

Fiabilité des ponts en béton précontraint soumis au fluage

Frédéric Duprat, Alain Sellier

Université de Toulouse, Laboratoire Matériaux et Durabilité des Constructions, LMDC UPS / INSA, 135
avenue de Rangueil, 31077 Toulouse cedex

Résumé

Une modélisation aux éléments finis du fluage du béton et de l'endommagement associé est proposée, basée sur la rhéologie d'un solide visco-élastique consolidant. Cette modélisation permet de décrire les effets du fluage dans le cas d'un pont en béton précontraint, en particulier la perte de précontrainte. L'augmentation du risque de fissuration en traction qui en découle est analysée par une approche probabiliste de niveau 2. Les résultats montrent la variation de l'indice de fiabilité dans le temps. Il est à noter que l'indice de fiabilité passe en-deçà de la valeur seuil préconisée par les Eurocodes à une échéance antérieure à la durée d'exploitation prévue.

Abstract:

A finite element modelling of the creep of concrete and related damage is carried out, based on the mechanical behaviour of a consolidating visco-elastic solid. The elaborated model allows the structural effect of creep to be described in particular the loss of prestressing force. The subsequent increase of risk to cracking of the concrete is assessed from a level 2 probabilistic approach. The results show the unfavourable variation of the reliability index in time, coming below the threshold value recommended by the Eurocodes before the end of the reference period.

Mots clefs : béton, précontrainte, fluage, fissuration, indice de fiabilité, approche probabiliste

1 Introduction

La dégradation dans le temps des ponts en béton est la conséquence de nombreux phénomènes tels que la carbonatation du béton, la pénétration des chlorures, qui conduisent à la dépassivation de l'acier par modification du pH de la solution interstitielle du béton, les effets du gel/dégel, ou bien encore l'alcali-réaction. La dégradation des ouvrages se manifeste par la corrosion des armatures et la fissuration du béton. Dans le cas des ponts en béton précontraint le fluage du béton constitue une autre source de dégradation. Ce dernier conduit à une perte de précontrainte et à une plus grande susceptibilité à la fissuration, dommageable à la durabilité de l'ouvrage. L'incertitude concernant le phénomène de fluage est significative : elle tient pour une bonne part à la complexité du phénomène, interaction de plusieurs effets chemo-mécaniques couplés, eux-mêmes incertains, ainsi qu'à la difficulté à le décrire et à le modéliser. Dans ces conditions, l'approche probabiliste du risque de fissuration est bien indiquée car elle permet une prise en compte rationnelle des incertitudes.

L'étude proposée porte ainsi à la fois sur la modélisation du fluage et sur la mise en œuvre de l'approche probabiliste.

Le modèle du fluage repose sur la rhéologie d'un solide visco-élastique consolidant, combinant le fluage propre et le fluage en dessiccation [1], [2]. Le modèle de fluage est associé à un modèle d'endommagement basé une contrainte seuil en traction issue du critère de Rankine orthotrope [1], [3]. La défaillance mécanique est alors définie comme le franchissement du seuil de résistance en traction.

La fiabilité à l'égard de cette défaillance est estimée à diverses échéances via l'indice d'Hasofer-Lind, mesure de la fiabilité recommandée par les Eurocodes structuraux [4]. Les résultats montrent la variation de l'indice de fiabilité dans le temps.

2 Modélisation du fluage et de l'endommagement du béton

Le fluage est défini comme une variation de déformation, en fonction du temps et du niveau de chargement, qui intervient après la déformation instantanée lors de l'application d'une charge constante et maintenue. L'originalité du modèle proposé ici consiste d'une part à combiner les fluages propres et en dessiccation

(habituellement découplés dans l'approche réglementaire [5]), et d'autre part à le coupler à un modèle d'endommagement.

2.1 Fluage propre

Le fluage propre est la variation de la déformation par rapport à la déformation élastique initiale. Le modèle comprend en série un corps élastique pour le comportement instantané, un solide de Kelvin Voigt linéaire pour la modélisation du fluage réversible et un corps de Maxwell avec une viscosité non linéaire pour modéliser le fluage à long terme [1], [2]. Ce modèle est schématisé sur la Figure 1.

