

---

# Modélisation du fluage propre du béton sous température et contrainte élevées

**Torrenti Jean Michel<sup>1</sup>**

<sup>1</sup> Université Paris Est, Ifsttar, mail : jean-michel.torrenti@ifsttar.fr

---

*RÉSUMÉ. Les centrales nucléaires françaises sont constituées pour la génération précédant l'EPR en deux enceintes de confinement concentriques. 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 de l'étanchéité de l'enceinte interne). Ici nous présentons un modèle de fluage propre qui 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],*
- 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. Le modèle est enfin comparé aux résultats expérimentaux. Ce travail a été effectué dans le cadre du projet MACENA.*

*ABSTRACT. The prestressed concrete confinement vessel is the third and last barrier in Nuclear Power Plants (NPP). In case of a severe accident (loss of cooling agent of the reactor for instance), pressure and temperature will increase in the nuclear vessel (0.5 MPa and 180°C during 2 weeks). Due to elevated temperatures, the evolution of basic creep will be accelerated. In this case, due to internal pressure, some tensile stresses could appear in specific parts of the structure and induce cracking. The modelling of basic creep and its couplings with temperature is very important for the safety of the structure (tightness of the concrete vessel). Here we present a model considering the following elements: a coupling between creep and damage is introduced, kinetics of basic creep is affected by temperature by the means of an Arrhenius thermo-activation, damage due to the increase of temperature is taken into account. The model is compared with the available experimental results. This work is a part of the MACENA project.*

*MOTS-CLÉS : béton, fluage propre, température, endommagement, couplage.*

*KEY WORDS: concrete, basic creep, temperature, damage, coupling.*

---

## 1. Introduction

Les centrales nucléaires françaises sont constituées pour la génération précédant l'EPR en 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).

Cette modélisation doit prendre en compte les couplages entre fluage, température et endommagement. Après une présentation du modèle de fluage propre, le couplage avec l'endommagement à température ambiante est considéré. Puis, l'effet de la température est introduit et finalement le modèle est comparé aux résultats expérimentaux.

## 2. Fluage propre

Dans cet article, la complaisance du fluage propre est exprimée à l'aide d'une relation qui est similaire à celle proposée dans le récent model code 2010 – MC2010 [MUL 13] et qui est en accord avec les constatations expérimentales [TOR 15]:

$$J = 1/E + 1/(\beta_1 C) \log(1+(t-t_0)/(\beta_2 \tau(t_0))) \quad [1]$$

où C est une constante pour un béton donné tandis que  $\tau(t_0)$  dépend de l'âge de chargement. Ces deux paramètres peuvent être obtenus par exemple à partir des relations proposées par le MC2010.  $\beta_1$  et  $\beta_2$  sont deux paramètres ajoutés afin de permettre un ajustement aux résultats expérimentaux lorsqu'ils sont disponibles. S'ils ne sont pas disponibles on peut utiliser les valeurs issues du model code 2010 mais un ajustement expérimental sera préférable compte tenu de l'assez grande variation de ces paramètres d'un béton à l'autre ( $\pm 30\%$  au moins).

La méthodologie présentée ici peut aussi être utilisée avec un autre modèle pour le fluage propre, par exemple celui développé par Sellier et al. [SEL 16].

## 3. Couplage du fluage propre avec l'endommagement

### 3.1. Constatations expérimentales

Depuis les expériences de Rüsich [RUS 60], nous savons que lorsque le béton est soumis à une contrainte de compression soutenue élevée (contrainte supérieure à 80% de la résistance en compression), un fluage non linéaire est observé et une rupture survient après un certain temps. Plusieurs constatations expérimentales montrent aussi que de la microfissuration se développe durant les essais de fluage (même pour des charges inférieures à 80% de la résistance en compression) : Smadi a ainsi montré que durant un essai de fluage des microfissures sont créées et que la longueur de ces microfissures évolue rapidement quand le niveau de contrainte est plus grand que 80% de la résistance en compression [SMA 89] et Rossi, utilisant l'émission acoustique, a aussi mis en évidence l'existence d'une microfissuration durant les essais de fluage [ROS 94], [ROS 12].

