

Modélisation du couplage fluage propre du béton, températures et contraintes élevées – Application au cas des essais du projet MACENA

J. M. TORRENTI^a

a. Université Paris Est, Ifsttar - jean-michel.torrenti@ifsttar.fr

Résumé :

Le fluage propre du béton est une partie importante des déformations différées subies par les structures précontraintes. En cas d'élévation de température et de contraintes élevées (par exemple dans le cas d'un accident grave dans une enceinte de centrale nucléaire), la prise en compte du couplage entre les différents phénomènes est très importante pour la prédiction des déformations différées et la sécurité des structures concernées. Ici nous présentons un modèle concernant le fluage propre. Ce modèle considère les éléments suivants : le fluage propre suit une loi logarithmique par rapport à la durée du chargement. Sa cinétique est affectée par l'élévation de température au moyen d'une relation de type Arrhenius qui exprime la thermo-activation, un endommagement dû à l'élévation de température est pris en compte, cet endommagement étant différent selon que le béton est chargé ou pas (fluage thermique transitoire) ; un couplage est également introduit entre le fluage et l'endommagement par le biais de l'évolution de l'endommagement qui dépend de la déformation de fluage. Ce modèle qui a déjà été comparé à différents résultats expérimentaux est ici comparé aux essais spécifiques réalisés dans le cadre du projet ANR MACENA.

Abstract:

The basic creep of concrete is an important part of the delayed strains of prestressed structures. In the case of a rise in temperature and high stresses (for example, in the case of a serious accident in a nuclear power plant), taking into account the coupling between the different phenomena is very important for the prediction of delayed deformations and the safety of the structures concerned. Here we present a model for basic creep. This model considers the following elements: the basic creep follows a logarithmic law with respect to the duration of the loading. Its kinetics is affected by the rise in temperature by means of an Arrhenius-type relation which expresses the thermal activation, damage due to the rise in temperature is taken into account, this damage being different depending on whether the concrete is loaded or not (transient thermal creep); a coupling is also introduced between the creep and the damage by means of the evolution of the damage which depends on the creep deformation. This model, which has already been compared with different experimental results, is compared here with the specific tests carried out within the ANR MACENA project.

Mots clefs : béton, fluage propre, couplage, température, endommagement

1 Introduction

Les centrales nucléaires françaises sont constituées, pour la génération précédant l'EPR, de deux enceintes de confinement concentriques. L'enceinte externe, dimensionnée vis-à-vis d'agressions extérieures est en béton armé. L'enceinte interne, précontrainte bi-axialement, a une épaisseur comprise entre 80 et 120cm et est dimensionnée pour résister en cas d'accident grave à une température élevée (180°C pendant 2 semaines) et une surpression de 0,5 MPa. A cause de cette surpression, si la précontrainte n'est pas suffisante, des contraintes de traction peuvent apparaître dans la structure. Et à cause de l'élévation de température, l'évolution du fluage du béton est accélérée. La modélisation de ces phénomènes couplés est très importante pour la sécurité de ces structures notamment vis-à-vis de l'étanchéité de l'enceinte interne qui constitue un point essentiel des études du projet ANR MACENA. Dans le cadre de ce projet, des essais permettant de caractériser les couplages entre fluage, température et endommagement sont réalisés [1]. Ici, nous présentons un modèle de fluage propre (sans échange d'eau avec l'extérieur) permettant un couplage avec l'endommagement et la température ambiante. Ce modèle est appliqué aux essais du projet MACENA.

2 Présentation du modèle

2.1 Couplage mécanique

Le modèle ayant déjà été publié [2], nous en rappelons les principaux points :

- la complaisance du fluage propre est exprimée à l'aide de la relation suivante qui est en accord avec les constatations expérimentales [3]:

$$J = 1/E + (1/C) \log(1+(t-t_0)/(\tau(t_0))) \quad [\text{eq.1}]$$

où C est une constante pour un béton donné tandis que $\tau(t_0)$ dépend de l'âge de chargement.

