enrichi d'une partie amortie. Cette partie linéaire est corrigée par le rapport $\frac{\tau_c}{\tau_l}$ qui exprime le fait que plus la courbure du « S » est marquée, plus la pente résiduelle est faible. Finalement, un bon compromis entre précision du modèle et nombre de degrés de liberté nécessaires à sa définition consiste à utiliser le modèle suivant :

$$\xi(t) = \frac{1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau_c}\right)}{1 + \exp\left(-\frac{(t - \tau_l)}{\tau_c}\right)} \left(1 + \frac{\varphi}{\delta + t}\right) \quad (3.1)$$

Avec $\varphi = \tau_c \alpha_{(E/C)} \beta$ et $\delta = \tau_l \beta$

Rôle de chaque paramètre :

- $\xi(t)$ est l'avancement de la réaction de gonflement, cette variable comprise entre 0 et 1 permet de traduire l'état d'avancement de la RSI dans le béton entre son état initiale ($\xi(t) = 0$) et son état final ($\xi(t) = 1$).
- τ_c et τ_l sont respectivement le temps caractéristique et le temps de latence.
- $\alpha_{(E/C)}$ permet de jouer sur la proportion relative de la fraction purement sigmoïde et de la fraction sigmoïde linéaire de la courbe d'expansion. Ce paramètre a été calibré pour deux valeurs, une pour chaque rapport E/C : $\alpha(0,48) = 0,0065$ et $\alpha(0,35) = 0,0160$.
- β permet de moduler l'amortissement de la fraction linéaire de la courbe. $\beta = 3$ permet d'obtenir une bonne simulation de la courbe d'expansion dans le cas des bétons étudiés par (Brunetaud 2005)

Cette équation présentée par (Brunetaud 2005) et en partie inspirée des travaux de (Larive 1998) sur la RAS. Elle permet d'améliorer la représentation de l'évolution de la réaction en fonction du temps en tenant compte d'une direction asymptotique en fin de réaction. Mais le fait de fixer les paramètres α et β à des valeurs positives connues, crée des problèmes de cohérence avec la théorie thermodynamique, vu que l'avancement peut dépasser un ou être négatif. Dans la partie modélisation, nous allons nous inspirer de cette forme d'équation pour modéliser l'avancement de la réaction, mais il y a lieu d'imposer des contraintes aux valeurs prises par φ et δ pour conserver une signification physique raisonnable à ce modèle.

3) Modèle basé sur la mécanique des milieux continus :

(Garboczi 1997) a présenté un modèle pour l'expansion due à la RSI en considérant que cette expansion se manifeste toujours à l'interface pâte de ciment/granulat. Pour cela il considère le béton comme étant formé de granulats de forme sphérique de rayon a entourés d'une

couche d'ettringite de rayon extérieur s et plongés dans une matrice cimentaire sphérique de rayon b . Une représentation des trois phases est montrée dans la figure 3-1.

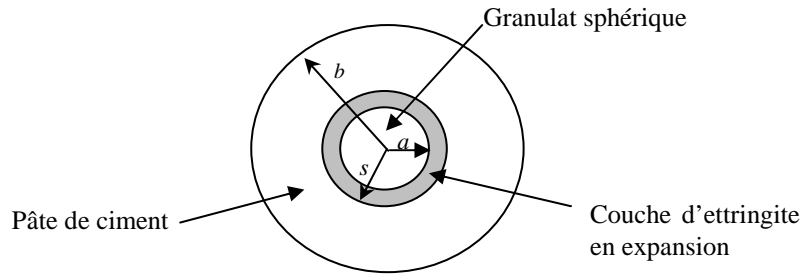


Figure 3-1 Les phases du modèle

- Phase 1 : La matrice cimentaire : $s < r < b$
- Phase 2 : Une couche d'ettringite formée autour du granulat $a < r < s$
- Phase 3 : Un granulat sphérique $0 < r < a$

En considérant que chaque phase i ($i=1$ à 3) est caractérisée par un module de compressibilité K_i , un module de cisaillement G_i et une déformation ε_i^0 , le champ de contraintes dans la cellule est donné par les relations suivantes :

$$\sigma_{rr} = \left(K_i + \frac{4}{3} G_i \right) \frac{\partial u}{\partial r} + 2 \left(K_i - \frac{2}{3} G_i \right) \frac{u}{r} - 3K_i \varepsilon_i^0 \quad (3.2)$$

$$\sigma_{\theta\theta} = \left(K_i + \frac{2}{3} G_i \right) \frac{\partial u}{\partial r} + \left(2K_i - \frac{2}{3} G_i \right) \frac{u}{r} - 3K_i \varepsilon_i^0 \quad (3.3)$$

Où u représente le déplacement radial fonction du rayon r . En supposant que le déplacement u a la forme $u = \alpha_i r + \frac{\beta_i}{r^2}$ avec α_i et β_i des constantes différentes pour chaque phase, en utilisant les conditions aux limites et la continuité des phases et en considérant l'ettringite comme une couche sur la surface extérieure de granulat produisant une déformation $\varepsilon_2^0 = \varepsilon$ avec $\varepsilon_1^0 = \varepsilon_3^0 = 0$, on obtient la valeur des différents paramètres :

$$\alpha_1 = \frac{\varepsilon \frac{15}{2} \frac{h}{a} c}{5 + 3c} ; \beta_1 = b^3 \alpha_1 ; \alpha_3 = \frac{5\varepsilon \frac{h}{a} c}{5 + 3c} \quad (3.4)$$

$$\alpha_1 = \frac{1}{2} \frac{\varepsilon \left(5 + 3c + 15 \frac{h}{a} c \right)}{5 + 3c} ; \beta_2 = -\frac{1}{2} \varepsilon a^3 \frac{\left(5 + 3c + 9 \frac{h}{a} c \right)}{5 + 3c} \quad (3.5)$$

Avec h l'épaisseur de la couche d'ettringite autour d'un granulat et c la fraction volumique de la phase granulaire $c = \frac{a^3}{b^3}$.

Ce modèle permet d'avoir, à l'échelle locale, les déplacements et les contraintes dans chaque direction des différents points qui constituent chaque phase. Ce modèle permet aussi de prévoir l'apparition des fissures qui peuvent se former à l'interface ettringite / pâte de ciment. L'ouverture de ces fissures est proportionnelle à l'épaisseur h de la couche d'ettringite formée. Ce modèle est conçu à partir de l'hypothèse simplificatrice de matériaux élastiques linéaires et isotropes. De plus, considérer que les granulats sont tous sphériques engendre une erreur non négligeable dans les calculs. Une autre limite de ce modèle est qu'il suppose que l'ettringite ne se forme qu'autour du granulat avec une épaisseur constante alors qu'en réalité

celle-ci se développe aussi dans les pores et les fissures et autour des granulats avec une épaisseur variable. Ce modèle peut être généralisé en considérant plusieurs granulats sphériques et permet d'étudier le comportement macroscopique en utilisant une technique d'homogénéisation.

Dans le même contexte, (Barbarulo 2002) propose un modèle de gonflement de l'ettringite dans le but d'expliquer la différence de comportement entre les pâtes et les mortiers. Pour cela il considère un granulat de rayon R_i enveloppé dans la pâte de ciment de rayon externe R_e . L'expansion de l'ettringite au sein du mortier provoque l'apparition d'un espace entre la pâte et le granulat. On a alors précipitation préférentielle de l'ettringite à l'interface pâte / granulats qui ne fait que combler cet espace. Mais l'ettringite précipitant à l'interface pâte / granulat exerce des pressions de gonflement qui se répercutent sur la pâte. (Barbarulo 2002) mène un calcul mécanique en élasticité linéaire, en résolvant l'équation de Saint-Venant :

$$(\lambda + 2\mu)\text{grad}(\text{div } u) - \mu(\text{rot}(\text{rot}(u))) = 0 \quad (3.6)$$

Avec les coefficients de Lamé $\lambda = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)}$ et $\mu = \frac{E}{2(1+\nu)}$ calculés à partir du module d'Young et le coefficient de Poisson ν de la pâte.

Ceci a permis de calculer le déplacement u . Dans le cas des mortiers, en supposant que la pâte développe une pression de gonflement p , le calcul de la solution avec les conditions aux limites (gonflement libre en $r=R_i$ et $r=R_e$) donne :

$$u = \frac{p}{2(\lambda + \mu)} r \quad (3.7)$$

La mesure de l'expansion observée à l'échelle macroscopique, $\frac{u(R_e)}{R_e}$ permet alors de déterminer la pression de gonflement :

$$p = 2(\lambda + \mu) \frac{u(R_e)}{R_e} \quad (3.9)$$

Dans cas de la pâte de ciment, la pâte développe une pression de gonflement p , en plus l'ettringite précipitant à l'interface pâte-granulat exerce une pression de gonflement p^* . Dans ce cas la forme des déplacements devient:

$$u^* = \frac{1}{2(\lambda + \mu)} \left(p - p^* \frac{R_i^2}{R_e^2 - R_i^2} \right) r + \frac{p^* R_e^2 R_i^2}{2\mu(R_e^2 - R_i^2)} r \quad (3.10)$$

Ce calcul permet d'estimer la pression de gonflement p^* à l'interface pâte-granulat :

$$p^* = 2\mu \left(\frac{u^*(R_i)}{R_i} - \frac{u^*(R_e)}{R_e} \right) \quad (3.11)$$

(Barbarulo 2002) a déterminé la pression de gonflement p et p^* dans le cas du mortier et de la pâte du ciment. Dans le cas des mortiers, en faisant l'hypothèse que $\frac{u(R_e)}{R_e}$ et $\frac{u(R_i)}{R_i}$ sont égaux, on obtient $p=90$ MPa à 228 jours et 170 MPa à 342 jours. Dans le cas des pâtes de ciment $\frac{u(R_e)}{R_e}$ et $\frac{u(R_i)}{R_i}$ sont différents, dans ce cas $p^*=0$ MPa à 228 jours $p^*=50$ MPa à 342jours.