### 3.2. Modèles existants

Plusieurs approches ont été proposées pour modéliser ce couplage entre fluage et endommagement du béton. Il est d'ailleurs intéressant de noter que le concept d'endommagement a justement été introduit par Kachanov pour décrire le fluage tertiaire [KAC 58]. Bazant, faisant l'hypothèse que le fluage tertiaire est seulement dû à la croissance de fissures avec le temps, utilise une approche de type mécanique de la rupture couplant le fluage à ce modèle [BAZ 97]. Le couplage entre fluage et fissuration peut également être introduit en combinant un modèle viscoélastique avec un modèle viscoplastique [BER 04]. Plusieurs modèles d'endommagement ont aussi été utilisés. Li [LI 94] a proposé que le temps soit pris en compte de manière explicite dans la loi d'évolution de la variable d'endommagement (en termes de vitesse d'endommagement). Challamel et al. ont développé un modèle radoucissant couplant endommagement et viscosité. Ce modèle peut être vu comme une généralisation d'un modèle d'endommagement indépendant du temps et permet de décrire des phénomènes comme la relaxation, le fluage et les effets de vitesse lors d'un chargement [CHA 05]. Récemment, Sellier [SEL 16] a proposé un modèle de fluage prenant en compte une consolidation du matériau et un fluage induit par l'endommagement qui affecte le potentiel de fluage. Mazzotti [MAZ 03] a proposé de modéliser la déformation de fluage non linéaire en introduisant une dépendance d'un modèle de type solidification à la variable d'endommagement [BAZ 89].

De plus, une déformation équivalente prenant en compte la déformation de fluage est définie pour l'évolution de l'endommagement, remplaçant la déformation équivalente (telle que définie par [MAZ 86] dans le cas d'un chargement instantané). La déformation équivalente est définie comme la somme de la déformation élastique et d'une fraction de la déformation de fluage. Omar [OMA 04] et Reviron [REV 09] ont également utilisé cette approche.

### 3.3. Modèle utilisé

Parmi ces approches, notre modèle est fondé sur celui proposé par Mazzotti [MAZ 86], car le couplage du fluage avec les endommagements dus à d'autres phénomènes peut se faire de manière simple et naturelle par le biais du concept de contrainte effective. Par exemple, ce concept a été utilisé pour le couplage avec la lixiviation du béton [TOR 08], [TOR 11]. Pour la partie mécanique, le modèle d'endommagement proposé par Mazars [MAZ 86] est utilisé. Dans ce modèle, une variable scalaire d'endommagement mécanique  $D_c$  est associée au processus de dégradation mécanique dû au développement de la fissuration. L'endommagement est défini comme le rapport entre la surface des microfissures et la surface totale du matériau. La contrainte effective  $\tilde{\sigma}$  est alors définie à partir de la contrainte apparente  $\sigma$  appliquée à la section de matériau, et de l'endommagement  $D_c$  par la relation :

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

La déformation mécanique s'exprime alors par la relation :

$$\varepsilon = J\tilde{\sigma} \quad [3]$$

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 [AIL 15]. La déformation équivalente  $\tilde{\varepsilon}$  est définie par l'équation 4. Elle inclue une part de la déformation de fluage propre  $\varepsilon_{bc}$ , en notant  $\langle \varepsilon + \beta \varepsilon_{bc} \rangle_+$  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  $\varepsilon_d$  est le seuil de déformation déclenchant l'endommagement en compression, A et B sont des constantes du matériau qui contrôlent la relation contrainte-déformation.