- Le fluage propre du béton est couplé à un endommagement (cf. [2] pour une revue bibliographique à ce sujet) et ce couplage peut être introduit par le biais de la notion de contrainte effective $\tilde{\sigma}$ et d'un paramètre d'endommagement D_c défini comme le rapport entre la surface des microfissures et la surface totale du matériau. Les relations utilisées sont les suivantes :

$$\sigma = (1 - D_c)\tilde{\sigma} \quad [\text{eq. 2}]$$

où σ est la contrainte apparente appliquée à la section de matériau La déformation mécanique s'exprime alors par la relation :

$$\varepsilon = J\tilde{\sigma} = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{bc} = \tilde{\sigma}/E + (\tilde{\sigma}/C) \log(1+(t-t_0)/(\tau(t_0))) \quad [\text{eq. 3}]$$

Il convient de noter que l'utilisation du concept de contrainte effective implique que, dans un essai de fluage en laboratoire où la contrainte apparente est constante, la contrainte effective appliquée au matériau varie. En conséquence pour prédire la déformation différée avec la relation utilisée ici pour le fluage propre (eq.1) le principe de superposition de Boltzmann doit être utilisé.

Le coefficient de Poisson est supposé constant, ce qui est en accord avec les constatations expérimentales lors d'essais de fluage [4]. La déformation équivalente $\tilde{\varepsilon}$ est définie par l'équation 4. Elle inclue une part de la déformation de fluage propre ε_{bc} , en notant $\langle \varepsilon_{el} + \beta\varepsilon_{bc} \rangle_+$ la part positive des déformations (extensions). L'évolution de l'endommagement mécanique, fonction de la déformation équivalente est donnée par l'équation 5, dans laquelle ε_d est le seuil de déformation déclenchant l'endommagement en compression, A et B sont des constantes du matériau qui contrôlent la relation contrainte-déformation.

$$\tilde{\epsilon} = \sqrt{\langle \epsilon_{el} + \beta \epsilon_{bc} \rangle_+ : \langle \epsilon_{el} + \beta \epsilon_{bc} \rangle_+} \quad [\text{eq. 4}]$$

$$D_c = 1 - \frac{\epsilon_d(1-A)}{\tilde{\epsilon}} - \frac{A}{\exp(B(\tilde{\epsilon} - \epsilon_d))} \text{ si } \tilde{\epsilon} > \epsilon_d \quad [\text{eq. 5}]$$

Le couplage entre fluage et endommagement est pris en compte doublement : d'une part, les déformations de fluage dépendent de la contrainte effective – seul le matériau sain flue [5] et, d'autre part, l'endommagement évolue avec la déformation de fluage (eq. 4 et 5).

2.2 Couplage avec la température

Une température élevée (toutefois inférieure à 100°C) a plusieurs conséquences sur le fluage propre. La première conséquence est un endommagement D_T induit par la température (et lié essentiellement aux incompatibilités de déformations entre pâte et granulats). Ici, nous utilisons la relation proposée par Vidal et al. [6] :

$$D_T = 1 - \exp\left[-\left(\frac{T - T_{\text{ref}}}{\Delta T_k}\right)\right] \quad [\text{eq. 6}]$$

où T_{ref} et ΔT_k sont des paramètres de l'évolution de l'endommagement. Pour prendre en compte cet endommagement l'équation 2 devient :

$$\sigma = (1 - D_c)(1 - D_T)\tilde{\sigma} \quad [\text{eq. 7}]$$

La seconde conséquence d'une température élevée est un effet sur la cinétique du fluage propre. Comme proposé par Benboudjema [7] ou Sellier [8], le coefficient C (eq.1) est affecté par une thermo-activation correspondant à l'énergie d'activation Q de la viscosité de l'eau (sous entendant le rôle de l'eau dans le phénomène de fluage propre) :

$$C_T = C \exp(Q((1/T) - (1/293))) \quad [\text{eq. 7}]$$

Lorsque l'élévation de température se produit alors que le béton est chargé, une déformation supplémentaire apparaît : le fluage thermique transitoire. Dans des conditions endogènes, nous faisons l'hypothèse que cette déformation est essentiellement due à des incompatibilités des déformations thermiques sous charge entre la pâte de ciment et les granulats [9, 10]. Cette incompatibilité crée un endommagement à une échelle mésoscopique qui a des conséquences à une échelle macroscopique.

Les résultats expérimentaux de Cagnon et al. [11] montrent que, même pour des températures en dessous de 100°C, la contribution de ces déformations thermiques transitoires ne sont pas négligeables et doivent être prises en compte. Comme proposé par Pearce et al. [12], nous faisons l'hypothèse que la déformation thermique transitoire est la conséquence d'un endommagement D_{tts} et d'un couplage avec le fluage introduit par la contrainte effective. En conséquence la définition de la contrainte effective est modifiée (eq. 10). La déformation thermique transitoire est alors la variation de la réponse viscoélastique due à l'évolution de l'endommagement.

