

Simulations numériques du comportement au jeune âge des structures en béton : modélisation et retour d'expérience

Jean-Louis TAILHAN*

Laboratoire central des Ponts et Chaussées,
Paris, France

Laetitia D'ALOIA

Centre d'Études des Tunnels,
Bron, France

Philippe AUTUORI

Bouygues Travaux-Publics,
Saint-Quentin-en-Yvelines, France

■ RÉSUMÉ

Une bonne maîtrise du comportement au jeune âge des bétons est l'assurance de garantir le succès de la réalisation d'un chantier de Génie Civil. Des outils numériques d'aide à la prise de décision dans les phases cruciales de la conception et de la réalisation des structures en béton existent. Ce document est une succincte présentation d'un modèle simple de simulation numérique du comportement thermomécanique du béton au jeune âge. Il donne accès aux champs de température et de contraintes qui se développent dès les premières heures de bétonnage dans les structures et permet de procéder à une analyse des risques de fissuration. Un exemple d'utilisation industrielle de cet outil est proposé.

Numeric simulations of the behavior at the young age of the structures in concrete: modelling and experience feedback

■ ABSTRACT

An effective control over early-age behavior in concrete serves to guarantee successful applications on civil engineering project sites. Numerical tools designed to assist decision-making during the critical phases of concrete structure design and execution are indeed available. This document provides a summary presentation of a simple numerical simulation model of the thermomechanical behavior of early-age concrete; it offers insight into both the temperature and stress fields that develop as of the first few hours of concreting within structures and moreover enables conducting a cracking risk analysis. An industrial application example using this tool is also proposed herein.

* AUTEUR À CONTACTER :

Jean-Louis TAILHAN
jean-louis.tailhan@lpc.fr

INTRODUCTION

La maîtrise du temps consacré à la réalisation d'un chantier est un enjeu de première importance pour les entreprises du génie civil. Sans vouloir détailler l'ensemble des facteurs qui rentrent en compte dans cette gestion du temps, il est souvent pertinent de pouvoir répondre à la question suivante : comment décoffrer le plus rapidement les éléments de béton fabriqués tout en s'assurant d'une bonne qualité d'exécution ? Vouloir décoffrer rapidement amène à se demander si le matériau constitutif de l'élément structurel en cours de fabrication a atteint une maturité suffisante pour assurer son rôle mécanique, du moins en phase de construction. Mais cela conduit également à vérifier que les conditions de fabrication ne conduisent pas à un risque éventuel de fissuration qui pourrait être préjudiciable soit au bon fonctionnement mécanique de cet élément, soit, et l'impact est à plus long terme, à sa durabilité. On se réfère ici à une problématique récurrente et de première importance : le comportement au jeune âge du béton. Une bonne maîtrise de ce comportement garantit le succès de la réalisation industrielle en facilitant les prises de décision dans les phases cruciales de la conception (choix du béton, positionnement des ferrallages secondaires, choix des procédés de cure...) et de la réalisation des structures en béton (rotations de banches, mise en précontrainte...).

Être capable d'estimer convenablement le comportement mécanique du béton au jeune âge nécessite la bonne description des différents mécanismes physiques qui interviennent durant cette « période de vie » du matériau. Leur prise en compte dans un outil de modélisation, comme CESAR-LCPC [1, 2], rend possible cette estimation. L'utilisation conjointe de la maturométrie ou la détermination expérimentale des résistances, permet de conduire des études en amont de la construction et d'optimiser le choix de la formule de béton, le phasage de bétonnage et la mise en place d'une cure thermique par exemple.

Dans un premier temps les mécanismes physiques sont rappelés et les étapes de la modélisation du comportement thermomécanique sont détaillées. Les différents moyens de déterminer les données d'entrée spécifiques à la modélisation du comportement thermique sont ensuite évoqués. Enfin, un cas pratique d'utilisation de ces outils est présenté.

MÉCANISMES PHYSIQUES MIS EN JEU

L'hydratation du ciment se traduit par un ensemble de réactions chimiques complexes présentant globalement un caractère fortement exothermique. De surcroît, ces réactions sont activées thermiquement, c'est-à-dire que leur cinétique est d'autant plus rapide que la température est élevée. La nature exothermique de ces réactions conduit à une production interne de chaleur ayant comme conséquence naturelle l'élévation de la température du matériau. Ainsi, quelques heures seulement après le coulage du béton, les températures peuvent atteindre des niveaux relativement élevés (au-delà de 50 °C à cœur pour des structures massives). Lorsque ensuite la vitesse de réaction décroît, et compte tenu des conditions d'échange avec le milieu ambiant, la température du matériau décroît. Ainsi, la structure en béton voit non seulement sa température évoluer au cours du temps, mais en outre, pour un instant donné, cette température n'est pas forcément uniforme et présente donc des gradients internes non nuls. L'évolution de la température au cours du temps a pour conséquence des déformations induites (dites d'origine thermique) de la structure, qui ne sont donc pas forcément, à un instant donné, homogènes dans la structure.