Certes les pressions de gonflement calculées ici sont très supérieures à la résistance en traction d'une pâte de ciment, donc ces valeurs ne peuvent pas être celles des pressions exercées dans la pâte ou à l'interface puisque les matériaux sont fissurés et ne se déforment plus de façon élastique et homogène. Une extension de ce modèle au cas élastoplastique ou élastoplastique endommageable serait nécessaire, et probablement très intéressante. Par ailleurs, ces calculs dépendent de l'incertitude sur la mesure de l'expansion effectuée par une analyse microscopique. Le calcul montre cependant qu'il est possible, en menant en parallèle des mesures d'expansion mésoscopique et microscopique, d'estimer des ordres de grandeur des pressions exercées dans la pâte et à l'interface pâte / granulats.

4) Modelé basé sur l'étude des pressions de cristallisation :

Plusieurs travaux ont été menés afin d'estimer la pression de cristallisation provoquée par la formation des cristaux d'ettringite. Cette théorie suppose que l'ettringite croît dans les pores capillaires et exerce sur les parois de ceux-ci une pression suffisante pour générer l'expansion du béton. Cette pression dépend de la forme du pore et de la super-saturation. Le développement de cette pression requiert une force motrice, qui est fournie par la sursaturation du milieu vis-à-vis du cristal. Cette pression à la forme suivante (Steiger 2005) (Correns 1949), (Scherer 2004) (Flatt et Scherer 2007);

$$\sigma_c = \frac{RT}{v_c} \ln\left(\frac{Q}{K}\right) \quad (3.12)$$

Où R est la constante des gaz parfaits, T est la température, σ_c est la pression exercée par les cristaux sur les parois du milieu poreux, avec Q l'activité ionique du produit, K : constante d'équilibre, $\frac{Q}{K}$ est la sursaturation, v_c est le volume molaire du solide formé.

En faisant l'hypothèse que cette pression est le moteur du gonflement provoqué par la RSI et que le béton est un matériau poreux saturé constitué d'un réseau de pores cylindriques, (Scherer 2004) explique comment se développent les pressions de cristallisation lors de la précipitation de sels dans un matériau poreux. Les pressions engendrées dépendent de la courbure du pore :

$$p = K_{cl} \gamma_{cl} \quad (3.13)$$

Avec p : pression, K_{cl} : courbure du pore et γ_{cl} : énergie libre du cristal.

Sur la base de ces considérations, (Scherer 2004) propose une étude des pressions de cristallisation potentiellement développées par la RSI. L'ettringite aciculaire qui précipite dans les plus gros pores et dans les fissures ne peut pas développer de pressions de cristallisation significatives puisque la taille de cette porosité est trop grande pour imposer une forte courbure. Par contre, en supposant une cristallisation dans les nanopores de la pâte, les pressions de cristallisations ne sont limitées que par la sursaturation de la solution interstitielle vis-à-vis de l'ettringite.

La distribution et l'effet de la pression σ_c dans le milieu poreux sont très difficiles à prédire. (Flatt et Scherer 2007) a utilisé un modèle simplifié afin de relier la contrainte moyenne hydrostatique σ dans le squelette solide engendrée par la pression σ_c , ce couplage dépendant de la forme du pore et de la fraction volumique du cristal qu'il contient. En utilisant les résultats expérimentaux sur éprouvettes obtenus par (Famy 1999), (Flatt et Scherer 2007) a pu donner une estimation de l'intervalle de la contrainte produite par l'expansion d'ettringite en fonction de la quantité de cristal formé et de la température de conservation. Les limite de ces

intervalles correspondent au type de pore à considérer, soit sphérique (limite supérieure), soit cylindrique (limite inférieure) (figure 3-2).

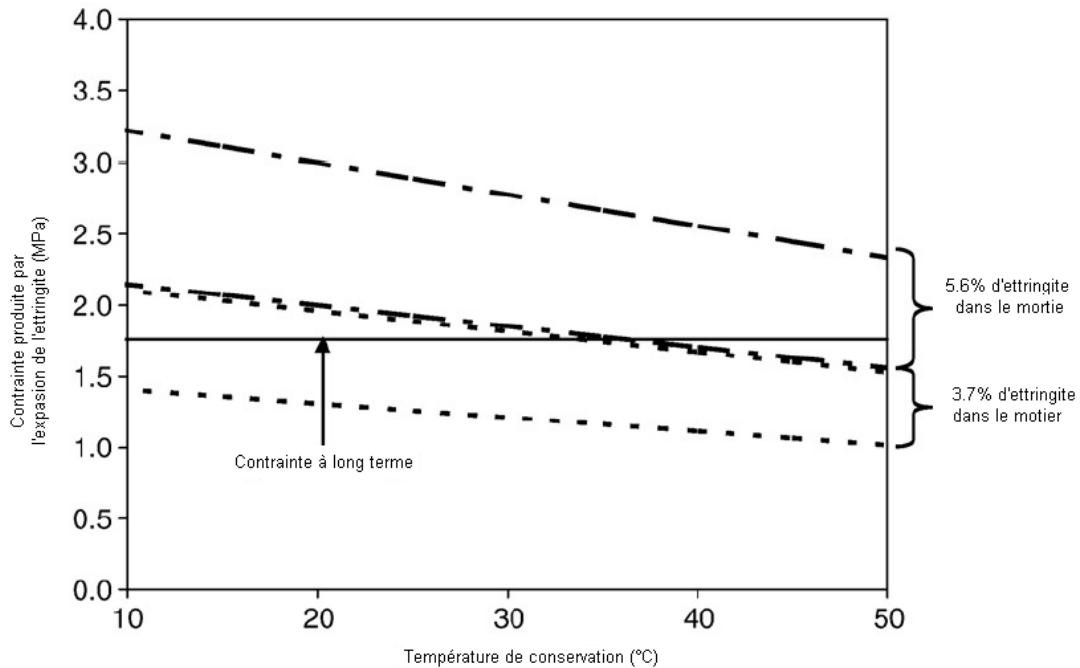


Figure 3-2 Variation de la pression de cristallisation en fonction de la température de conservation (Flatt et Scherer 2007)

(Flatt et Scherer 2007) a conclu que pour des mortiers qui contiennent 3,7 % d'ettringite, la contrainte produite est très faible et donc ne génère que peu d'endommagement alors qu'avec 5,5 % d'ettringite il y a un endommagement. Ce modèle confirme aussi que plus la température de conservation est basse, plus il y a d'expansion car à température basse il y a une réduction de la sursaturation.

5) Bilan de la partie modélisation de la RSI

Notre recherche bibliographique montre bien que la recherche dans le domaine de la modélisation de la RSI est encore dans un stade pas très avancé. Ces recherches s'orientent selon trois axes. Premièrement, des modèles ont été élaborés afin de prédire le comportement du béton à partir de sa composition, ces relations sont des bons outils pour les cimentiers afin de connaître la réactivité de leur ciment. Deuxièmement, des approches mésoscopiques a fin de calculer les pressions induites par la formation de l'ettringite, ceci peut donner un ordre de grandeur des pressions qui peuvent être engendré par l'ettringite formée dans un milieu confiné mais ces modèles sont fondés sur des hypothèses assez simples telles que tout les granulats de forme sphérique, ces modèles peuvent induire des erreurs considérables. Troisièmement, la théorie de pression de cristallisation ceci peut contribuer à l'explication du phénomène de la RSI. Certes ces travaux sont très variés mais il n'y a pas d'axe qui coïncide avec notre quête d'un modèle pour le recalcul d'ouvrage. Pour cela on s'est orienté vers l'étude des modèles RAS. Ce choix a été fait pour la raison expliquée ci-dessus et pour d'autres qu'on va présenter dans la suite.

III. Modélisation macroscopique des réactions alcali-silice

Des modélisations macroscopiques sont nécessaires, pour connaître les contraintes mécaniques engendrées par l'évolution de l'expansion de RSI, en déduire l'endommagement du béton et ainsi pouvoir réévaluer la capacité portante résiduelle des ouvrages atteints. De

plus, il faut évaluer les effets des contraintes sur le développement des expansions (anisotropie potentiel du gonflement). Une approche macroscopique doit donc être envisagée afin de quantifier la dégradation d'une structure touchée.