$$\sigma = (1 - D_c)(1 - D_T)(1 - D_{tts})\tilde{\sigma} \quad [\text{eq. 10}]$$

L'évolution de l'endommagement est donnée par une relation classique (eq. 11) où ϵ_{tts} correspond à la déformation thermique transitoire proposée dans le model code MC2010 [13] (eq. 12) et donnée en fonction de la contrainte totale :

$$D_{tts} = \frac{\epsilon_{tts}}{\epsilon_{tts} + \epsilon_0} \quad [\text{eq. 11}]$$

$$\epsilon_{tts} = 4 \cdot 10^{-4} (T - 20)^2 \frac{\sigma}{E} \quad [\text{eq. 12}]$$

où ϵ_0 est un paramètre du modèle, σ est la contrainte totale pendant la montée en température, T (°C) est la température finale ($T > 20^\circ\text{C}$ ici). L'évolution de D_{tts} est irréversible : si la température diminue

D_{tts} reste constant. Il serait sans doute plus correct de faire dépendre ε_{tts} de $\bar{\sigma}$ et d'exprimer les équations 11 et 12 de manière couplée et incrémentale mais à ce stade de développement du modèle une approche simplifiée est utilisée.

3 Comparaison avec les essais de fluage propre du projet ANR MACENA

Le modèle est maintenant comparé avec les essais réalisés ou en cours de réalisation au LMDC de Toulouse, en collaboration avec l'Ifsttar, dans le cadre du projet MACENA [1]. Dans ces essais de fluage propre en compression, des éprouvettes de béton protégées de la dessiccation sont chargées à 30% ou 60% de la résistance en compression avec des températures de 20, 40 ou 70°C appliquées après la mise en charge.

3.1 Influence du niveau de contrainte

Deux essais ont été pratiqués à 20°C sur des bétons âgés de 90 jours : un premier essai à un niveau de contrainte égal à 30% de la résistance en compression. Cet essai sert à caler les paramètres C et $\tau(t_0)$ de la loi de fluage propre (eq. 1). Dans le second essai, la contrainte étant égale à 60% de la résistance, l'endommagement mécanique est activé. La figure 1 montre que le modèle est capable de reproduire les essais avec un jeu de paramètres réalistes.

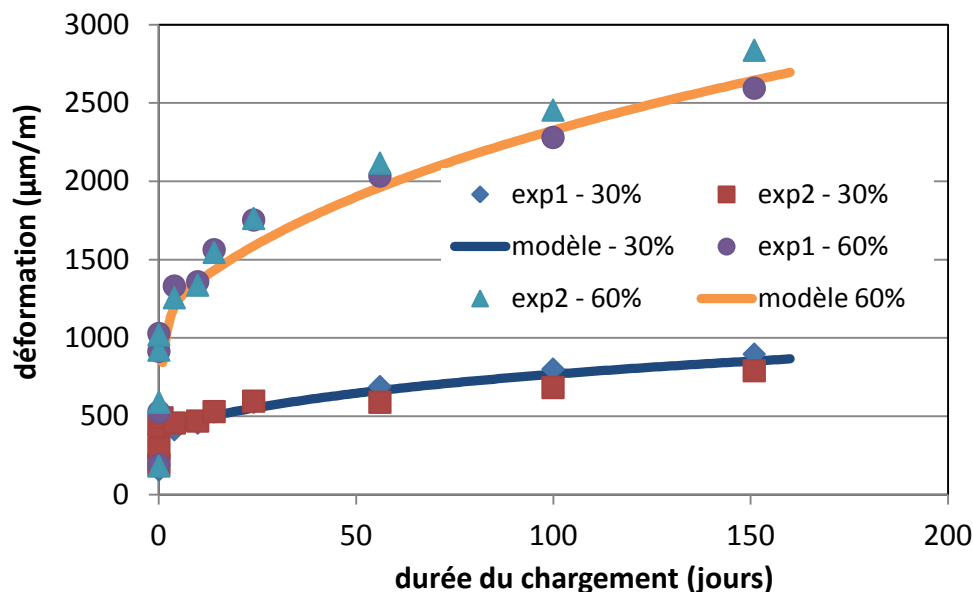


Figure 1 : comparaison modèle – essais de fluage propre à 20°C sous 30 et 60% de la résistance en compression ; données du modèle : $t_0=90$ jours, $\tau(t_0)=35$ jours, $\epsilon_d=112$ $\mu\text{m/m}$, module d'Young à 90 jours $E=32,4$ GPa, coefficient de Poisson = 0,2, $C=57$ GPa, $\beta=0,1$, $A=1$, $B=1600$.