Parallèlement, un autre phénomène se produit au cours de l'hydratation du ciment. A l'échelle microscopique, les réactions chimiques conduisent à la formation d'hydrates. Le Chatelier a remarqué [3] que le volume d'hydrates formés restait inférieur à la somme des volumes d'eau consommée et de ciment hydraté. Après prise, cette contraction se traduit par un retrait capillaire dû à la création de ménisques d'eau dans la porosité des hydrates. Ce dernier phénomène constitue ce que l'on appelle le retrait endogène.

De surcroît, le béton est un matériau dont les propriétés mécaniques évoluent au cours du temps [4]. Si les déformations qui ont été évoquées précédemment (principalement les retraits thermiques en phase de refroidissement et le retrait endogène) sont mécaniquement empêchées du fait des conditions aux limites mécaniques ou des conditions de liaison entre les éléments structuraux, elles conduisent alors à des niveaux de contraintes qui peuvent rapidement atteindre des valeurs susceptibles de dépasser les résistances en traction du matériau à l'âge considéré. Dans ce cas le matériau fissure.

PRINCIPES DE BASE DE LA MODÉLISATION

Nous nous contenterons de rappeler ici les principes de modélisation sur lesquels sont basés les modules TEXO et MEXO de CESAR-LCPC [1, 2]. Des bibliographies détaillées, ainsi qu'un cadre général de modélisation du comportement thermomécanique au jeune âge basé sur une description thermodynamique des processus irréversibles en milieu poreux sont disponibles dans [5-7] ou [8].

Le bilan thermique appliqué à un élément de volume de béton se traduit par une équation de la chaleur classique à laquelle vient s'ajouter un terme source représentant la production interne de chaleur consécutive aux réactions chimiques exothermiques :

$$C \frac{dT}{dt} = -div(\mathbf{q}) + Q_{\infty} \frac{dr}{dt} \quad (1)$$

où C désigne la capacité calorifique volumique, \mathbf{q} la densité de flux de chaleur, Q_∞ représente la chaleur totale dégagée par l'hydratation du ciment supposée constante et déterminée à partir d'un essai calorimétrique (*cf.* paragr. suivant).

La capacité calorifique volumique, C , dépend d'un certain nombre de paramètres, principalement du degré d'hydratation et de la température. En fonction du degré d'hydratation, les variations de C se traduisent par une diminution de sa valeur. Mais l'augmentation de la température conduit en contrepartie à une augmentation de C , qui contrebalance la diminution évoquée précédemment. Il est donc d'usage de considérer C comme constante [9].

Le vecteur \mathbf{q} est donné classiquement par une loi de Fourier :

$$\mathbf{q} = -\mathbf{K} \cdot \text{grad}T \quad (2)$$

où (\mathbf{I} étant la matrice identité) $\mathbf{K} = k\mathbf{I}$ est la conductivité du matériau, le plus souvent supposée isotrope. De nombreux paramètres peuvent influencer sur la valeur de la conductivité : la teneur en eau du béton, le type de granulats, la porosité, la température, le degré d'avancement de la réaction... [8] mais il est classique de considérer qu'ils n'entraînent que des variations très marginales de k et par conséquent de considérer la conductivité comme constante. Par contre, il peut s'avérer pertinent de prendre en compte, par une méthode d'homogénéisation par exemple, la quantité d'armatures présente dans le béton. Car ces dernières peuvent influencer sensiblement sur les transferts de chaleur.

Les conditions d'échange thermiques aux frontières sont exprimées par :

$$\mathbf{q} \cdot \mathbf{n} = \lambda (T - T_{\text{imp}}) \quad (3)$$

λ est le coefficient d'échange, et T_{imp} la température extérieure.

Dans l'équation (1), r désigne le degré d'avancement de la réaction. La quantité de chaleur dégagée, à l'instant t , par la réaction d'hydratation est alors donnée par :

$$Q(t) = r(t) Q_\infty \quad \text{avec} \quad 0 \leq r(t) \leq 1 \quad (4)$$

On peut aisément montrer à partir de l'équation (1) que, en condition adiabatique, $Q(t) = C(T^{\text{ad}}(t) - T_0)$, et donc exprimer le degré d'avancement en fonction d'un rapport de températures adiabatiques :

$$r(t) = \frac{Q(t)}{Q_\infty} = \frac{T^{\text{ad}}(t) - T_0}{T_\infty^{\text{ad}} - T_0} \quad (5)$$

Le degré d'avancement est significatif du degré d'hydratation, ζ , du ciment. Par définition [6], ce dernier est le rapport entre la masse d'eau consommée, à l'instant t , par la réaction d'hydratation et la masse d'eau nécessaire à l'hydratation complète du ciment (environ 20 % de la quantité de ciment du mélange). La conséquence est que le degré d'hydratation n'est jamais égal à 1 puisque l'hydratation des grains de ciment n'est jamais complète. En nommant ζ_∞ le degré d'hydratation final, on peut donc relier r à ζ par la relation :

$$\frac{\zeta}{\zeta_\infty} = \frac{r}{r_\infty} = r \quad \text{car} \quad r_\infty = 1 \quad (6)$$

A ces équations, s'ajoute une description macroscopique de la cinétique de l'hydratation, et la loi cinétique utilisée (tenant compte du caractère thermo activé des réactions) est de la forme :

$$\frac{dr}{dt} = \tilde{A}(r) \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right) \quad (7)$$

où $\frac{E_a}{R}$ représente la constante d'Arrhenius et \tilde{A} l'affinité normalisée qui ne dépend que du degré d'hydratation, donc du degré d'avancement r , et de la composition du béton.