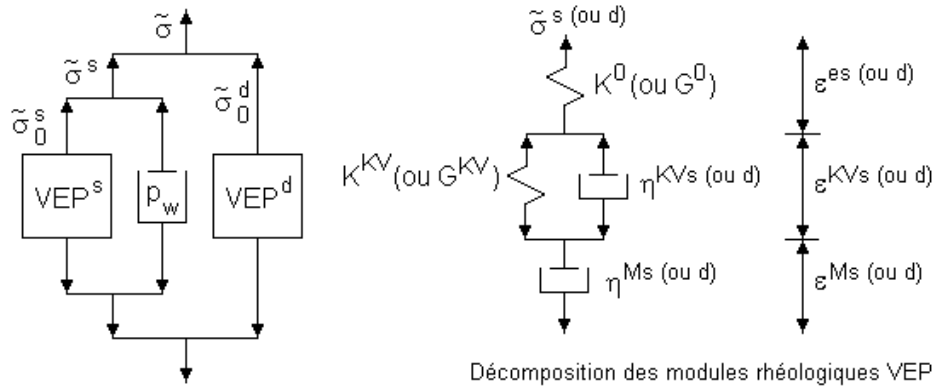


FIG.1 - Modèle rhéologique de fluage

Les contraintes et les déformations sont divisées en parties sphériques (VEP^s) et déviatorique (VEP^d). P_w est la pression (ou dépression) hydrique. Les vitesses de déformation dans le modèle rhéologique sont partitionnées en :

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}^e + \dot{\varepsilon}^{KV} + \dot{\varepsilon}^M \quad (1)$$

où ε est la déformation totale, ε^e la déformation élastique, ε^{KV} la déformation de fluage réversible modélisée par le solide de Kelvin Voigt et ε^M la déformation de fluage permanent modélisée par le liquide non linéaire de Maxwell.

La contrainte effective (au sens de l'endommagement) $\tilde{\sigma}$ transitant sur tous les étages du modèle admet une décomposition en partie élastique et partie visqueuse au niveau du solide de Kelvin Voigt :

$$\tilde{\sigma} = \tilde{\sigma}^{KVe} + \tilde{\sigma}^{KVv} \quad (2)$$

La non-linéarité introduite dans le corps de Maxwell a pour objectif de rendre compte de la diminution de la vitesse de fluage observée à long terme du fait de la consolidation due aux contraintes sphériques et de l'écroutissage par cisaillement [1], [2], [6]. La déformation de fluage est décomposée en une partie sphérique et une partie déviatorique :

$$\varepsilon^f = \varepsilon^s \mathbf{I} + \varepsilon^d = \frac{\text{tr}(\varepsilon^f)}{3} \mathbf{I} + (\varepsilon^f - \varepsilon^s \mathbf{I}) \quad (3)$$

où ε^f , ε^s et ε^d sont les déformations totale de fluage propre, de fluage sphérique et de fluage déviatorique.

Cette partition permet d'une part de considérer que les viscosités et les raideurs en compressibilité et cisaillement sont indépendantes, et d'autre part d'envisager des phénomènes de consolidation différents pour le tassement sphérique et pour l'écroutissage par glissement (partie déviatorique du modèle), il est également possible de rendre compte facilement de l'effet de consolidation sphérique sur l'augmentation de la viscosité déviatorique. L'effet de la consolidation sur la viscosité permet également de rendre compte de l'influence de la pression capillaire (et donc du retrait) sur la vitesse de fluage. En effet, le modèle rhéologique étant écrit en contrainte effective non seulement au sens de l'endommagement mais aussi au sens de la poromécanique, la pression hydrique apparaît comme un chargement appliqué à ce modèle (p_w sur la Figure 1). Le retrait est donc une manifestation rhéologique de l'effet de dépression capillaire. Ce retrait s'applique à la partie sphérique du modèle, il provoque une contraction qui à son tour induit une consolidation traduite dans le modèle par une augmentation de la viscosité et donc une diminution de la vitesse de fluage. Afin de limiter la contraction due à la déformation de fluage sphérique, une consolidation limite est introduite, en dessous de

laquelle la viscosité du corps de Maxwell du modèle associé à la déformation sphérique devient infinie et le fluage sphérique cesse de se produire.