Vu que la modélisation de la RSI s'est actuellement essentiellement concentrée sur des échelles inférieures microscopiques ou mésoscopique et dans le but de chercher une base de départ pour notre modélisation, on s'est orienté vers l'étude des différents modèles conçus pour prédire le comportement de bétons atteints de la RAS. Le choix de cette réaction de gonflement est motivé par plusieurs raisons dont nous allons détailler les arguments.

D'abord, d'un point de vue effet sur la structure, les deux pathologies provoquent les mêmes symptômes à savoir une fissuration multidirectionnelle ou un faïençage dans le cas des bétons non armés ou faiblement armés, aussi une fissuration parallèle aux câbles dans le cas du béton précontraint.

Ensuite, les deux réactions sont causées par la formation d'un constituant expansif : cristal d'ettringite pour la RSI et gel silico-calco-alcalin pour la RAS, ces deux produits de la réaction n'ayant certes pas la même composition chimique mais possédant dans les deux cas un caractère expansif très important.

Le produit de ces deux réactions RAS et RSI se forme dans les pores ou dans les fissures ou à l'interface pâte granulats, ce qui est associé à une génération homogène dans tout le béton.

De plus, et c'est le point le plus important, les deux réactions sont d'origine interne au béton, c'est-à-dire que les réactifs qui provoquent la formation du produit expansif ne sont pas le résultat d'une attaque externe, ce qui distingue ces réactions de la carbonatation ou de la réaction sulfatique externe par exemple où la diffusion de l'agent agressif contrôle en générale le développement de la dégradation, mais les réactifs entrent dans la composition des différents constituants qui composent le béton.

La RSI et la RAS sont influencées par l'environnement de l'ouvrage et par l'état de contrainte. Même si pour la RSI l'effet des contraintes n'a pas été identifié expérimentalement en laboratoire, le suivi d'ouvrages montre beaucoup de ressemblance avec la RAS.

Compte tenu de tous ces arguments il nous est apparu tout à fait justifier d'appuyer nos travaux de modélisation des effets de la RSI pour l'ingénieur sur les travaux de modélisation existants développés pour la RSI.

Dans cette partie on présentera des modèles macroscopiques conçus afin de prédire le gonflement engendré par la RAS. La bibliographie dans ce domaine est assez riche.

1) Modèle de Coussy-Larive

i. Courbe d'avancement

Dans le cadre thermodynamique, (Larive 1998) décrit le gonflement du matériau induit par le gel comme un couplage chimico-mécanique et l'avancement de la réaction chimique est identifié comme une variable interne.

L'équation de comportement monodimensionnel s'écrit sous la forme :

$$\sigma = K\varepsilon - K\varepsilon_{\infty}\xi \quad (3.14)$$

Où :

- σ : Contrainte
- ε : Déformation
- K : Module de compressibilité du matériau
- ξ : Avancement de la réaction
- ε_{∞} : Expansion libre à l'infini.

Le terme $-K\varepsilon_{\infty}\xi$ représente l'influence de la RAS sur le comportement mécanique. $\varepsilon_{\infty}\xi$ correspond à une déformation imposée d'origine chimique analogue à une déformation d'origine thermique mais irréversible. Dans le cas de l'expansion libre, i.e., $\sigma = 0$ l'avancement de la réaction ξ peut se traduire directement par la déformation observable du matériau.

$$\varepsilon = \varepsilon_{\infty}\xi \quad (3.15)$$

Rendant compte du comportement de centaines d'éprouvettes, (Larive 1998) donne la forme d'évolution suivante à la déformation dans le cas de l'expansion libre:

$$\xi(t) = \frac{1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau_c}\right)}{1 + \exp\left(-\left(\frac{t - \tau_l}{\tau_c}\right)\right)} \quad (3.16)$$

Une représentation graphique de la courbe de gonflement est donnée dans la (figure 3-3).

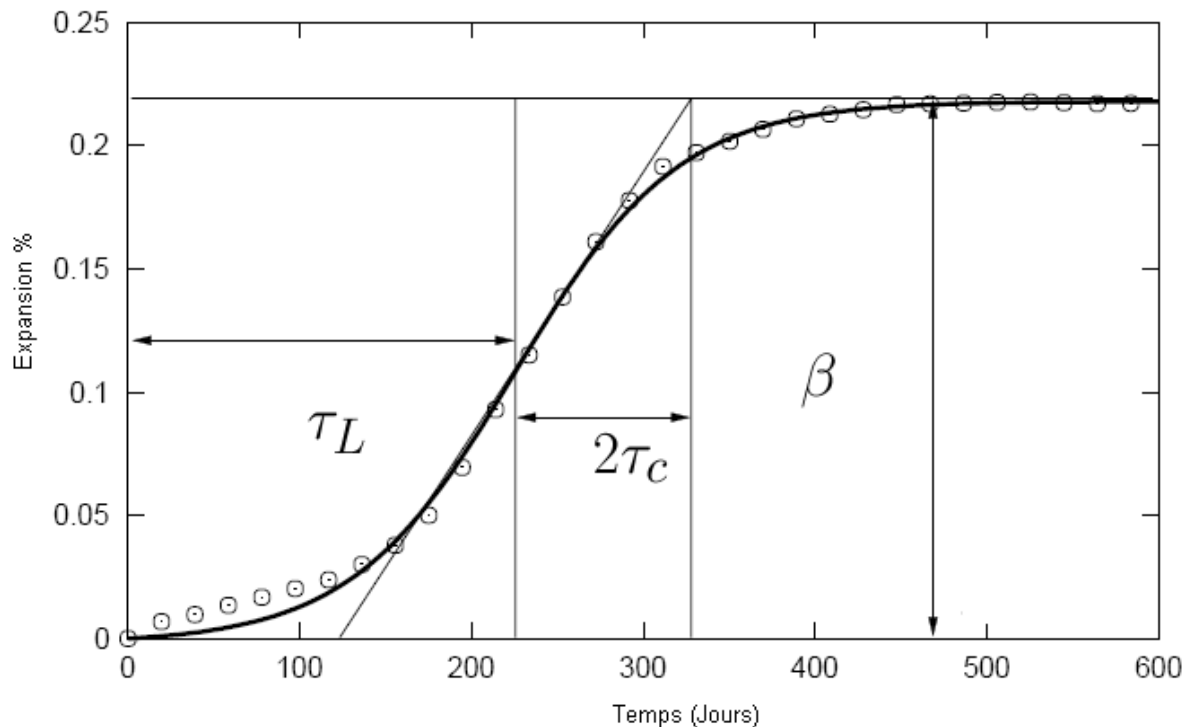


Figure 3-3 Modélisation des courbes de gonflement en "S" par Larive (Larive, 1998)

Les trois paramètres fondamentaux qui apparaissent pour définir cette évolution sont :

- ε_{∞} la déformation asymptotique du béton en gonflement libre,
- τ_l le temps de latence, qui caractérise, d'après (Larive 1998), l'instant où la réaction s'accélère par augmentation de la diffusion au sein du matériau du fait de la microfissuration,
- τ_c le temps caractéristique, relatif à la phase d'atténuation des phénomènes expansifs et qui caractérise donc la durée pour parvenir au palier de déformation (Larive 1998).

Ces trois paramètres dépendent de l'humidité relative du béton dans lequel l'alcali-réaction se développe.

Cette loi est utilisée par d'autres auteurs dans le cadre de leur modélisation du gonflement dû à la RAG : (Li et al. 2004), (Saouma et Perotti 2006), (Fairbairn 2004), (Gomes 2004)...

ii. Effet de la température

(Larive 1998) a montré, dans le cadre de son programme sur la RAS, que la température agit essentiellement sur la cinétique de la réaction et non pas sur l'amplitude de l'expansion. Aussi a-t-elle pondéré les différents coefficients qui gouvernent la cinétique de l'expansion de la loi de (Larive 1998) par des fonctions tirées de la loi d'Arrhenius.

$$\tau_c(h = 100\%, T) = \tau_c(h = 100\%, T_0) \exp\left(U_c \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0}\right)\right) \quad (3.19)$$

$$\tau_i(h = 100\%, T) = \tau_i(h = 100\%, T_0) \exp\left(U_i \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0}\right)\right) \quad (3.20)$$

Avec :

- T_0 : température de référence
- T : température de l'échantillon

Les énergies ont pour valeur $U_c = 4500 \mp 500$ K et $U_i = 9400 \mp 500$ K

Cette loi de couplage critiquable compte tenue des incertitudes sur les différents mécanismes chimiques de la RAS, mais correct quantitativement au moins en première approximation pour l'ingénieur, est aussi utilisée par d'autres auteurs dans leur modélisation, à savoir (Fairbairn 2004) (Saouma 2006)...

2) Modèle de Li et Coussy

i. Couplage chimico mécanique

Le modèle développé par (Li et al. 2004) se place dans la continuité des travaux de (Larive 1998). L'avancement chimique de la réaction et la réponse mécanique se trouvent intégrées en séquence dans une même description.