Le terme source est donc connu dès lors que l'on possède les données expérimentales nécessaires relatives :

- à la quantité de chaleur totale susceptible d'être dégagée par le matériau. Cette dernière dépend en général de la composition du clinker, des ajouts du ciment, de la composition du béton... Connaissant cette quantité on peut en déduire la valeur de Q_∞ ;
- à la cinétique d'hydratation, c'est-à-dire les données permettant d'estimer l'affinité normalisée $\tilde{A}(r)$;
- à l'énergie d'activation E_a permettant de calculer la constante d'Arrhenius $\frac{E_a}{R}$

Ces données sont généralement issues d'expérimentations explicitées ci-dessous.

Il a été signalé précédemment que si la réaction d'hydratation se traduit au niveau microscopique par une augmentation de la quantité d'hydrates, elle conduit au niveau macroscopique à une évolution de la raideur du matériau, un retrait endogène d'auto dessiccation (conséquence de la contraction Le Chatelier) et des déformations d'origine thermique.

Mécaniquement, en considérant que le matériau est élastique et en négligeant les effets du fluage, cela se traduit en terme de contrainte par :

$$d\sigma = \left(K(r) - \frac{2}{3}G(r) \right) d\varepsilon \mathbf{I} + 2G(r) d\varepsilon - 3\alpha k dT \mathbf{I} + 3\varepsilon_f dr \mathbf{I} \quad (8)$$

$K(r)$ et $G(r)$ sont, respectivement, les modules de compressibilité et de cisaillement, α est le coefficient de dilatation thermique et ε_f le retrait endogène final.

Les modules de compressibilité et de cisaillement, que l'on peut relier aisément au module d'Young et au coefficient de Poisson par les relations suivantes, sont fonction du degré d'hydratation, donc de r , du matériau [4].

$$K(r) = \frac{E(r)}{3(1-2\nu)} \quad \text{et} \quad G(r) = \frac{E(r)}{2(1+\nu)} \quad 9 \text{ (a et b)}$$

Le coefficient de Poisson est considéré comme constant, étant donné qu'il existe assez peu de résultats dans la littérature et que l'essentiel de son évolution se produit pour des valeurs faibles du degré d'hydratation [9]. En ce qui concerne le module d'élasticité, son évolution est donnée par une adaptation de la loi de Byfors :

$$E(r) = E_\infty f(r) \quad (10)$$

avec

$$f(r) = \frac{1 + 1,37 R_{c\infty}^{2,204}}{1 + 1,37 R_c(r)^{2,204}} \left[\frac{R_{c\infty}}{R_c(r)} \right]^{2,675} \quad \text{et} \quad R_{c\infty} = \left[\frac{E_\infty}{7250} \right]^{\frac{1}{0,471}} \quad 11 \text{ (a et b)}$$

où E_∞ et $R_{c\infty}$ représentent respectivement le module d'Young et la résistance en compression du matériau durci. Et $R_c(r)$, la résistance à la compression, est donnée par la fonction bilinéaire de r (avec r_0 seuil de percolation mécanique du matériau) :

$$R_c(r) = \begin{cases} rR_{c0} & \text{si } r \leq r_0 \quad \text{avec } R_{c0} = r_0 R_{c\infty} / 10 \\ (R_{c\infty} - R_{c0}) \frac{r - r_0}{1 - r_0} + R_{c0} & \text{si } r > r_0 \end{cases} \quad 12 \text{ (a et b)}$$

On peut noter enfin que, dans la loi de comportement (8), les coefficients de dilatation thermique α et de retrait chimique ε_f sont, en première approximation, supposés être constants. Plus particulièrement, la déformation due au retrait chimique est donc supposée varier linéairement en fonction du degré d'hydratation, donc de r . Ce qui conduit à une légère surestimation pour les faibles valeurs de r . (Le lecteur intéressé pourra trouver plus de détails dans la littérature concernant les variations de ces deux paramètres en fonction du degré d'hydratation : voir la bibliographie de [9]).

De façon pratique, le couplage thermomécanique est pris en compte ici de façon faible : le calcul mécanique (MEXO), qui nécessite la connaissance de l'évolution températures dans la structure, est mené après le calcul thermique (TEXO). Ce dernier estime un champ de températures à chaque pas de temps de calcul. Les résultats sont utilisés ensuite par MEXO pour estimer les contraintes issues des déformations d'origine thermique. L'hypothèse, sous-jacente, effectuée pour ce couplage faible suppose que l'effet de la déformation (purent mécanique) du matériau sur le comportement thermique reste négligeable.

CARACTÉRISATION EXPÉRIMENTALE DE L'EXOTHERMIE D'UN BÉTON

■ Les dispositifs expérimentaux

Il existe deux principaux types de dispositifs expérimentaux permettant de réaliser des essais de dégagement de chaleur et donc de caractériser l'exothermie d'un béton :

Caissons QAB (quasi adiabatiques) : réalisation d'essais de dégagement de chaleur en conditions semi-adiabatiques sur béton (éprouvette cylindriques 16 cm de diamètre et de 32 cm de hauteur, soit environ 6,5 litres) [10].