Les équations de comportement rhéologique sont pour la déformation sphérique :

$$\begin{cases} \tilde{\sigma}^s = K^0 \varepsilon^{e(s)} \\ \tilde{\sigma}^s = K^{KV} \varepsilon^{KV(s)} + \eta^{KV(s)} \dot{\varepsilon}^{KV(s)} \\ \tilde{\sigma}^s = \eta^{M(s)} \dot{\varepsilon}^{M(s)} \end{cases} \quad (4)$$

où K^0 est le module de compressibilité élastique, K^{KV} le module de compressibilité de l'étage de Kelvin Voigt associé au fluage réversible, $\eta^{KV(s)}$ la viscosité du solide de Kelvin Voigt et $\eta^{M(s)}$ la viscosité du fluide de Maxwell.

Pour la déformation déviatorique, les équations deviennent

$$\begin{cases} \tilde{\sigma}_{ij}^d = 2G^0 \varepsilon_{ij}^{e(d)} \\ \tilde{\sigma}_{ij}^d = 2G^{KV} \varepsilon_{ij}^{KV(d)} + \eta^{KV(d)} \dot{\varepsilon}_{ij}^{KV(d)} \\ \tilde{\sigma}_{ij}^d = \eta^{M(d)} \dot{\varepsilon}_{ij}^{M(d)} \end{cases} \quad (5)$$

où G^0 le module élastique en cisaillement, G^{KV} le module de cisaillement associé au fluage déviatorique réversible, $\eta^{KV(d)}$ la viscosité pour le fluage déviatorique réversible et $\eta^{M(d)}$ la viscosité non linéaire associée au fluage déviatorique permanent.

2.2 Fluage et retrait en dessiccation

S'il y a échange hydrique durant le chargement, on considère habituellement qu'un retrait de dessiccation et qu'un fluage additionnel, dit « de dessiccation » s'ajoutent au fluage propre. Le retrait et le fluage de dessiccation ne peuvent pas être dissociés mais doivent être considérés comme les effets couplés de la dépression capillaire et du chargement externe sur le modèle de fluage propre [1], [2]. Ces considérations conduisent à modéliser l'ensemble des phénomènes capillaires par une seule équation inspirée de la poromécanique des milieux non saturés :

$$\tilde{\sigma}_I = \tilde{\sigma}'_I - b^{w0} \left(1 - \frac{\tilde{\sigma}_I}{\sigma_{fd}} \right) p_w \quad (6)$$

où p_w est la dépression capillaire issue de la combinaison de la loi de Kelvin et des isothermes de désorption [7], b^{w0} est le coefficient de Biot du milieu non saturé non chargé [6], $\tilde{\sigma}_I$ est la contrainte effective au sens de l'endommagement dans les Eq. (2), (4), (5), σ'_I est une contrainte principale effective au sens de la poromécanique (elle est issue des branches sphérique et déviatorique du modèle rhéologique décrit précédemment). Le terme entre parenthèse traduit la dépendance du coefficient de Biot à l'état de contrainte : σ_{fd} est un paramètre de calage (contrainte de calage pour le fluage en dessiccation). Lorsque la contrainte externe est négative, le coefficient de Biot augmente. Ce phénomène est attribué à une mise en précontrainte du matériau (empêchant les microfissurations inter granulaires dans la matrice cimentaire générées par les dépressions capillaires) conduisant à une meilleure transmission des dépressions capillaires intra poreuse vers le squelette solide du béton [2]. Ainsi, plus la contrainte de compression externe augmente (en intensité), plus le coefficient de Biot est grand et plus la contrainte hydrique transmise au squelette solide augmente. Comme le squelette solide est viscoélastique non linéaire, il flue ce qui engendre un retrait dont la vitesse et l'amplitude dépendent de l'état de contrainte externe.