Sur le plan chimique, l'expansion des produits de réaction est représentée par l'avancement de la réaction de formation d'un gel simple. Quant à la réponse mécanique du matériau, elle peut être considérée comme élastique ou élastoplastique.

ii. Modèle chimico-élastique

(Li et al. 2004) propose un modèle chimico élastique unidimensionnel de gonflement présenté dans la figure 3-4-a. Dans ce modèle le produit gonflant se trouve dans les pores internes du matériau. Dès que ce gel remplit l'espace libre, il exerce une pression p_s interne sur les parois du pore et simultanément une réaction σ_u est créée dans le squelette solide. Le mécanisme de mise en gonflement du matériau est représenté par un modèle rhéologique unidimensionnel dans la figure 3-4-b. La réponse mécanique du matériau à la pression exercée par le gel est traduite par un ressort de module d'élasticité E_s , tandis qu'un autre ressort de module E_u traduit la réponse mécanique du matériau à la contrainte σ_u qui s'exerce en retour. Le gonflement interne dû à la réaction est pour sa part représenté par le déplacement d'un « dashpot » chimique qui se traduit par une déformation locale.

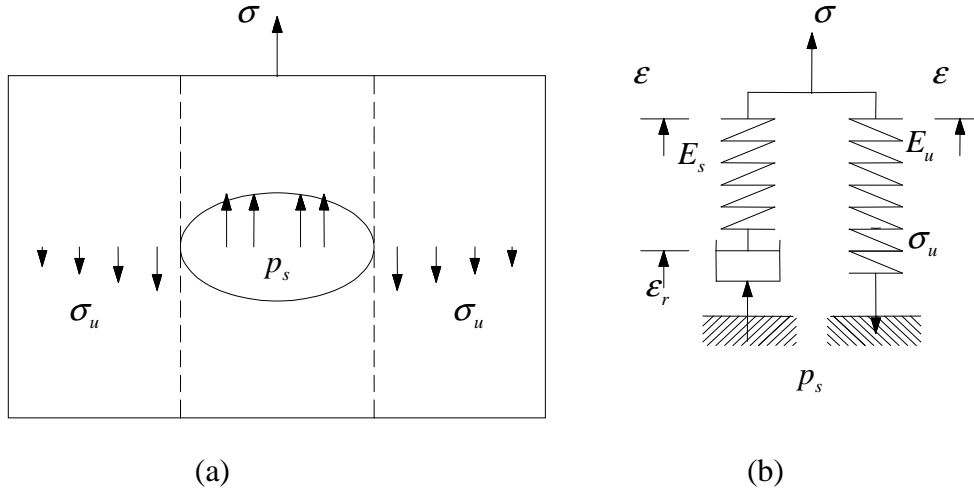


Figure 3-4 Modèle macroscopique de chimico-élasticité du gonflement

En écrivant l'énergie libre du système unidimensionnel présenté dans la 3-4- b on peut identifier les contributions à la contrainte totale de la traction σ_u et de la pression p_s de la façon suivante :

$$\sigma_u = E_u \epsilon \quad \text{et} \quad p_s = -E_s (\epsilon - \epsilon_r) \quad (3.21)$$

La contrainte totale σ agissant sur le système s'écrit :

$$\sigma = \sigma_u - p_s = E_u \epsilon + E_s (\epsilon - \epsilon_r) \quad (3.22)$$

Une réorganisation de l'équation donne ceci :

$$\sigma = E (\epsilon - \epsilon_\infty \xi) \quad (3.23)$$

avec $E = E_s + E_u$ et $\epsilon_\infty = \frac{E_s}{E_s + E_u}$

Cette représentation de contrainte montre que la contrainte totale est le somme une contrainte induite par la déformation du matériau et d'une contraint d'origine chimique induit par une déformation chimique imposé $\epsilon_\chi = \epsilon_\infty \xi$.

Une extension de cette équation à l'échelle tridimensionnelle, L'expansion provoque dans le matériau une contrainte macroscopique :

$$\sigma = \left(K - \frac{2}{3} G \right) \epsilon I + 2G\epsilon - 3\epsilon_\infty K \xi I \quad (3.24)$$

σ , ϵ étant les tenseurs de contrainte et de déformation respectivement, ϵ_∞ est l'expansion à l'instant infini, K , G représentent les modules de compressibilité et de cisaillement, I désigne le tenseur identité de second ordre et ϵ est la trace du tenseur de déformation.

iii. Avancement de la réaction

(Li et al. 2004) a présenté une modélisation du comportement du matériau où deux aspects fondamentaux sont précisés : la cinétique de formation des produits de la RAS et la réponse mécanique à la formation interne du gel. La loi d'évolution gouvernant l'avancement de la réaction ξ a la forme :

$$\dot{\xi} = \frac{A_0}{k_d} (1 - \xi) \quad (3.25)$$

En utilisant une loi d'avancement de type (Larive 1998), (Li et al. 2004) a exprimé $\frac{A_0}{k_d}$ de la façon suivante :

$$\frac{A_0}{k_d} = \left(\frac{1}{\tau_c}\right) \frac{\xi + \exp\left(-\frac{\tau_l}{\tau_c}\right)}{1 + \exp\left(-\frac{\tau_l}{\tau_c}\right)} \quad (3.26)$$

$\frac{A_0}{k_d}$ dépend de ξ , cette dépendance peut être interprétée comme résultant du remplissage progressif du réseau poreux du matériau par le produit de la réaction. Ce paramètre traduit l'augmentation volumique du gel post-gonflant par rapport au gel pré-gonflant.

iv. Modèle chimico-élastoplastique

Le caractère irréversible du comportement du béton peut être pris en compte à travers une extension à la plasticité de la modélisation chimico-élastique. En séparant la déformation plastique de celle entraînée par la réaction alcali-silice, on a :

$$\sigma = \left(K - \frac{2}{3}G\right)(\varepsilon - \varepsilon^p)l + 2G(\varepsilon - \varepsilon^p) - 3\varepsilon_{\infty}K\xi l \quad (3.27)$$

Li et Coussy (Li et al. 2000) construisent un modèle pour le matériau élastoplastique sous l'influence de la déformation du gel comme l'indique la figure 3-5-b. et ils le transforment en un modèle équivalent comme l'indique la figure 3-5-c. Dans ce modèle, deux cas sont modélisés plus précisément : un cas où $E_s \gg E_u$ et un autre où $E_s \ll E_u$

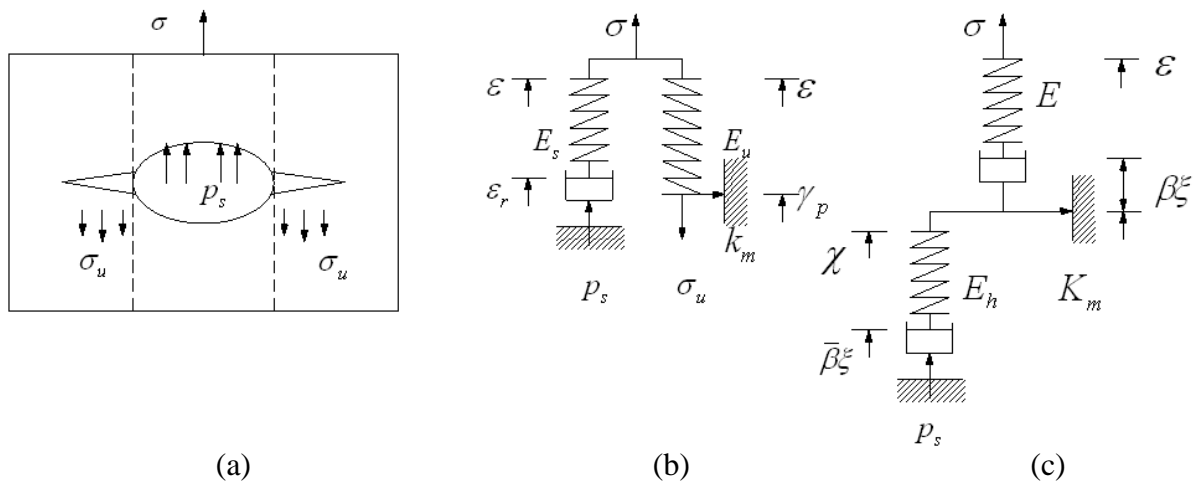


Figure 3-5 Modèle macroscopique de chimico-élastoplastique de gonflement et le modèle équivalent

Modèle à plasticité induite : $E_s \gg E_u \Rightarrow \bar{\beta}\xi \rightarrow 0$

Dans ce cas la contribution de l'expansion du gel au gonflement de matériau est purement élastique. L'équation d'état est :

$$\underline{\underline{\sigma}} = \left(K - \frac{2}{3}G\right)(\underline{\underline{\varepsilon}} - \underline{\underline{\varepsilon}}_p)\underline{\underline{l}} + 2G(\underline{\underline{\varepsilon}} - \underline{\underline{\varepsilon}}_p) \quad (3.28)$$

$$\underline{\underline{p}}_s = -E_h \chi \quad (3.29)$$

Critère de plasticité de type Drucker-Prager :

$$f(\underline{\underline{\sigma}}, p_s) = \sqrt{I_2} + a(\text{tr}(\underline{\underline{\sigma}}) + p_s) - c \leq 0 \quad (3.29)$$

où :

- $I_2 = \frac{1}{2} \text{tr}(\underline{\underline{s}}; \underline{\underline{s}})$ $\underline{\underline{s}}$ est le tenseur déviateur de la contrainte $\underline{\underline{\sigma}}$
- a, c : coefficients de friction et de cohésion du béton.