Calorimètres adiabatiques (de type CERILH) : réalisation d'essais de dégagement de chaleur en conditions adiabatiques sur béton équivalent à 2,5 litres de béton) [11].

Les conditions semi-adiabatiques correspondent à des conditions d'échanges partiels avec le milieu ambiant. Il est donc nécessaire de calculer les pertes thermiques. Pour cela, l'ambiance doit impérativement être régulée et les calorimètres étalonnés (cf. [13]). De plus, un calorimètre équipé d'un échantillon inerte (déjà durci) sert de témoin d'ambiance et prend en compte les effets d'inertie du calorimètre (les variations de température ne se répercutent pas immédiatement sur l'échantillon testé).

Les conditions adiabatiques correspondent à une absence d'échange de chaleur avec le milieu ambiant. Elles sont obtenues en ajustant, tout au long de l'essai, la température de l'enceinte chauffante contenant l'échantillon, à la température de ce dernier. Une absence de différence de température entre l'échantillon et son environnement immédiat entraîne donc une absence d'échange thermique. Par ailleurs, un cryostat réglé sur 10 °C régule la température de l'enveloppe extérieure du calorimètre contenant à la fois l'échantillon et l'enceinte chauffante. Cette enveloppe permet d'initier des essais en dessous de la température ambiante.

Remarque. En plus de la mesure en laboratoire, il peut être envisagé de réaliser des mesures de températures sur corps d'épreuve massifs. Ces mesures permettent de mieux recaler les paramètres matériaux déterminés en laboratoire et de tenir compte des variations laboratoire/chantier. Elles permettent également de mieux recaler les coefficients d'échange thermique *in situ* et par conséquent de tenir compte de conditions aux limites plus réalistes.

■ Calcul du dégagement de chaleur

Le dégagement de chaleur est calculé à partir de mesures de température. Pour chacun de ces essais, on observe une augmentation de la température de l'échantillon et du calorimètre. Il est donc nécessaire de connaître la capacité calorifique du calorimètre utilisé, celle du béton étant calculée à partir de sa formule et des capacités calorifiques de ses constituants. Ainsi, on a trois coefficients d'étalonnage pour les calorimètres semi-adiabatiques (deux coefficients d'échange thermique et la capacité calorifique du calorimètre à vide) et un coefficient d'étalonnage pour le calorimètre adiabatique (la capacité calorifique à vide uniquement).

De manière pratique, on mesure à chaque instant la température $T(t)$ voire celle du témoin $T_1(t)$ et on en déduit la chaleur dégagée $Q(t)$ le plus souvent ramenée à la quantité de ciment m_c contenue dans l'échantillon et notée $q(t) = \frac{Q(t)}{m_c}$. Ceci est réalisé en tenant compte du fait qu'une partie de l'énergie est stockée sous forme de chaleur et que l'autre s'est éventuellement dissipée vers le milieu ambiant $P(t)$.

➤ Cas des essais semi-adiabatiques

$$q(t) = \frac{C}{m_c}(\theta(t) - \theta_0) + P(t) = \frac{C}{m_c}(\theta(t) - \theta_0) + \frac{1}{m_c} \int_0^t (a\theta(\tau) + b\theta^2(\tau)) d\tau \quad (13)$$

avec :

C : capacité calorifique totale (échantillon, moule et calorimètre à vide),

$\theta(t) = T(t) - T_l(t), \theta_0$: échauffement de l'échantillon à l'instant t et échauffement initial,

a, b : coefficients de déperdition thermique du calorimètre.

► Cas des essais adiabatiques

Dans le cas particulier des essais adiabatiques, il n'y a pas de déperdition thermique $P(t) = 0$ et l'expression de la chaleur dégagée se réduit à :

$$q(t) = \frac{C}{m_c} (T(t) - T_0) \quad (14)$$

avec :

T_0 : température initiale de l'échantillon.

■ Analyse des résultats de dégagement de chaleur et détermination de E_a

Un essai calorimétrique permet de caractériser l'exothermie d'un béton, i.e. sa cinétique de dégagement de chaleur (ou d'hydratation) et sa quantité de chaleur totale dégagée Q_∞ .

Dans le cas des essais semi-adiabatiques on obtient une courbe de dégagement de chaleur, liée à une histoire de température donnée. Dans le cas des essais adiabatiques, on obtient également une courbe de dégagement de chaleur mais liée à une histoire de températures spécifique, dans la mesure où l'auto-étuvage est total : toute la chaleur dégagée sert à élever la température de l'échantillon. Cette courbe de température est aussi appelée courbe adiabatique à 20 °C par exemple.

Le paramètre permettant en théorie de passer d'un résultat d'essai à un autre ou de prédire un dégagement de chaleur dans des conditions données (cas des simulations numériques), est l'énergie d'activation apparente du béton E_a . Elle caractérise la sensibilité de la cinétique de dégagement de chaleur d'une formule de béton, à une variation de température. Ce paramètre est issu de la loi d'Arrhenius appliquée à l'hydratation du ciment (équation 7).

Ainsi, la comparaison de deux essais (adiabatiques ou semi-adiabatiques) à deux températures initiales différentes qui conduisent à l'obtention de deux histoires thermiques distinctes, permet de calculer cette énergie d'activation E_a .