2.3 Endommagement du béton

La fissuration du béton est modélisée par la théorie de l'endommagement. L'endommagement de traction ou de compression est calculé par l'expression suivante [1], [3] :

$$d_i^s = 1 - \exp \left(- \frac{1}{m^s} \left(\frac{\tilde{\sigma}_i^d}{\tilde{\sigma}^u} \right)^{m^s} \right) \quad (7)$$

où $i = \{1,2,3\}$ représente la direction principale de la contrainte seuil; l'exposant 's' peut prendre la valeur 't' si la formule est utilisée pour estimer l'endommagement de traction ou 'c' s'il s'agit de compression ; m^s est un paramètre de matériau d'autant plus grand que le matériau est fragile; $\tilde{\sigma}^{us}$ est assimilable à une cohésion; $\tilde{\sigma}_i^{ds}$ est une contrainte seuil en traction issue du critère de Rankine orthotrope. En pratique, m^s et $\tilde{\sigma}^{us}$ peuvent être calculés à partir de l'endommagement expérimental mesuré pour une décharge à partir du pic de la loi de comportement. Cette variable d'endommagement s'applique directement sur la contrainte effective au sens de l'endommagement, issue du modèle rhéologique (Eq. 6).

2.4 Mise en œuvre numérique

Le modèle d'endommagement a été implanté dans le code Cast3M en tenant compte d'un couplage faible chemo-hydro-mécanique, c'est à dire que les équations hydriques et celles de la mécanique sont résolues séparément. Le déroulement des calculs chemo-mécaniques couplés est le suivant :

- Partition des déformations d'origine mécanique en parties sphérique et déviatorique ;
- Chargement des variables internes rhéologiques (déformations, coefficients de consolidations) ;
- Actualisation des paramètres mécaniques en fonction des champs chimique, hydrique et de température ;
- Partition des déformations en parties élastique, partie visco-élastique et partie purement visqueuse par résolution du modèle rhéologique ;
- Calcul des contraintes effectives par intégration des incréments issus du modèle rhéologique ;
- Actualisation des variables internes du modèle rhéologique ;
- Partition des contraintes effectives en traction et en compression ;
- Chargement des variables internes du modèle d'endommagement (tenseur du second ordre en traction, valeur scalaire en compression) ;
- Actualisation des endommagements de traction et de compression ;
- Calcul des pressions hydrique en fonction des champs de séchage et de déformation ;
- Calcul des contraintes apparentes (qui sont renvoyées au code éléments finis pour le calcul du résidu et la procédure globale de traitement des non linéarités).

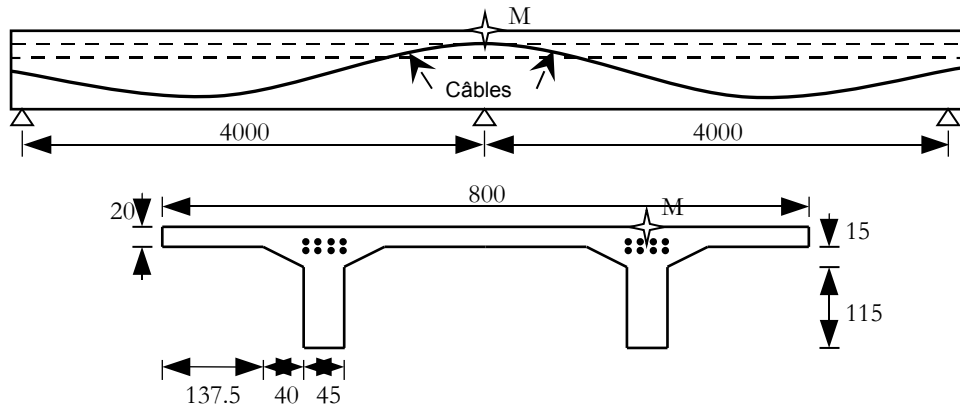
3 Approche probabiliste : calcul de l'indice de fiabilité

L'indice d'Hasofer-Lind β , utilisé dans cette application, est défini comme la distance la plus courte entre la surface de défaillance d'équation $G(u)=0$ et l'origine du repère dans l'espace standardisé. Dans ce dernier toutes les variables aléatoires, composantes du vecteur u , sont adimensionnelles, suivent une loi normale centrée réduite et sont stochastiquement indépendantes. Le passage de l'espace physique où les variables, composante du vecteur x , suivent des lois quelconques, à l'espace standardisé, s'effectue par une transformation isoprobabiliste, notée $u=T(x)$. La minimisation de $\|u\|$ sous la contrainte $G(u)=0$ est opérée par l'algorithme du gradient projeté, implanté dans le code Cast3M, qui fournit la position du point de défaillance le plus probable P^* , tel que $\beta=\|OP^*\|$. Une procédure particulière a été mise en œuvre dans l'algorithme du gradient projeté pour optimiser les perturbations sur les variables dans l'estimation du gradient par différences finies [8].