3.2 Influence de la température et couplage avec le niveau de contrainte

Les essais en température sont actuellement en cours ou seront bientôt lancés. Un jour après le chargement des éprouvettes à 30 ou 60% de la résistance en compression, une montée en température

rapide est appliquée afin de passer de 20°C à 40 ou 70°C. Les essais n'étant pas disponibles, les paramètres du modèle sont complétés en utilisant ceux qui ont été déterminés sur les essais de Fahmi [2]. Les paramètres utilisés sont donc les suivants : $t_0=90$ jours, $E(t_0) = 32,4$ GPa, $f_{cm} = 46$ MPa, $\tau(t_0)=35$ jours, $\varepsilon_D = 112$ $\mu\text{m/m}$, $C=57$ GPa, $\beta=0.1$, $A=1.$, $B=1600$, $T_{ref}= 323$ K, $\Delta T_k =383$ K, $Q=2500$ K, $\varepsilon_0= 300$ $\mu\text{m/m}$. La figure 2 montre l'effet de la température sur le fluage propre (hors dilatation thermique) pour un niveau de chargement égal à 30% de f_{cm} . A noter que le jeu de paramètres choisi conduit à une rupture par fluage tertiaire très rapide (10 jours) dans le cas où la température est de 70°C (points non représentés sur la figure 2).

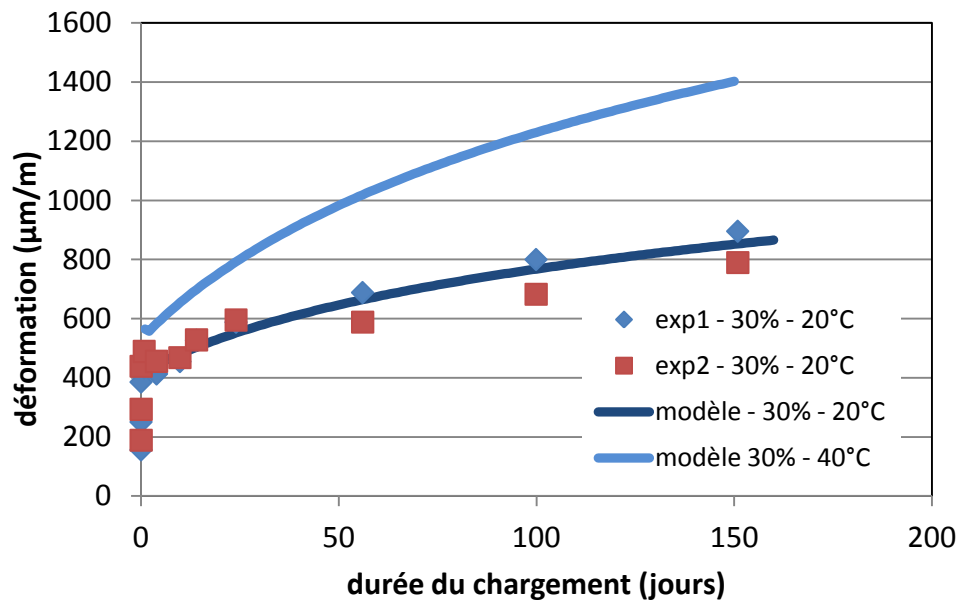


Figure 2 : effet de la température sur le fluage propre – cas du chargement à 30% de f_{cm} .

La figure 3 donne le même effet mais pour un niveau de chargement égal à 60% de f_{cm} . Le couplage conduit ici à une rupture par fluage tertiaire très rapide dès 40°C et quasi-instantanée à 70°C (points non représentés sur la figure 3).