D'un point de vue pratique, il est important de signaler que le module TEXO n'accepte qu'une courbe adiabatique strictement croissante (cette courbe est saisie directement ou bien déduite des résultats semi-adiabatiques par le logiciel). Ceci ne reflète cependant pas toujours la réalité des essais calorimétriques. En effet, les incertitudes liées à la mesure de température ainsi qu'à l'étalonnage des coefficients de déperdition thermique ou bien à celui de la capacité calorifique du calorimètre à vide, conduisent à des courbes de température ou de chaleur corrigées qui redescendent parfois très légèrement en fin d'essai au lieu de tendre vers un palier considéré comme correspondant à la valeur finale de la chaleur dégagée. Si l'amplitude de la redescente reste non significative, l'essai n'est pas remis en cause mais ne peut être saisi tel quel dans TEXO.

Par ailleurs, il est également indispensable de saisir dans TEXO une courbe d'évolution de la température qui corresponde à la quasi-totalité de la chaleur dégagée si l'on souhaite que les simulations thermiques et mécaniques revêtent un sens. En effet, le degré d'avancement de l'hydratation du béton évolue entre 0 et 1 et est calculé à partir de la chaleur dégagée elle-même reflétée par les résultats de l'essai quasi-adiabatique ou adiabatique. L'évolution des caractéristiques mécaniques est alors évaluée à partir de r . Ainsi, si les résultats d'essai saisi dans TEXO sont partiels, les résultats des calculs thermiques et mécaniques sont erronés.

INTRODUCTION DES DONNÉES SPÉCIFIQUES AU MODULE TEXO ET LIMITES

Ces données permettant de caractériser l'exothermie d'un béton sont saisies sous la forme suivante :

Un ensemble de triplets (temps, température du béton, température du témoin (ou température initiale du béton dans le cas d'un essai adiabatique) retraçant l'histoire thermique du béton lors de l'essai de dégagement de chaleur. A cette courbe sont associés les coefficients de déperdition thermique du calorimètre (valeurs nulles dans le cas d'un essai adiabatique) et la capacité calorifique totale.

L'énergie d'activation apparente du béton préalablement déterminée à partir de deux essais initiés à deux températures différentes.

La première donnée renseigne sur la cinétique $\tilde{A}(r)$ et la quantité totale de chaleur dégagée, alors que la seconde donnée permet de caractériser la sensibilité du béton à une variation de température.

On doit préciser le domaine de validité des simulations résultant de la détermination de ces deux données. En ce qui concerne la courbe de dégagement de chaleur, on peut considérer que seules des simulations conduites pour des températures initiales du béton proches de celle de l'essai sont satisfaisantes. En général l'essai est réalisé pour une température initiale de 20 °C et les températures initiales des bétons lors des simulations comprises entre 5 et 35 °C. Il en va de même pour l'énergie d'activation. Par ailleurs, on recommande en général de choisir le type d'essai (adiabatique ou semi-adiabatique) en fonction de l'application (structure massive ou plutôt mince).

LA MATUROMÉTRIE ASSOCIÉE AUX OUTILS NUMÉRIQUES

La « Maturométrie » ou « Méthode de l'âge équivalent » permet de prendre en compte les effets couplés de la température et du temps, dans la prévision des résistances en compression au jeune âge du béton [12]. Elle s'appuie sur le concept d'âge équivalent dont la définition est issue de la loi d'Arrhenius

$$t_{eq} = \int_0^t \exp\left(-\frac{E_a}{R}\left(\frac{1}{T(\tau)} - \frac{1}{T_{réf}}\right)\right) d\tau \quad (15)$$

Moyennant un étalonnage préalable, une simple mesure de l'évolution de la température du béton in situ, permet alors d'en déduire sa résistance en compression. L'étalonnage préalable de la méthode consiste en la détermination de :

- l'évolution de la résistance en compression en fonction de l'âge équivalent à la température de référence (20°C en général soit 293 Kelvins) ;
- l'énergie d'activation apparente : E_a .

La maturométrie est généralement présentée comme une méthode à mettre en œuvre sur chantier afin de prédire au jeune âge, l'évolution mécanique du béton en place. Cependant, associée à des outils numériques, elle offre d'autres perspectives. En effet, comme nous venons de le voir précédemment, le module TEXO de CESAR-LCPC permet de simuler les champs de température au sein d'une structure. L'application de la maturométrie à partir des résultats des simulations thermiques – l'évolution de la température n'est pas mesurée, mais simulée – conduit aux capacités de résistance du béton en n'importe quel point de l'ouvrage et à n'importe quelle échéance. Ces capacités, exprimées en termes de résistance en compression, peuvent alors être comparées aux exigences mécaniques au jeune âge figurant dans le cahier des charges.

En fonction des résultats escomptés, il est possible de modifier la formule de béton choisie, l'échéance de décoffrage, le phasage de bétonnage ou bien encore de proposer la mise en place d'une cure thermique. Les résultats et les choix qui découlent de ce type d'étude amont dépendent bien sûr de la pertinence des modèles employés et des données matériaux saisies, ainsi que des

hypothèses simplificatrices faites lors de la modélisation. Elles sont cependant particulièrement intéressantes pour la préparation d'un chantier où les conditions de réalisation s'annoncent parfois délicates. De plus, elles permettent de limiter les essais à réaliser lors de la phase d'étude et d'aborder la réalisation effective de l'ouvrage de manière plus sereine.