Modèle à plasticité couplée : $E_s \ll E_u \Rightarrow \beta \xi \rightarrow 0$

Equations d'état :

$$\underline{\underline{\sigma}} = \left(K - \frac{2}{3} G \right) (\underline{\underline{\varepsilon}} - \underline{\underline{\varepsilon}}_p) \underline{\underline{1}} + 2G (\underline{\underline{\varepsilon}} - \underline{\underline{\varepsilon}}_p) \quad (3.30)$$

$$p_s = K(3 \varepsilon_{\infty} \xi - \chi) \quad (3.31)$$

Le gonflement libre est anisotrope :

$$d\underline{\underline{\varepsilon}} = d\underline{\underline{\varepsilon}}_p = \bar{k} d\xi \underline{\underline{b}} \quad \text{avec } \bar{k} = \bar{\beta} \frac{K_h}{K_h} ; \quad \overline{K_h} = \left(K_h + \frac{\partial K_h}{\partial \chi} d\chi \right) \quad \overline{K_h} = \left(K_h + \frac{\partial K_h}{\partial \chi} d\chi \right) \quad (3.32)$$

Le module d'écroissance est $H = a^2 \overline{K_h}$

où :

- $\underline{\underline{b}}$: tenseur d'anisotropie de gonflement, qui est observée dans l'expansion libre du matériau, est déterminé par la direction de coulage et la forme des granulats.
- $K_h(\chi)$: Module d'écroissance chimico-mécanique en terme de χ , reliant la pression accumulée p_s à (ξ, χ)
- t_c : Temps caractéristique de la formation du gel gonflant, qui dans le cas d'un gel vieillissant sera complété par les caractéristiques de vieillissement t_a .
- $\bar{\beta}$: Coefficient d'expansion locale du matériau par le gel formé

L'utilisation de la plasticité induite ou couplé dépend du type de la réaction et la nature du produit expansif qui provoque la réaction. Ainsi Dans le cas de la RSI, l'utilisation de la plasticité induite se rapproche le plus de la réalité, vue que le produit gonflant est un cristal d'ettringite qui est un matériau rigide gonflant.

v. Effet de l'humidité

Selon le modèle de (Li et al. 2004), l'humidité relative influe sur l'amplitude du gonflement et la cinétique de l'expansion, aussi a-t-il modélisé cet effet en utilisant une fonction croissante f_i pour l'amplitude et des fonctions décroissantes f_c, f_i pour la cinétique. Ces différentes fonctions ont pour forme :

$$\varepsilon_{\infty}(S_r, T_0) = \varepsilon_{\infty}(S_r = 100\%, T_0) f_{\infty} \quad \text{avec} \quad f_{\infty} = 1.02 \times 10^{-6} \exp(8.1 S_r) \quad (3.33)$$

$$\tau_c(S_r, T_0) = \tau_c(S_r = 100\%, T_0) f_c \quad \text{avec} \quad f_c = 0.3 \exp(9.5 - 8.3 S_r) \quad (3.34)$$

$$\tau_i(S_r, T_0) = \tau_i(S_r = 100\%, T_0) f_i \quad \text{avec} \quad f_i = 5.3 \exp(10.7 - 8.06 S_r) \quad (3.35)$$

Où :

- S_r : le degré de saturation
- T_0 : température de référence

Ce modèle de gonflement a été implémenté dans le code de calcul aux éléments finis CESAR-LCPC sous le nom ALKA, la résolution de problème chimico-mécanique consiste à faire une discrétisation spatiale et temporelle, et puis résoudre de façon itérative le problème. La résolution consiste à ajouter une déformation chimique supplémentaire induite par la réaction à chaque incrément de calcul. La méthode de résolution est présentée dans (Li et al. 2004). On s'appuiera sur ce schéma de résolution dans notre implémentation de la modélisation de la RSI.

3) Modèle de Saouma

i. Gonflement

(Saouma 2006) a présenté un modèle afin de tenir compte de l'effet de la contrainte sur l'expansion produite par la RAG, cet effet est mis en évidence et quantifié par (Multon et Toutlemonde 2006). (Saouma 2006) a écrit l'incrément de déformation volumique induit par la RAS sous la forme suivante :

$$\dot{\varepsilon}_v^{RAS}(\dot{t}) = \Gamma_c(f'_c, \sigma_I) \Gamma_c(\bar{\sigma}, f'_c) g(H) \dot{\xi}(t, T) \varepsilon_{oc} |_{T=T_n} \quad (3.36)$$

$\varepsilon_{oc} |_{T=T_0}$ est le potentiel de gonflement mesuré en laboratoire sur une éprouvette placée à une température $T = T_0$. Γ_c et Γ_c sont des fonctions de couplage avec la contrainte. σ_I est la contrainte maximale majeure. Le couplage avec l'humidité se traduit par la fonction $g(H) = H^m$ avec H l'humidité relative. On présente par la suite l'ensemble des fonctions de couplage qui interviennent dans la loi précédente.

ii. Courbe d'avancement et couplage avec la température

La courbe de gonflement utilisé par (Saouma 2006) est inspirée des travaux de (Larive 1998). L'expansion libre à la forme suivante :

$$\xi(\dot{t}) = \frac{1 - \exp\left(-\frac{\dot{t}}{\tau_c(T)}\right)}{1 + \exp\left(-\left(\frac{\dot{t} - \tau_i(T, I_\sigma, f'_c)}{\tau_c(T)}\right)\right)} \quad (3.37)$$

Le temps caractéristique τ_c dépend de la température de conservation et le temps de latence τ_i dépend de la température et de l'état de contrainte appliqué à la structure selon la relation suivante :

$$\tau_c(T) = \tau_c(T_0) \exp\left(U_c \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0}\right)\right) \quad (3.38)$$

$$\tau_i(T, I_\sigma, f'_c) = f(I_\sigma, f'_c) \tau_i(T_0) \exp\left(U_i \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0}\right)\right) \quad (3.39)$$

$f(I_\sigma, f'_c)$ est une fonction qui dépend du premier invariant I_σ et de la résistance en compression du béton.

iii. Couplage avec la contrainte

La cinétique de la réaction dépend de l'état de contrainte auquel est soumise la structure. Ceci se traduit par la pondération du temps de latence par la fonction suivante :

$$f(I_\sigma, f'_c) = \begin{cases} 1 & \text{si } I_\sigma > 0 \\ 1 + \alpha \frac{I_\sigma}{2f'_c} & \text{si } I_\sigma \leq 0 \end{cases} \quad (3.40)$$

De plus, la contrainte a un effet sur l'expansion volumique qui se traduit par une pondération du gonflement volumique par les fonctions Γ_t et Γ_c qui ont la signification suivante : la fonction Γ_t réduit l'expansion dans le cas d'importantes contraintes de traction, ce qui traduit une absorption du gel formé par la RAG dans les macro-fissures. Elle a la forme suivante :

$$\Gamma_t = \begin{cases} 1 & \text{si } \sigma_t \leq \gamma f'_t \\ \Gamma_t + (1 - \Gamma_t) \frac{\gamma f'_t}{\sigma_t} & \text{si } \sigma_t > \gamma f'_t \end{cases} \quad (3.41)$$

γ_t est la fraction de la résistance à la traction au-dessus de laquelle le gel peut se former dans la fissure. Γ_t est un facteur de rétention résiduelle sous contrainte de traction.