4 Fiabilité d'une passerelle en béton précontraint

4.1 Présentation de l'ouvrage étudié

L'ouvrage étudié est une passerelle de 40 m de portée. Le tablier, coulé en place, est constitué de deux nervures coiffées par une dalle de 0,2 m d'épaisseur moyenne et de 8 m de largeur (Figure 2). L'ouvrage a



été dimensionné selon l'Eurocode 2 [4] pour un béton de type C40/50 avec une charge d'exploitation $Q_k=3,7$ kN/m².

FIG. 2 – Ouvrage étudié (unité : cm)

4.2 Modélisation

Compte tenu des symétries un quart de la passerelle seulement est modélisé dans Cast3M. La précontrainte est introduite par une analogie thermique. Les données d'entrée des modèles de fluage et d'endommagement ont été estimées à partir de résultats expérimentaux [9], [10] :

- Module de compressibilité du solide de Kelvin Voigt : $K^{KV} = 21 \times 10^4$ MPa ;
- Viscosité du solide de Kelvin Voigt pour le fluage sphérique : $\eta^{KV(s)} = K^{KV} / 2,5$;
- Viscosité du fluide de Maxwell pour le fluage sphérique : $\eta^{M(s)} = 84 \times 10^4$ MPa ;
- Déformation caractéristique gérant la vitesse de consolidation sphérique : $\epsilon^{M(s)k} = 10^{-4}$;
- Module de cisaillement associé au fluage déviatorique réversible : $G^{KV} = 15,7 \times 10^4$ MPa ;
- Viscosité pour le fluage déviatorique réversible : $\eta^{KV(d)} = 6,3 \times 10^4$ MPa/j ;
- Viscosité non linéaire associée au fluage déviatorique permanent : $\eta^{M(d)} = 10 \eta^{KV(d)}$;
- Déformation caractéristique gérant la vitesse de consolidation déviatorique : $\epsilon^{M(d)k} = 0,95 \epsilon^{M(s)k}$;
- Pression hydrique à 600 jours $p_w = 58$ MPa pour un coefficient de Biot $b^{w0} = 0,3$;
- Retrait endogène asymptotique : $\epsilon_{ch} = 3,1 \times 10^{-4}$.

Sur la Figure 3 est porté le champ de contrainte longitudinale obtenu à la mise en tension (A) et à l'échéance 100 ans (B) où l'on voit la criticité du point d'étude M (Figure 1).

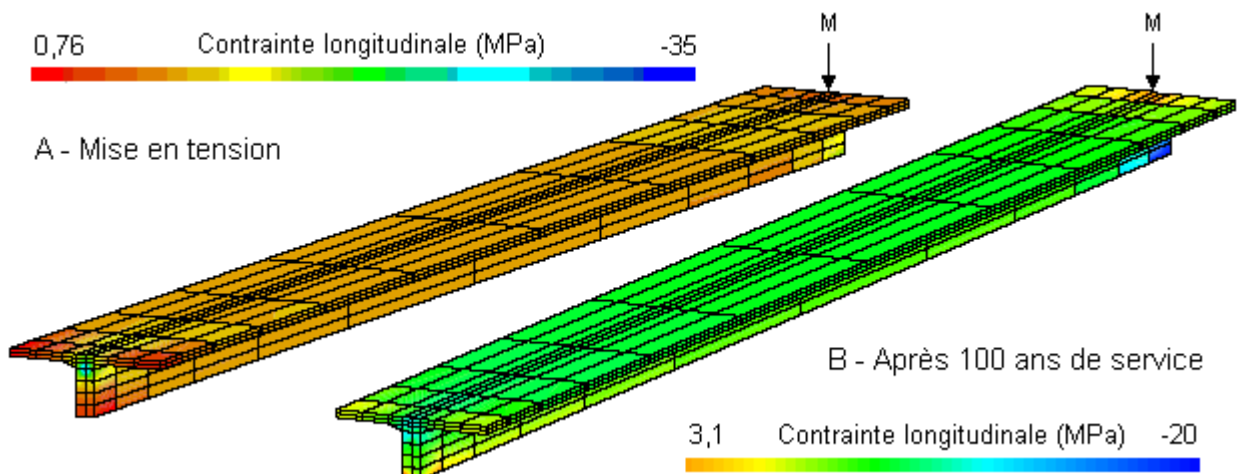


FIG. 3 – Champ de contrainte longitudinale

4.3 Distributions des variables aléatoires

A partir de la dispersion des données expérimentales et compte tenu des considérations concernant l'incertitude du fluage qui apparaissent dans l'EC2 [5], 9 variables aléatoires ont été considérées dont les lois sont portées dans le Tableau 1.