TEXO-MEXO : UN OUTIL SIMPLE D'ANALYSE DES RISQUES DE FISSURATION

L'intérêt du chainage de ces deux modules de CESAR-LCPC est de fournir à la profession un outil simple d'analyse des risques de fissuration au jeune âge des structures en béton. « Outil simple » mais pas « simpliste » pour autant, car les simulations qu'il permet déjà de réaliser peuvent être assez fines pour envisager la complexité tridimensionnelle des structures représentées.

Cependant, il s'agit bien là d'évoquer seulement un « risque » de fissuration, car les calculs mécaniques restent basés sur une estimation élastique des états de contraintes. Ce risque est donc estimé à partir d'un critère de première fissuration qui peut, par exemple, s'exprimer par une comparaison de la contrainte principale majeure à une valeur de résistance en traction du matériau à l'âge correspondant au temps t du calcul. Cette résistance peut être déterminée directement en fonction du degré d'hydratation, donc de r , au même âge en supposant une relation linéaire entre les deux paramètres, à l'image de ce qui est proposé équation (12) pour la résistance à la compression. Comme ces calculs restent linéaires, sans mémoire de l'histoire de fissuration, ils peuvent conduire à une surestimation de l'état de contrainte réel (pas de relaxation des contraintes du fait de la fissuration, pas de prise en compte des effets différés) et donc du risque de fissuration lui-même.

La comparaison des zones les plus contraintes en traction avec un faciès de fissuration obtenu *in situ* est théoriquement impossible car le modèle mécanique ne tient pas compte des mécanismes de fissuration. Cependant les résultats des modélisations peuvent permettre en première approche de situer les zones à risques et d'identifier (ou discriminer) des solutions techniques.

CAS PRATIQUE

■ Présentation de l'étude et de son contexte

Si l'influence du comportement au jeune âge du béton peut souvent se limiter à des approches simples dans de nombreux cas, pour certaines structures plus complexes ou comportant des pièces massives ou élancées, il devient nécessaire d'appréhender l'impact de ce phénomène, en amont de leur réalisation, afin de minimiser le risque de fissuration au jeune âge.

Pour cette dernière raison, une approche spécifique a été mise en œuvre dans le cadre de la réalisation des superstructures des caissons qui constituent la partie principale de la digue du Port de Tanger RORO au Maroc (figures 1 et 2).

figure 1

Vue d'ensemble de la digue en cours de construction.

figure 2

Vue de dessus d'un caisson pendant la réalisation des voiles de superstructures.



1 | 2

En effet, les voiles de superstructures ont été en grande partie coulés en place après mise à l'eau et positionnement de la partie basse des caissons. Préalablement préfabriqués à l'aide d'un coffrage glissant ils ont une géométrie courbe et comportent un nœud pouvant présenter une concentration de contraintes lors des phases de refroidissement du béton suivant sa prise.

L'objet de l'étude a consisté à étudier différentes solutions de phasage de réalisation pour déterminer celle qui minimiserait le risque d'apparition de contraintes de traction résiduelles susceptibles de générer une fissuration permanente.

■ Méthode et modèle de calcul

Pour cette étude, une modélisation tridimensionnelle a été réalisée à l'aide du progiciel CLEO (la nouvelle interface de CESAR-LCPC). Dans un premier temps, un calcul thermique avec le module TEXO est lancé. Il fournit le champ de températures $T(t)$ ainsi qu'un degré d'avancement de l'hydratation du béton $r(t)$. Ces résultats servent ensuite de données d'entrée au modèle mécanique qui par un calcul élastique – module MEXO – donne le champ de contraintes dans la structure en fonction des propriétés mécaniques calculées à chaque instant selon les champs $T(t)$ et $r(t)$ ($E(r)$...).

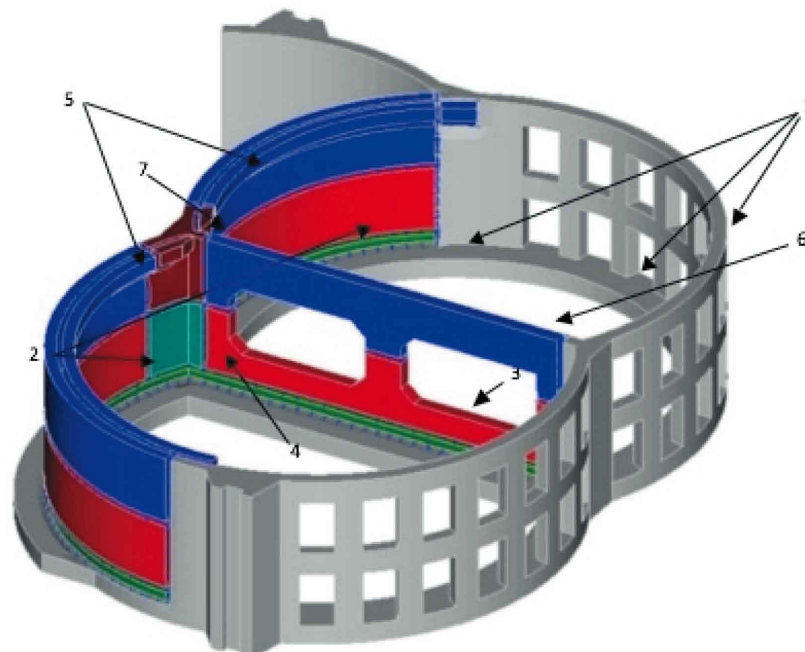
La **figure 3** représente le modèle de calcul et décrit la géométrie de ces voiles.