La fonction Γ_c réduit l'expansion dans le cas d'importantes contraintes de compression ce qui traduit une réduction du volume du gel et des macros fissures. Elle a la forme suivante :

$$\Gamma_c = \begin{cases} 1 & \text{si } \bar{\sigma} \leq 0 \text{ (traction)} \\ 1 - \frac{\exp(\beta) \bar{\sigma}}{1 + (\exp(\beta) - 1) \bar{\sigma}} & \text{si } \bar{\sigma} > 0 \text{ (compression)} \end{cases} \quad (3.42)$$

$$\text{Avec } \bar{\sigma} = \frac{\sigma_I + \sigma_{II} + \sigma_{III}}{3f'_c}$$

iv. Anisotropie du gonflement

Le gonflement dans les différentes directions de l'espace est donné par la relation suivante :

$\dot{\epsilon}_i = W_i \dot{\epsilon}_v^{RAS}$ avec W_i des fonctions poids qui dirigent le gonflement dans les différentes directions de l'espace.

v. Endommagement dû à l'avancement de la réaction

(Saouma 2006) a distingué deux types d'endommagement en fonction de l'avancement de la réaction provoqué la RAG. Premièrement, une chute du module d'Young exprimée par la fonction suivante :

$$E(t, T) = E_0 (1 - (1 - \beta_E) \xi(t, T)) \quad (3.43)$$

Deuxièmement une chute de la résistance en compression

$$f'_c(t, T) = f'_{c,0} (1 - (1 - \beta_f) \xi(t, T)) \quad (3.44)$$

4) Modèle de Gomes

(Gomes 2004) a présenté un modèle qui prédit le comportement d'une structure soumise à la RAS. En utilisant la loi d'avancement de (Larive 1998), des lois de couplage de l'avancement avec la température de type Arrhenius et une loi de couplage avec l'humidité due à (Poole 1992). L'originalité des travaux de Gomes vient du fait qu'il tient compte de façon continue de l'effet de la contrainte. Dans le cas unidimensionnel, le rapport du gonflement sous contrainte et du gonflement libre est lié à la contrainte par la fonction de couplage suivante :

$$\psi_x(\sigma, t) = \frac{\varepsilon_x^{RAS}(\sigma, t)}{\varepsilon_{x,libre}^{RAS}(t)} = \exp\left(-(\alpha\sigma(t))^b\right) \quad (3.45)$$

Où $\psi_x(\sigma, t)$ est le rapport entre l'expansion sous l'action de la contrainte externe $\sigma(t)$, $\varepsilon_x^{RAS}(\sigma, t)$ et l'expansion libre $\varepsilon_{x,libre}^{RAS}(t)$, a et b sont deux coefficients intrinsèques du matériau.

Dans le cas tridimensionnel, la relation entre déformation chimique sous contrainte et déformation libre est donnée par la relation suivante :

$$\underline{\underline{\Delta\varepsilon_{SC}^{RAS}}}(\sigma, t) = \underline{\underline{\Delta\varepsilon_L^{RAS}}}(\sigma, t) - \underline{\underline{P}} \underline{\underline{\Delta\varepsilon_L^{RAS}}}(\sigma, t) \quad (3.46)$$

Où $\underline{\underline{\Delta\varepsilon_{SC}^{RAS}}}(\sigma, t)$ représente l'incrément de déformation sous contrainte ; $\underline{\underline{\Delta\varepsilon_L^{RAS}}}(\sigma, t)$ représente l'incrément de déformation libre et $\underline{\underline{P}}$ est une matrice de la forme suivante :

$$\underline{\underline{P}} = \begin{pmatrix} (1 - \psi_I) & \frac{(1 - \psi_{II})}{2} & -\frac{(1 - \psi_{III})}{2} \\ -\frac{(1 - \psi_I)}{2} & (1 - \psi_{II}) & -\frac{(1 - \psi_{III})}{2} \\ -\frac{(1 - \psi_I)}{2} & -\frac{(1 - \psi_{II})}{2} & (1 - \psi_{III}) \end{pmatrix} \quad (3.47)$$

Les différents coefficients ψ_i issus du modèle unidimensionnel précédent sont déterminés expérimentalement.

5) Modèle de Capra et Sellier

(Capra et Sellier 2002) proposent un modèle probabiliste à partir de l'échelle microscopique permettant de remonter à la « cause chimique » de la dégradation sans postuler une loi d'avancement. D'après eux, les réactions alcali-granulats sont des réactions chimiques hétérogènes aléatoirement réparties au sein du béton. Dans cette optique, ils proposent une modélisation basée sur une description multi-échelle des phénomènes. La première partie de ce modèle concerne la modélisation chimique du phénomène, ils l'appellent « modélisation locale ». La seconde partie du modèle concerne la modélisation des effets mécaniques induits par le gonflement, ils l'appellent « modélisation globale ». Elle intègre des descriptions probabilistes de la porosité connectée aux sites réactifs et la taille des sites réactifs.

i. Modèle local

Pour la première partie, d'après les auteurs, la cinétique de la formation du gel est gouvernée par :

- une diffusion des réactifs et des ions hydroxydes vers le site du granulats contenant la silice réactive ;
- une vitesse d'attaque décrivant la cinétique d'apparition du gel. Cette vitesse d'attaque est supposée thermoactivée, obéissant à la loi d'Arrhenius. Le gel formé est, d'après eux, capable d'adsorber de 200 % à 400 % d'eau.

Le gel est supposé suffisamment « fluide » pour pénétrer dans la porosité connectée au site réactif. On suppose qu'il obéit à la loi de Laplace sur la pression capillaire.

La porosité du béton connectée au site réactif sert de vase d'expansion au gel, cette porosité se subdivise en une porosité « naturelle » du béton non endommagé et une porosité issue de l'ouverture des fissures provoquée par le gel. Après fissuration, le gel peut également pénétrer

dans la fissure qu'il a créée. Dans ce modèle, le granulat réactif est supposé sphérique, la fissure est un disque centré sur le site réactif.

La distribution porosimétrique initiale du béton est modélisée par une loi log- normale et l'influence importante de la taille des sites réactifs est prise en compte par une simulation de Monte Carlo.

D'après la loi de Laplace sur la pression capillaire, il est possible d'écrire la probabilité pour que la pression dans le gel soit inférieure à une pression capillaire P_c donnée, elle est égale à celle d'occuper tous les pores de dimension supérieure à $\frac{2\sigma_g \cos \theta_g}{P_c}$ où P_c est la pression capillaire, σ_g est la tension superficielle du gel, θ_g est l'angle de raccordement. On suppose que la pression dans le gel est égale à la pression capillaire et on écrit la compatibilité entre le volume occupé, la quantité de gel et la pression du gel P_g .

$$P_g = \frac{E_g}{3} \left(1 - \frac{V_v}{V_{gel}} \phi \left(\frac{-\ln \left(\frac{2\sigma_g \cos \theta_g}{P_g} \right) - \overline{\ln r_p}}{\overline{\ln r_p}} \right) \right) + \frac{V_{gf}}{V_{gel}} \quad (3.48)$$

Où :

- E_g est le module d'Young du gel,
- $2\sigma_g \cos \theta_g$ représente la tension superficielle du gel,
- V_{gel} est le volume de gel à la pression atmosphérique,
- V_v est le volume des vides connectés au site réactif,
- ϕ est la fonction de répartition de la distribution log normale,
- $\overline{\ln r_p}$ et $\overline{\ln r_p}$ sont respectivement la moyenne et l'écart type de la distribution log-normale de la porosité,
- V_{gf} est le volume de gel contenu dans la fissure ouverte par la pression P_g .

L'évolution macroscopique de l'expansion calculée selon ce modèle suit une loi relativement proche d'une exponentielle, ce qui peut constituer une description acceptable lorsque le temps de latence phénoménologique est assez réduit.

ii. Modèle global

Le principe de cette modélisation consiste à construire un modèle dans lequel l'ensemble des micro-mécanismes physico-chimiques décrits dans le modèle local sont prises en compte. Dans un premier temps, le modèle local est utilisé pour construire une courbe de gonflement libre du béton, et en suite, on injecte cette courbe dans le modèle global.

On suppose un lien entre modèle local « micro » et modèle global « macro » par l'intermédiaire de l'équation suivante :

$$P_g(t) = \alpha \varepsilon_g(t) \quad (3.49)$$

Où α est un coefficient de calage.

On en déduit la loi d'évolution globale :

$$P_g(\varepsilon_{g_{\infty}}, H, T, t, \alpha) = \alpha \varepsilon_g(t) = \alpha \varepsilon_{g_{\infty}} H^m (1 - \exp(-k(T)t)) \quad (3.50)$$

Avec :

- H : humidité relative,
- T : température,

- k : l'énergie de thermoactivation de la réaction,
- m : déterminé par les essais.

6) Modèle de Poyet

i. Loi d'avancement de réaction

La démarche proposée par (Poyet 2003) s'appuie sur le modèle proposé par (Capra et Bournazel 1997), la nouveauté principale étant la dépendance de l'avancement avec la saturation. Elle est fondée sur l'hypothèse suivante : pour un matériau donné, à température donnée, la réaction alcali-silice est entièrement déterminée en termes d'avancement et de gonflement, en fonction du temps et de la connaissance de l'état hydrique du matériau. Ainsi Poyet a écrit l'avancement ξ de la réaction comme suit :

$$\dot{\xi}(S_r, t) = \alpha_0 \alpha(\beta(S_r) - \xi(S_r, t)) \quad (3.50)$$

- $\dot{\xi}(S_r, t)$ et $\xi(S_r, t)$ sont respectivement l'avancement de la réaction alcali-silice et sa dérivée par rapport au temps. $\xi(S_r, t)$ dépend du degré de saturation S_r . Il est compris entre 0 et 1.
- α_0 est un paramètre intrinsèque au matériau, il définit la cinétique du gonflement à une température donnée.
- La fonction α représente la cinétique de la réaction, elle ne dépend, à une température donnée, que du degré de saturation S_r .
- La fonction β représente l'évolution de la valeur maximale que peut atteindre l'avancement $\xi(S_r, t)$ en fonction de la teneur en eau S_r . Ses valeurs sont comprises entre 0 et 1.