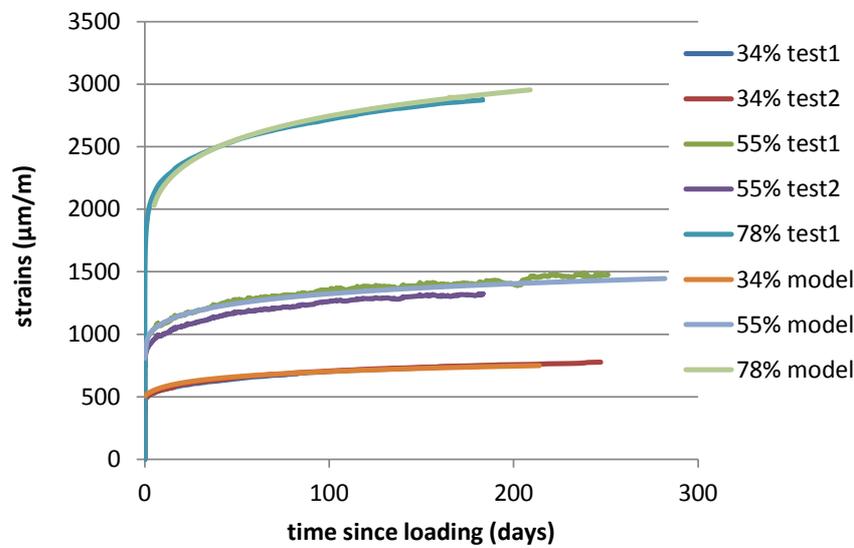
$$\tilde{\varepsilon} = \sqrt{\langle \varepsilon + \beta \varepsilon_{bc} \rangle_+ : \langle \varepsilon + \beta \varepsilon_{bc} \rangle_+} \quad [4]$$

$$D_c = 1 - \frac{\varepsilon_d(1 - A)}{\tilde{\varepsilon}} - \frac{A}{\exp(B(\tilde{\varepsilon} - \varepsilon_d))} \text{ si } \tilde{\varepsilon} > \varepsilon_d \quad [5]$$

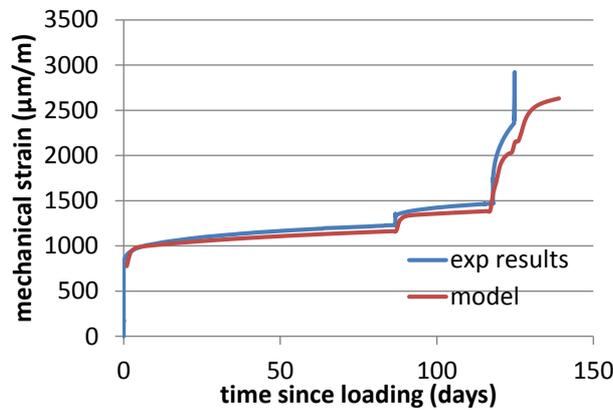
Le couplage entre fluage et endommagement est pris en compte doublement : d'une part, les déformations de fluage dépendent de la contrainte effective – seul le matériau sain flue [BEN 05] et, d'autre part, l'endommagement évolue avec la déformation de fluage (eq.4 et 5). A noter que, à cause de ce couplage, et du choix d'un endommagement non asymptotique, la rupture ( $D_c = 1$ ) peut apparaître in-fine sous la forme d'un fluage tertiaire.

### 3.4. Comparaison avec les résultats expérimentaux

Le modèle est maintenant comparé avec les essais de Rossi et al. [ROS 12]. Dans ces essais de fluage en compression, des éprouvettes de béton sont chargées à 34%, 55% et 78% de la résistance en compression. La figure 1 montre qu'il est possible avec notre modèle de retrouver les résultats expérimentaux à 34% et 55% avec le même jeu de paramètres et de prédire le comportement à 78%. Le modèle est aussi comparé à un essai de fluage propre pendant lequel la contrainte est augmentée par paliers (figure 2). Excepté à la fin de l'essai, il y a un bon accord entre le modèle et les résultats expérimentaux.



**Figure 1.** Comparaison du modèle avec les essais de fluage propre de Rossi [ROS 12]. Valeurs des paramètres du modèle :  $t_0=64$  jours,  $\tau(t_0)=3,9$  jours,  $\epsilon_d=122$   $\mu\text{m/m}$ ,  $E=30$  GPa,  $C=231,9$  GPa,  $\beta_1=1$ ,  $\beta_2=1$ ,  $\beta=0,08$ ,  $A=0,85$ ,  $B=1000$ .



**Figure 2.** Comparaison du modèle dans le cas d'un essai avec augmentation de la contrainte [ROS 12]. La valeur des paramètres est inchangée par rapport à ceux utilisés dans le cas de la figure 1.