■ Phasages de construction étudiés

Le modèle est conçu pour permettre l'étude de 4 phasages différents pour le coulage de ces voiles. Ces configurations sont les suivantes :

- Configuration M1 : Ensemble plots 2 à 7 coulés simultanément

figure 3
Géométrie du modèle
de calcul.



1	Dalle à + 4,50 m ZH + talonnette + jarlans	5	Voiles arrières - partie supérieure
2	Voiles arrières - partie inférieure	6	Voile central - partie supérieure
3	Voile central - partie inférieure	7	Nœud central - partie supérieure
4	Nœud central - partie inférieure		

Longueur développée de chacun des voiles arrières : 13,35 m
 Longueur voile central de refend : 14,77 m
 Hauteur : 6,50 m
 Epaisseur : 0,50 m

- Configuration M2 : 1^{re} levée plots 2, 3, 5 et 6, puis 2^e levée 4 et 7
- Configuration R1 : 1^{re} levée 2 et 3, 2^e levée 5 et 6, 3^e levée 4 et 7
- Configuration R2 : 1^{re} levée 2 et 4 ; 2^e levée 5 à 7

Dans tous les cas, les éléments de structure déjà réalisés (dalle à + 4,50 et voiles (partie grisée sur la **figure 3**) sont considérés comme totalement durcis (âge supérieur à 28 jours) au moment du coulage des plots 2 à 7. Par ailleurs, l'ensemble du ferrailage des voiles (**figure 4**) étant réalisé avant bétonnage, tous les calculs supposent un décalage temporel de 48 heures entre coulage de 2 levées consécutives.

figure 4
Détails du voile central et du nœud entre les voiles courbes.



■ Données d'entrée pour les calculs thermiques

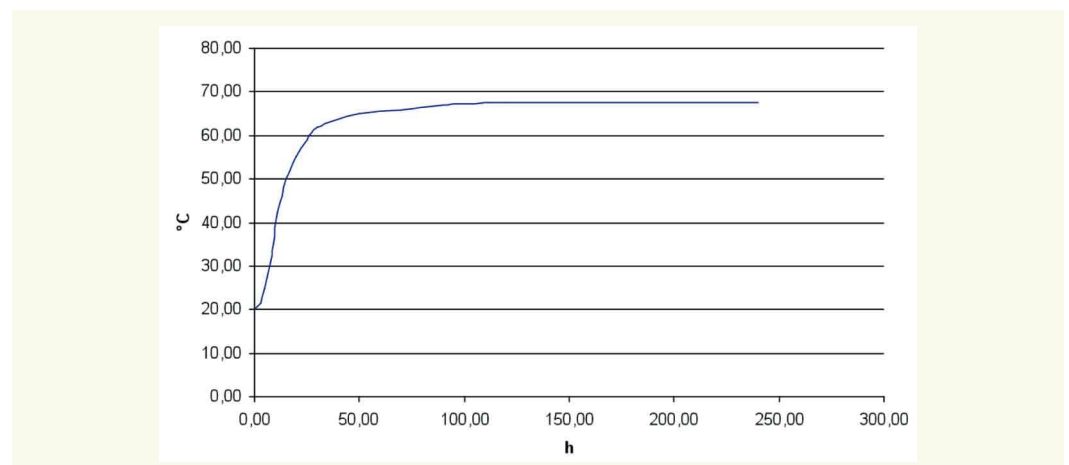
► Béton

Pour le béton les principales caractéristiques utilisées sont les suivantes :

- Type de béton : B50
- Module d'Young : $E = 40\,520\text{ MPa}$
- Coefficient de dilatation thermique : $\alpha = 10^{-5}\text{ K}^{-1}$
- Retrait endogène final : $\varepsilon_f = 8,4 \cdot 10^{-5}$
- La courbe Q_{AB} (**figure 5**)
- Capacité calorifique : $C = 666,7\text{ Wh/m}^3/\text{K}$
- Conductivité : $K = 1,67\text{ W/m/K}$

Le béton est coulé avec une température initiale de 20°C dans un environnement où la température extérieure est supposée constante sur la durée d'étude et égale à 25°C.

figure 5
Courbe Q_{AB} corrigée.



› Conditions aux limites

Les coefficients d'échange thermique entre le béton et le milieu extérieur sont :

- Cas banché ou à l'air libre : $\lambda = 6 \text{ W/m}^2/\text{°C}$
- Échanges sur les autres éléments que les voiles : $\lambda = 3 \text{ W/m}^2/\text{°C}$

Pour ce modèle, les conditions aux limites mécaniques utilisées correspondent à un blocage de la dalle sur lequel sont coulés les voiles objet de l'étude.