Variable	Type de loi	Moyenne	CoV
Module d'élasticité (E - MPa)	lognormale	37600	0,25
Module de compressibilité du solide de Kelvin Voigt (K^{KV} - MPa)	lognormale	208890	0,2
Déformation caractéristique géant la vitesse de consolidation sur la viscosité sphérique ($\epsilon^{M(s)k}$)	lognormale	1×10^{-4}	0,32
Viscosité pour le fluage déviatorique réversible ($\eta^{KV(d)}$ - MPa)	lognormale	62668	0,2
Pression hydrique (p_w - MPa)	lognormale	58	0,245
Contrainte de fluage de dessiccation (σ_{fd} - MPa)	lognormale	11,7	0,265
Retrait endogène asymptotique (ϵ_{ch})	lognormale	$3,1 \times 10^{-4}$	0,28
Chargement d'exploitation (Q - MN/m ²)	Gumbel	$2,44 \times 10^{-3}$	0,4
Résistance en traction (R_t - MPa)	lognormale	3	0,2

TAB. 1 – Distributions des variables aléatoires

4.4 Analyse probabiliste

La fonction de défaillance retenue est le franchissement du seuil de résistance en traction au point M conduisant à l'amorçage des fissures dans la passerelle :

$$G(x) = \frac{R_t}{1 - d_{pic}} - \frac{\sigma_x}{1 - d_x^t} \quad (8)$$

où R_t est la résistance en traction du béton, σ_x la contrainte longitudinale de traction maximale atteinte dans la passerelle, d_{pic} l'endommagement au pic de traction, d_x^t l'endommagement effectif de traction suivant l'axe longitudinal de la passerelle, x le vecteur des variables aléatoires.

L'indice de fiabilité décroît dans le temps comme le montre la Figure 4. La destination de l'ouvrage ainsi que les conséquences supposées de sa défaillance conduisent à proposer pour celui-ci une classe de fiabilité RC3 au sens de l'EC0 [4], associée aux indices de fiabilité cibles pour des durées de référence de 50 ans et 100 ans respectivement $\beta_{50}=2,13$ et $\beta_{100}=1,84$, vis-à-vis des états limites de services comme la fissuration du béton. On constate que le seuil de l'indice cible β_{100} est franchi avant la durée de référence correspondante, ce qui traduit un léger sous dimensionnement.

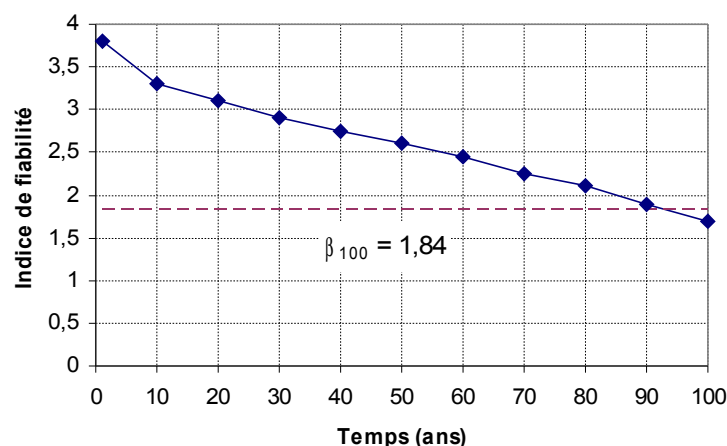


FIG. 4 – Evolution de l'indice de fiabilité dans le temps

Il convient de noter que les indices de fiabilité obtenus dépendent fortement des hypothèses formulées aux cours des différentes étapes de l'approche probabiliste. En particulier le choix du modèle de fluage et retrait a une incidence considérable. Ce modèle suppose en effet, contrairement aux modèles réglementaires actuels utilisés pour le dimensionnement des ouvrages, que les déformations différées n'ont pas de limite à long