Le gonflement libre est relié à l'avancement de manière incrémentale :

$$\dot{\varepsilon}_{lib}^{RAS}(S_r, t) = \begin{cases} K \dot{\xi}(S_r, t) & \text{si } \xi(S_r, t) > \xi_0 \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad (3.51)$$

- $\varepsilon_{lib}^{RAS}(S_r, t)$ et $\dot{\varepsilon}_{lib}^{RAS}(S_r, t)$ sont respectivement le gonflement libre engendré par la réaction alcali-silice et sa dérivée à l'instant t , ils dépendent du degré de saturation S_r ,
- K est le paramètre qui relie l'avancement de la réaction au gonflement. Il définit l'amplitude de l'expansion, c'est un paramètre intrinsèque au matériau,
- ξ_0 est l'avancement qu'il faut atteindre pour remplir entièrement le volume poreux disponible autour des granulats réactifs, c'est un paramètre intrinsèque au matériau. Il permet de rendre compte d'une phase de latence avec un décalage entre l'avancement de la réaction et sa conséquence en terme de gonflement.

ii. Couplage avec l'humidité

En utilisant les résultats d'une étude expérimentale spécifique, (Poyet 2003) a proposé une modélisation du phénomène en fonction du degré de saturation. (Poyet 2003) a explicité les fonctions $\alpha(S_r)$ et $\beta(S_r)$ permettant de relier le champ des degrés de saturation S_r aux champs d'avancements et de vitesses de gonflement libre dus à la réaction alcali-silice. Ces fonctions représentent l'influence de l'eau sur la réaction alcali-silice. Elles sont supposées ne dépendre ni du matériau étudié ni de la température. Elles ont la forme suivante :

$$\alpha(S_r) = \left(\frac{\langle S_r - S_{r0}^\alpha \rangle^+}{1 - S_{r0}^\alpha} \right)^{m^\alpha}, \quad \beta(S_r) = \left(\frac{\langle S_r - S_{r0}^\beta \rangle^+}{1 - S_{r0}^\beta} \right)^{m^\beta} \quad (3.52)$$

- $\langle X \rangle^+$ représente la partie positive de X ;
- S_{r0}^α et S_{r0}^β sont des seuils de degré de saturation en deçà desquels les fonctions α et β deviennent nulles.
- m^α et m^β sont des paramètres réels définissant la non linéarité des fonctions α et β .

D'après le calibrage expérimental qu'il a pu réaliser des valeurs $m^\alpha = m^\beta = 1$ sont acceptables.

iii. Couplage chimico mécanique

(Poyet 2003) modélise des effets structuraux induits par la réaction alcali-silice en tenant compte :

- du comportement propre du béton
- du gonflement interne généré par la réaction
- de l'influence du chargement sur le gonflement induit par la réaction
- de l'influence de la réaction sur le comportement mécanique du béton.

La déformation totale est décomposée en plusieurs parties :

$$\varepsilon_{tot}(M) = \varepsilon_e + \varepsilon_{RAS} + \varepsilon_{rd} + \varepsilon_{th} \quad (3.53)$$

- ε_e est la déformation élastique,
- ε_{RAS} est la déformation générée par la réaction alcali-silice,
- ε_{rd} est la déformation due au séchage,
- ε_{th} est la déformation due à des variations de température.

Les déformations différées (fluage, relaxation...) sont engendrées par des transferts hydriques au sein des hydrates générés par les contraintes effectives. Elles sont modélisées par une approche phénoménologique. Pour cela, le tenseur des contraintes effectives σ est scindé en une partie sphérique σ^s et une autre déviatorique σ^d .

Le modèle se base sur la liaison entre le tenseur des contraintes effectives $\tilde{\sigma}$ et les contraintes apparentes σ par l'intermédiaire du tenseur d'endommagement D d'ordre 4 du matériau :

$$\sigma = (1 - D) : \tilde{\sigma} = (1 - D) : E_0 : \varepsilon_e \quad (3.53)$$

Où E_0 est la matrice de rigidité élastique initiale du béton.

Les déformations générées par la réaction alcali-silice sont calculées à partir du tenseur des endommagements indépendants d_r dans les directions principales du tenseur des contraintes effectives :

$$\varepsilon_i^r = \varepsilon_0^r \frac{d_i^r}{1 - d_i^r} \quad (3.54)$$

Où ε_0^r est une constante identifiée sur un grand nombre d'essais et prise égale à 0,35 %

iv. Couplage endommagement contrainte

Le modèle proposé est inspiré d'un modèle de comportement existant (Sellier 1995) (Sellier et Capra 1997) (Sellier et al.1999). Il se base sur la théorie de l'endommagement, il prend en compte trois sources indépendantes d'endommagement (traction, compression et réaction). Le couplage entre elles est effectué au moyen de la méthode du maillon faible. Le calcul des

endommagements indépendants tient compte de l'influence de l'état de contraintes local, les valeurs propres du tenseur des déformations générées par la réaction alcali-silice sont donc différentes dans les trois directions principales. Ainsi, bien que la contrainte générée par la réaction soit considérée isotrope, les déformations engendrées peuvent être anisotropes en fonction de l'état de contraintes local.

Le tenseur d'endommagement que Poyet présente dans son modèle est diagonal, ses composantes sont les suivantes :

$$d_i^r = \mathbf{1} - \exp\left(-\frac{1}{m^r} \left(\frac{\langle \sigma_i^r + \bar{\sigma}^r \rangle^+}{\bar{\sigma}_u^r}\right)^{m^r}\right) \quad (3.55)$$

L'endommagement global est décrit par l'endommagement indépendant suivant toutes les directions principales. L'endommagement d intègre l'influence des différentes sources de fissuration (traction, compression, réaction) suivant chaque direction sur le coefficient d'endommagement global.

En l'absence de chargement, la contrainte générée par la réaction est :

$$\bar{\sigma}^r = \bar{\sigma}_u^r \left(-m^r \ln(1 - d^r)\right)^{\frac{1}{m^r}} \quad (3.56)$$

Où :

- m^r et $\bar{\sigma}_u^r$ sont des valeurs scalaires, ce sont des paramètres intrinsèques. m^r caractérise la fragilité du matériau et la cohésion $\bar{\sigma}_u^r$ caractérise la contrainte apparente maximale
- d^r est une valeur de l'endommagement indépendant qui caractérise l'influence de la fissuration induite par la réaction alcali-silice. En se basant sur des essais, on peut déterminer d^r par la formule $d^r = \frac{\varepsilon_1^r}{\varepsilon_0^r + \varepsilon_1^r}$ ($\varepsilon_0^r=0.3\%$) où ε_1^r est l'expansion libre suivant la direction 1.

On calcule la déformation chimique ε_{lib}^{RAS} en fonction de l'avancement, puis on calcule d_i^r par l'équation (3.55), puis $\bar{\sigma}_i^r$ par l'équation (3.54).

7) Modèle de Grimal

La modélisation de (Grimal 2007) fait suite aux travaux de Poyet, elle s'appuie sur les phénomènes physiques impliqués dans les effets structuraux induits par la RAS et sur le comportement à long terme du béton. Le modèle prend en compte les pressions engendrées par la formation de gel dû à la RAS. Cette pression dépend de la température, de la teneur en eau et du volume de gel pouvant être créé par les granulats siliceux réactifs. Ainsi (Grimal 2007) a proposé une loi d'évolution de la pression interne sous la forme suivante :

$$P^g = M^g \langle AV^g - \langle A_0 V^g + b^g (\text{tr}(\varepsilon)) \rangle \rangle \quad (3.57)$$

Avec

- V^g est le volume maximum de gel qui peut être créé par la réaction chimique.
- A est l'avancement de la réaction chimique.
- A_0 est l'avancement à partir duquel la porosité connectée initiale est comblée.
- M^g est assimilable à un module d'élasticité du gel
- b^g peut être assimilable à un coefficient de Biot pour le gel.

(Grimal 2007) propose aussi une modélisation anisotrope de l'endommagement basée sur le concept des contraintes effectives ce qui permet de prendre en compte le report de gonflement des directions en gonflement empêchées vers les directions en gonflement libre ainsi que la chute de rigidité de la structure. (Grimal 2007) a raisonné à partir d'une description tensorielle du réseau de fissures. Les pertes de rigidité en traction ou en compression peuvent ainsi être traitées dans chaque direction de l'espace en fonction du signe des contraintes et de

l'orientation des fissures : si une contrainte principale est positive, les fissures les plus actives seront celles dont l'orientation est globalement perpendiculaire à la contrainte, alors que si la contrainte principale est négative, les fissures les plus actives seront parallèles à la contrainte. Ainsi on distingue une loi d'évolution de l'endommagement isotrope de compression représenté par l'équation suivante :

$$d^c = 1 - \exp\left(-\frac{1}{m^c} \left(\frac{\sigma^{DP}}{\sigma^{uc}}\right)^{m^c}\right) \quad (3.58)$$

Avec :

- σ^{DP} représente la valeur maximale de la contrainte de Drucker-Prager (contrainte seuil)
- m^c et σ^{uc} sont des paramètres « matériau » qui traduisent respectivement la fragilité du béton et sa cohésion ils peuvent être déterminé expérimentalement.