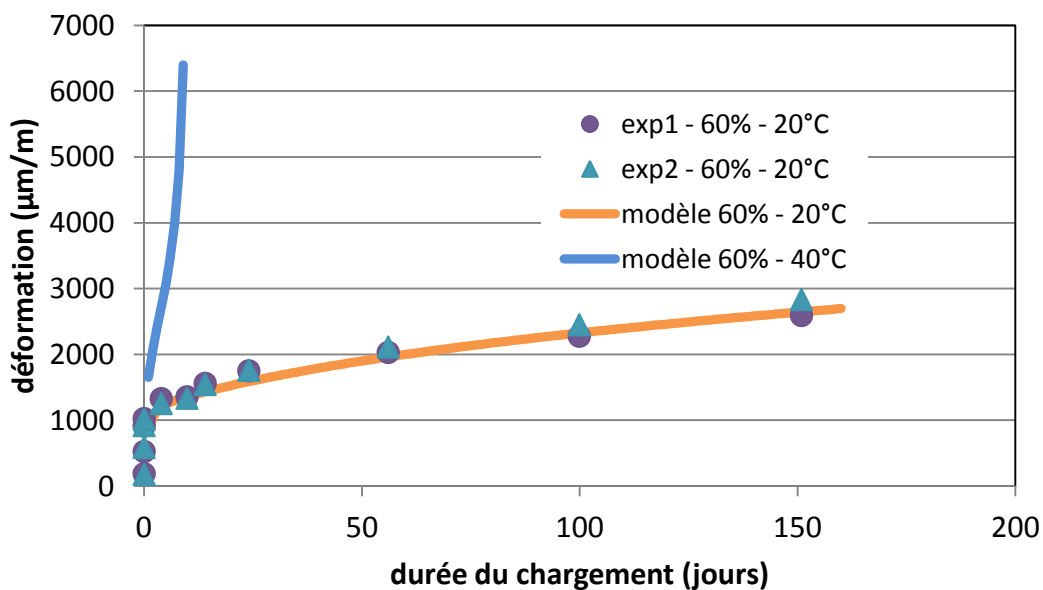


Figure 3 : effet de la température sur le fluage propre – cas du chargement à 60% de f_{cm} .

4 Conclusions

Le fluage propre du béton est une part importante des déformations différées des structures précontraintes. Dans le cas d'un accident grave dans une enceinte de centrale nucléaire, le fluage propre pourra être modifié par l'effet des températures élevées et d'un endommagement mécanique. Le modèle présenté permet de prendre en compte ces effets de manière totalement couplée. La comparaison du modèle avec les premiers résultats expérimentaux du projet MACENA montre sa capacité à reproduire le comportement expérimental. Des essais couplant température élevée et haut niveau de contrainte seront réalisés et permettront d'ajuster les paramètres de la modélisation. Les résultats de la modélisation montrent toutefois d'ores et déjà l'importance du couplage pouvant exister entre fluage, endommagement et température.

Remerciements : La recherche présentée est réalisée dans le cadre du projet MACENA financé par l'Agence nationale de la recherche (grant ANR-11-RSNR-0012).

Références

- [1] V.N. Nguyen, H. Cagnon, T. Vidal, J.M. Torrenti, A. Sellier, Effets des couplages thermo-hydro-mécaniques sur le comportement différé du béton précontraint, Congrès français de mécanique, Lille, 2017
- [2] J.M. Torrenti, Basic creep of concrete - Coupling between high stresses and elevated temperatures, European Journal of Environmental and Civil Engineering, 2017
- [3] R. Leroy, F. Le Maou, J.M. Torrenti, Long term basic creep behavior of high performance concrete. Data and modelling, Materials and structures, (2017) 50:85
- [4] A. Aili, M. Vandamme, J.M. Torrenti, B. Masson, Theoretical and practical differences between creep and relaxation Poisson's ratios in linear viscoelasticity, Mechanics of Time-Dependent Materials, November 2015, Volume 19, Issue 4, pp 537-555, <http://dx.doi.org/10.1007/s11043-015-9277-5>
- [5] Benboudjema F., Meftah F., Torrenti J. M., Interaction between drying, shrinkage, creep and cracking phenomena in concrete, Engineering Structures, vol. 27, p. 239-250, 2005
- [6] T. Vidal, A. Sellier, W. Ladaoui, X. Bourbon, Effect of Temperature on the Basic Creep of High-Performance Concretes Heated between 20 and 80°C, Journal of Materials in Civil Engineering, 2015, 27(7).
- [7] F. Benboudjema, J.-M. Torrenti, Early-age behaviour of concrete nuclear containments, Nuclear Engineering and Design 238 (2008) 2495–2506
- [8] A. Sellier, S. Multon, L. Buffo-Lacarrière, T. Vidal, X. Bourbon, G. Camps, Concrete creep modelling for structural applications: non-linearity, multiaxiality, hydration, temperature and drying effects, Cement and Concrete Research, Volume 79, January 2016, Pages 301–315
- [9] Mounajed G., Boussa H., Grondin F., Menou A., Micro structural origin of the apparent thermal transient creep of concrete at high temperature, 11th International Conference on Fracture ICFXI, Turin, Italy, 2005.
- [10] Bosnjak J., Ozbolt J., Modeling thermal strain at a mesoscopic scale, Francos 9, San Francisco, 2016
- [11] Cagnon H., Vidal T., Sellier A., Camps G., Influence of water and temperature on long term mechanical behaviour of high performance concrete, Nuwcem 2014 - 2nd International Symposium on Cement-based Materials for Nuclear Wastes, Avignon, 2014.