terme. L'utilisation d'un modèle réglementaire dans l'approche fiabiliste aurait vraisemblablement conduit à un surdimensionnement. Cependant, l'hypothèse de déformations différées illimitées est cohérente avec des résultats expérimentaux de fluage et de retrait à long terme publiés récemment [11]. Nous voyons ici, par conséquent, qu'il n'est pas sécuritaire d'adopter un modèle présentant une limite pour les déformations différées (tel que le préconise la réglementation actuelle) et qu'il serait plus réaliste de prendre en compte dans la conception et le dimensionnement des ouvrages en béton précontraint, un modèle de fluage non asymptotique tel que celui utilisé ici, à cette fin, une version analytique du modèle de fluage est fournie dans [2].

5 Conclusion

Les phénomènes de dégradation dans le temps des ouvrages en béton présentent des incertitudes significatives qu'il convient d'intégrer dans l'évaluation de leur durabilité. Pour les ouvrages en béton précontraint le fluage intervient au titre des sources de dégradation car il engendre des pertes de précontrainte et conduit à un risque accru de fissuration. Ce dernier a été évalué via l'indice de fiabilité d'Hasofer-Lind. Le fluage et le retrait ont été modélisés d'une façon qui permet de prendre en compte une évolution permanente et non asymptotique conforme aux observations expérimentales [1]. Le caractère non asymptotique du fluage n'étant par contre pas pris en compte dans le processus actuel de dimensionnement réglementaire, il a été constaté un franchissement du seuil de fiabilité cible issu des recommandations de l'EC0. Ces conclusions, même si elles reposent sur des hypothèses discutables quant aux distributions statistiques de certains paramètres, conduisent à penser qu'il serait préférable de dimensionner les ouvrages de Génie Civil en béton précontraint avec un modèle de fluage non asymptotique, en particulier si ces ouvrages ont des durées d'exploitation prévues très grandes, un modèle de fluage de ce type est à ce titre proposé dans [2].

Références

- [1] Sellier A., Modélisations numériques pour la durabilité des ouvrages de Génie Civil, Mémoire d'habilitation à diriger des recherches, Université de Paul Sabatier de Toulouse, 2006.
- [2] Sellier A, Buffo-Lacarrière L, « Vers une modélisation simple et unifiée du fluage propre, du retrait et du fluage en dessiccation du béton », soumis à la revue European Journal of Environmental and Civil Engineering 1964-8189, (ex Revue Européenne de Génie Civil (1774-7120)), Lavoisier edition, Web site: <http://ejece.revuesonline.com>, 2009.
- [3] Sellier A., Bary B., “ Coupled damage tensors and weakest link theory for describing crack induced orthotropy in concrete ”, Engineering Fracture Mechanics n°1629, may 2002.
- [4] Norme NF-EN 1990, Eurocode 0, Diffusion AFNOR, ISSN 0335-3931.
- [5] Norme NF-EN 1992, Eurocode 2, Diffusion AFNOR, ISSN 0335-3931.
- [6] Benboudjema F., Meftah F., Sellier A., Torrenti J.M., Heinfling G., « A basic creep model for concrete subject to multiaxial loads. », FRAMCOS IV, Cachan June 2001, Balkema, p. 161-168.
- [7] V. Baroghel-Bouny, M. Mainguy, T. Lassabatère, O. Coussy, Characterization and identification of equilibrium and transfer moisture properties for ordinary and high-performance cementitious materials. Cement and Concrete Research 29 (1999) 1225-1238.
- [8] Nguyen X.S., Duprat F., Sellier A., Pons G., Méthode du gradient projeté avec contrôle d'erreur : une méthode simple et efficace en fiabilité des structures, Revue Européenne de Mécanique Numérique, 17, 1039-1056, 2008.
- [9] Nguyen X.S., Algorithmes probabilistes appliqués à la durabilité et à la mécanique des ouvrages de génie civil, Thèse de doctorat, Université de Toulouse, 2007.
- [10] Assié S., Durabilité des bétons autoplaçants. Thèse de doctorat, INSA de Toulouse, 2004.
- [11] Brooks J.J., « 30-Year creep and shrinkage of concrete. », Magazine of Concrete Research, vol. 57, n° 9, 2005, p. 545-556.