En traction, (Grimal 2007) a utilisé un critère de fissuration de Rankine. Le critère traduit dans chaque direction principale du tenseur des contraintes effectives le non dépassement de la composante normale de la contrainte seuil notée σ_R et vue que les endommagements ont les mêmes directions principales que les contraintes seuils σ_R , on peut définir le tenseur des endommagements dans la base des contraintes principales de σ_R .

(Grimal 2007) propose une loi d'évolution de l'endommagement en traction, détaillée en (Sellier, 2006) inspirée de la loi de Weibull (Sellier, 1995), représentée par la variable suivante :

$$d_i^t = 1 - \exp\left(-\frac{1}{m^t} \left(\frac{\sigma_i^R}{\sigma^{ut}}\right)^{m^t}\right) \quad (3.59)$$

Avec :

- d_i^t les valeurs propres du tenseur d'endommagement estimées à partir des valeurs propres σ_i^R de σ^R
- m^t et σ^{ut} sont des paramètres « matériau » qui traduisent respectivement la fragilité du béton et sa cohésion ils peuvent être déterminé expérimentalement.

Le modèle de Grimal intègre également des déformations différées (retrait et fluage) ce qui constitue l'une de ses originalités importantes.

8) Modèle de Fairbairn

(Fairbairn 2004) développe son modèle sur la base de celui de (Coussy et Ulm 1996). En utilisant la théorie thermo-chimico-mécanique, il considère l'endommagement comme un facteur déterminant le comportement anisotrope de la structure. Dans le volume Ω du béton, $A_c = A_s + A_p$ est la surface totale, A_s est l'aire du squelette, A_p est l'aire de l'espace poreux. Le modèle consiste à introduire une contrainte fictive :

$$\bar{\sigma} = \frac{A_s}{A_c} \sigma = \frac{A_s}{A_c} \sigma^s - \frac{A_p}{A_c} p^g = \bar{\sigma}_s - \bar{p}_g \quad (3.60)$$

avec

$$\bar{\sigma}_s = \bar{\sigma}_s \varepsilon^{ss} = D^s \frac{A_s}{A_c} \varepsilon^{ss} \quad (3.61)$$

qui est la contrainte fictive dans le squelette et

$$\bar{p}_g = \bar{D}^g \langle -(\varepsilon^{\pi} - \varepsilon^g) \rangle = D^g \frac{A_p}{A_c} \langle -(\varepsilon^{\pi} - \varepsilon^g) \rangle \quad (3.62)$$

qui est la contrainte fictive dans le pore. En introduisant un critère sur le développement de fissure dans le milieu poreux, il y a développement de microfissures si l'énergie dans le squelette atteint un seuil $\bar{g}_f^s = \int \bar{\sigma}^s ds^s = \frac{\bar{G}_f}{h}$.

Dans le cas mono-dimensionnel, le schéma rhéologique associé à la modélisation de (Fairbairn 2004) est présenté dans la figure 3-6 et figure 3.7 où \bar{E}^s est le module élastique moyen du squelette : $\bar{E}^s = E^s \frac{A_s}{A_c}$, \bar{E}^g est le module élastique moyen du gel : $\bar{E}^g = E^g \frac{A_g}{A_c}$. \bar{f}_{ct}^s est la résistance en traction du squelette, \bar{g}_{ct}^s est énergie spécifique de l'endommagement.

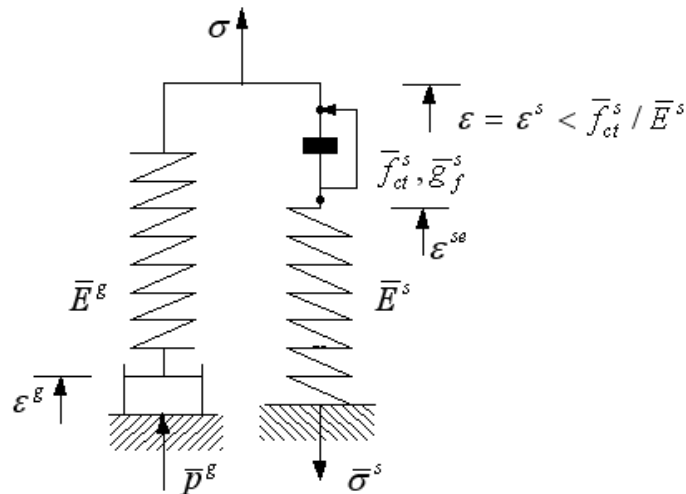


Figure 3-6 Modèle unidimensionnel – état élastique

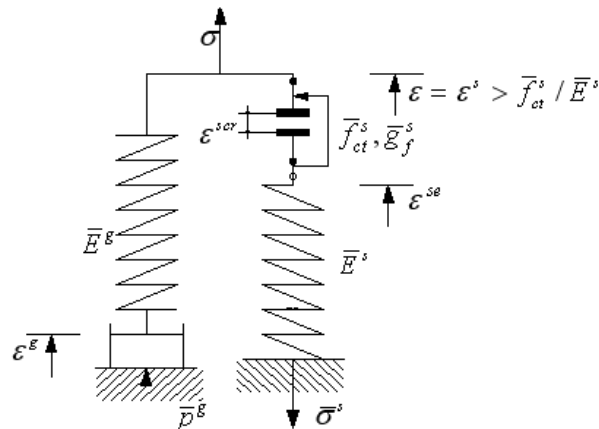


Figure 3-7 Modèle unidimensionnel – état endommagé

À l'échelle tridimensionnelle, ce modèle permet de tenir compte de l'anisotropie due à la formation de fissures

$$\bar{\sigma}^s = \bar{D}^{scr} \varepsilon^{Ss} = \begin{pmatrix} \bar{D}_{nm}^{scr} & 0 & 0 \\ 0 & \bar{D}_{nm}^{scr} & 0 \\ 0 & 0 & \bar{D}_{nm}^{scr} \end{pmatrix} \quad (3.64)$$

avec $\bar{D}_{nm}^{scr} = \frac{(f_{ct}^s)^2}{2\bar{g}_f^s}$.

IV. Bilan de la partie bibliographique

La réaction sulfatique interne est une pathologie qui affecte certains bétons hydrauliques, elle résulte de la formation de cristaux d'ettringite pouvant être expansifs. L'étude bibliographique a permis de classer les paramètres qui influent sur la RSI en trois groupes : les conditions thermiques au jeune âge, les conditions environnementales et la composition de béton.

La cinétique de ces réactions apparaît suffisamment lente pour que les phénomènes puissent être détectés et leurs conséquences analysées, notamment en terme de sûreté des ouvrages. Cependant, l'expansion qu'elles provoquent au sein d'une structure ne semble pas pouvoir être arrêtée, or des problèmes techniques ou mécaniques alors associés à ces expansions exigent des interventions. Dans le cas de la RSI les modèles présentés dans la littérature se concentrent essentiellement sur des modèles chimiques basés sur le couplage entre composition du béton et expansion finale et aussi des modèles mécaniques à l'échelle mésoscopique basés sur la description de la formation d'ettringite autour de granulats supposés sphériques. Ces modèles se révèlent insuffisants pour le recalcul d'ouvrages atteints par la RSI puisqu'ils ne tiennent pas compte de l'effet des conditions environnementales ni de l'histoire thermique au jeune âge et prédisent uniquement une expansion potentiel. De plus, l'échelle de modélisation n'est pas adaptée à la taille des structures concernées.

Dans une démarche d'ingénierie des structures en béton atteints de RSI, on s'est orienté par analogie vers l'étude des modèles de recalcul des ouvrages atteints par la RAS. En effet, ces deux réactions présentent plusieurs similarités à l'échelle macroscopique. Les modèles développés pour la RAS sont plus avancés que ceux pour la RSI. Parmi les modélisations faites pour la RAS, on s'est concentré sur les modèles « phénoménologiques ou macroscopiques ». Les modèles développées pour la RAS utilisent un calcul avec pression interne pour modéliser le gonflement. Cette démarche permet de combiner la pression interne avec les contraintes externes pour conduire, selon les modèles, soit à une évolution de l'endommagement soit à une déformation plastique. Toutefois, l'évolution de la pression n'est pas calculée à partir de l'avancement chimique de la réaction mais la cinétique est calée sur les déformations mesurées expérimentalement ce qui est mieux adapté à l'expertise d'ouvrage réels.

Dans le prochain chapitre, on présentera un modèle phénoménologique pour le recalcul des structures atteintes de RSI. Il reprend certaines idées utilisées dans les modèles développés pour la RAS en y ajoutant la prise en considération du traitement thermique au jeune âge qui constitue l'originalité du modèle. Ce modèle tient aussi compte de plusieurs autres paramètres tels que l'humidité à laquelle la structure est soumise, de l'effet de la contrainte sur l'anisotropie du gonflement, de l'endommagement en fonction du gonflement et de la déformation hydrique associée au séchage éventuel.