#### 4. Couplage fluage propre - température

##### 4.1. Présentation du couplage

Une température élevée (toutefois inférieure à  $100^\circ\text{C}$ ) a plusieurs conséquences sur le fluage propre. La première conséquence est l'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. [VID 15] :

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

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

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

La seconde conséquence d'une température élevée est un effet sur la cinétique du fluage propre. Cet effet peut être pris en compte au moyen d'un temps équivalent (c'est l'équivalence temps-température qui est utilisé pour les polymères ou les matériaux bitumineux). Cette idée a été utilisée par Bazant par exemple [BAZ 04]. Ici, une autre manière est utilisée : comme proposé par Benboudjema [BEN 08] ou Sellier [SEL 16], le coefficient C

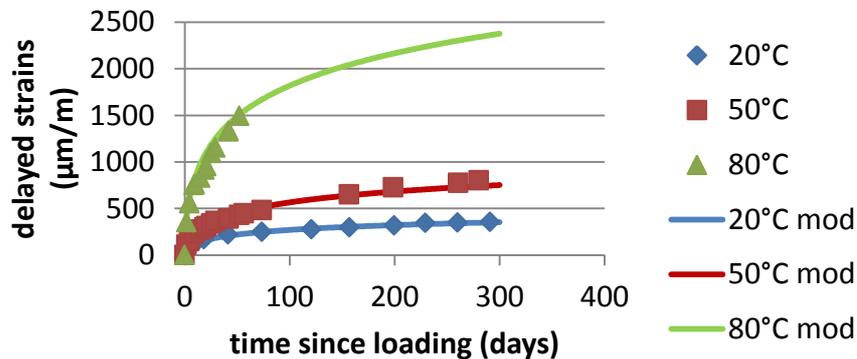
(eq.1) est affecté par une thermo-activation correspondant à l'énergie d'activation  $Q$  de la viscosité de l'eau (sous entendant le rôle de l'eau dans le phénomène de fluage propre) :

$$C_T = C \exp(Q ((1/T) - (1/293))) \quad [7]$$

A noter que, parce que nous ne considérons que les températures en dessous de 100°C, le fluage thermique transitoire, qui peut survenir si le chauffage survient alors que le béton est déjà chargé, n'est pas pris en compte ici. Néanmoins, des résultats expérimentaux [HAU 99], [CAG 14] montrent que sa contribution peut ne pas être négligeable (environ 100µm/m dans notre cas) et que le phénomène pourrait certainement être ajouté à notre modèle.

#### 4.2. Comparaison avec les résultats expérimentaux.

Le modèle est maintenant comparé aux tests de fluage propre réalisés par Vidal et al. [VID 15] sur un béton hautes performances à 20°C, 50°C et 80°C sous une contrainte correspondant à 30% de la résistance en compression. La figure 3 présente la comparaison entre le modèle et les résultats expérimentaux. A noter que les 3 essais ont été nécessaires pour ajuster les paramètres du modèle. Le bon accord traduit donc plus la capacité du modèle à reproduire les résultats expérimentaux que sa capacité prédictive.



**Figure 3.** Comparaison du modèle avec les essais de fluage propre de Vidal [VID 15]. Valeurs des paramètres du modèle :  $t_0=300$  jours,  $\tau(t_0)=4,4$  jours,  $\epsilon_d = 130$  µm/m,  $E=45$  GPa,  $C=565$  GPa,  $\beta_1 = 0,08$ ,  $\beta_2 = 0,65$ ,  $\beta_3 = 0,08$ ,  $A=0,95$ ,  $B=1000$ ,  $T_{ref}=50^\circ\text{C}$ ,  $\Delta T_k=110^\circ\text{C}$ ,  $Q=2500$  K.

#### 5. 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 résultats expérimentaux montre sa capacité à reproduire le comportement expérimental. Dans le cadre du projet MACENA, des essais couplant température élevée et haut niveau de contrainte seront réalisés. Le modèle sera alors comparé à ces essais.

**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).

#### 6. Bibliographie

- [AIL 15] 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>
- [BAZ 89] BAZANT Z. P., PRASANNAN S., Solidification theory for concrete creep. I. Formulation, *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 115, n° 8, p. 1691-1703, 1989
- [BAZ 97] BAZANT Z. P., XIANG Y., Crack growth and life time of concrete under long time loading, *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 123, n° 4, p. 350-358, 1997
- [BAZ 04] Z.P. BAZANT, G. CUSATIS, L. CEDOLIN, Temperature Effect on Concrete Creep Modeled by Microprestress-Solidification Theory, *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 130, No. 6, June 1, 2004

- [BEN 05] 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
- [BEN 08] F. BENBOUDJEMA, J.-M. TORRENTI, Early-age behaviour of concrete nuclear containments, *Nuclear Engineering and Design* 238 (2008) 2495–2506
- [BER 04] BERTHOLLET A., GEORGIN J.F., REYNOUARD J.M., Fluage tertiaire du béton en traction, *Revue européenne de Génie Civil*, 2004, vol. 8, no2-3, pp. 235-260
- [CAG 14] H. CAGNON, T. VIDAL, A. SELLIER, G. CAMPS, 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.
- [CHA 05] CHALLAMEL N., LANOS C., CASANDJIAN C., Creep damage modelling for quasi-brittle materials, *European Journal of Mechanics A/Solids* 24 (2005) 593–613
- [HAU 99] A.B. HAUGGAARD, L. DAMKILDE, P.F. HANSEN, Transitional thermal creep of early age concrete, *J. Eng. Mech.*, 125 (4) (1999), pp. 465–468
- [KAC 58] KACHANOV, L.M., Time of the rupture process under creep conditions, *Izv. AN SSSR, Otd. Tekhn. Nauk.*, 8: 26–31, 1958
- [LI 94] LI Z., Effective creep Poisson's ratio for damages concrete, *International Journal of Fracture*, vol. 66, p. 189-196, 1994
- [MAZ 86] MAZARS J., A description of micro and macroscale damage of concrete, *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 25, p. 729-737, 1986
- [MAZ 03] MAZOTTI C., SAVOIA M., Non linear creep damage model for concrete under uniaxial compression, *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 129, N°9, 2003
- [MUL 13] H. MULLER, I. ANDERS, R. BREINER, M. VOGEL, « Concrete: treatment of types and properties in fib Model Code 2010 », *Structural Concrete* 14 (2013), No. 4
- [OMA 04] M. OMAR, G. PIJAUDIER-CABOT, A. LOUKILI, Etude comparative du couplage endommagement – fluage, *Revue Française de Génie Civil*, Vol. 8, pp. 457-482, 2004
- [16] REVIRON N., Etude du fluage des bétons en traction. Application aux enceintes de confinement des centrales nucléaires à eau sous pression, thèse de doctorat de l'ENS de Cachan, 2009
- [ROS 94] P. ROSSI, N. GODART, J. L. ROBERT, J. P. GERVAIS, D. BRUHAT, Investigation of the basic creep of concrete by acoustic emission, *Materials and Structures*, Volume 27, Number 9, novembre 1994
- [ROS 12] P. ROSSI, J.-L. TAILHAN, F. LE MAOU, L. GAILLET, E. MARTIN, Basic creep behavior of concretes investigation of the physical mechanisms by using acoustic emission, *Cement and Concrete Research* 42 (2012) 61–73
- [RUS 60] H RÜSCH, Researches toward a general flexural theory for structural concrete, *ACI Journal*, 1960, vol.32, N°1, p.1-28
- [SEL 16] 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
- [SMA 89] M.M. SMADI, F.O. SLATE, Microcracking of high and normal strength concretes under short and long term loadings, *ACI Materials Journal*, 1989, vol.86, n°2, p.117-127
- [TOR 08] J. M. TORRENTI, V. H. NGUYEN, H. COLINA, F. LE MAOU, F. BENBOUDJEMA, F. DELERUYELLE, Coupling between leaching and creep of concrete, *Cement and concrete research*, 38 (2008) 816–821
- [TOR 11] J.M. TORRENTI, T. DE LARRARD, F. BENBOUDJEMA, *Tertiary Creep: A Coupling Between Creep and Damage - Application to the Case of Radioactive Waste Disposal*, in “Damage Mechanics of Cementitious Materials and Structures”, edited by Gilles Pijaudier-Cabot et Frédéric Dufour, Wiley, 2011, pp. 183 – 202
- [TOR 15] J.M. TORRENTI, R. LE ROY, Analysis and modelling of basic creep, *Concreep 10 conference*, Vienna, 2015.
- [VID 15] 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).