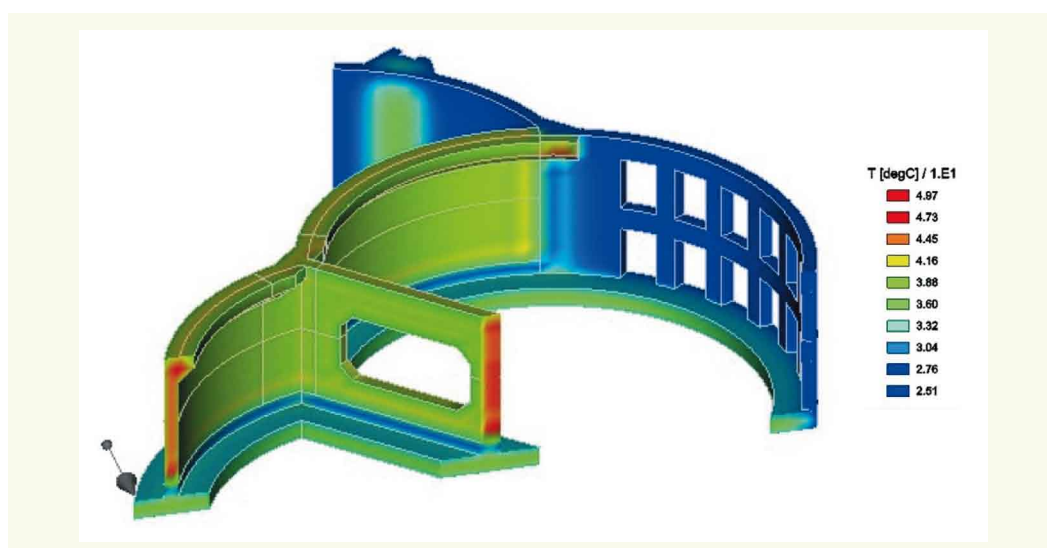
■ Résultats

› Températures

Comme recherché, l'analyse des résultats a porté pour chaque calcul sur les élévations et les gradients de températures entre les différentes pièces et leur comparaison.

La **figure 6** fournit un exemple de sortie graphique réalisée à l'aide du logiciel, sur laquelle apparaissent, pour un instant donné, les zones d'iso-valeurs de température dans les éléments de la structure dont une partie à été coupée pour montrer la température au cœur des voiles.

figure 6
Iso-valeurs de températures.



L'exploitation des résultats sur un modèle 3D est un peu plus complexe que pour un modèle plan. Elle s'opère en étudiant des variations de température en fonction du temps pour des groupes de points ou des coupes judicieusement identifiées et sélectionnées sur des sorties du même type que celle présentée ci-dessus.

› Déformations - Contraintes

De la même manière, pour chaque pas de temps, les différentes contraintes principales et déformées peuvent être visualisées et analysées.

La **figure 7** présente, à un instant t , pour le phasage M1, la géométrie déformée de la structure avec les valeurs de déplacement (ici dans le sens u parallèle au voile central).

La **figure 8**, donne, au même instant, les iso-valeurs de contraintes de traction dans le même cas (M1) qui a donné les résultats les plus élevés.

› Risque de fissuration

Le principe de l'analyse de la susceptibilité à fissuration du béton est basé sur la comparaison de la contrainte de traction, dans un élément, donnée par le calcul, avec sa résistance estimée, au même âge (soit environ 10 % de la résistance à la compression).

figure 7
Iso-valeurs de déplacement
dans le sens parallèle au
voile central.

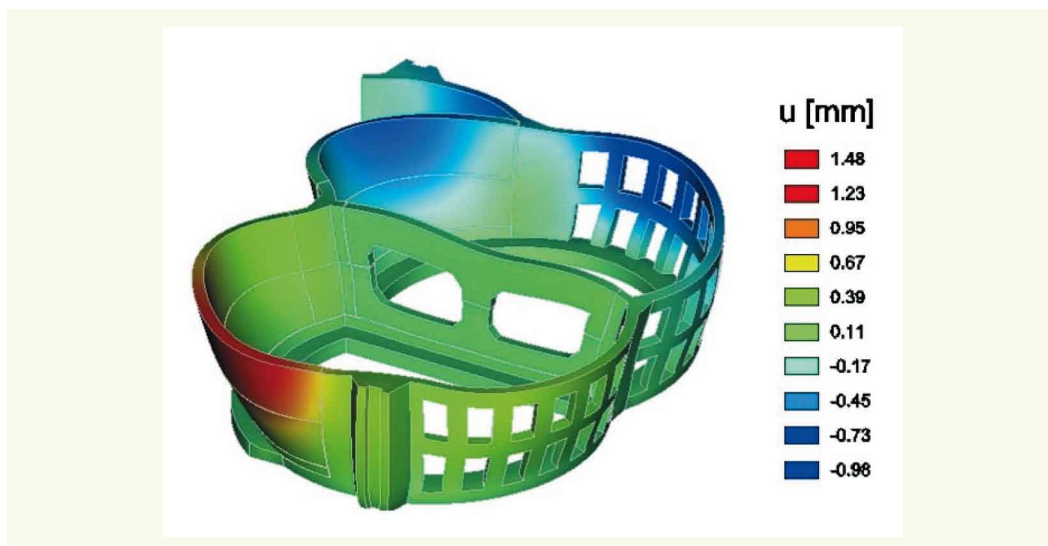
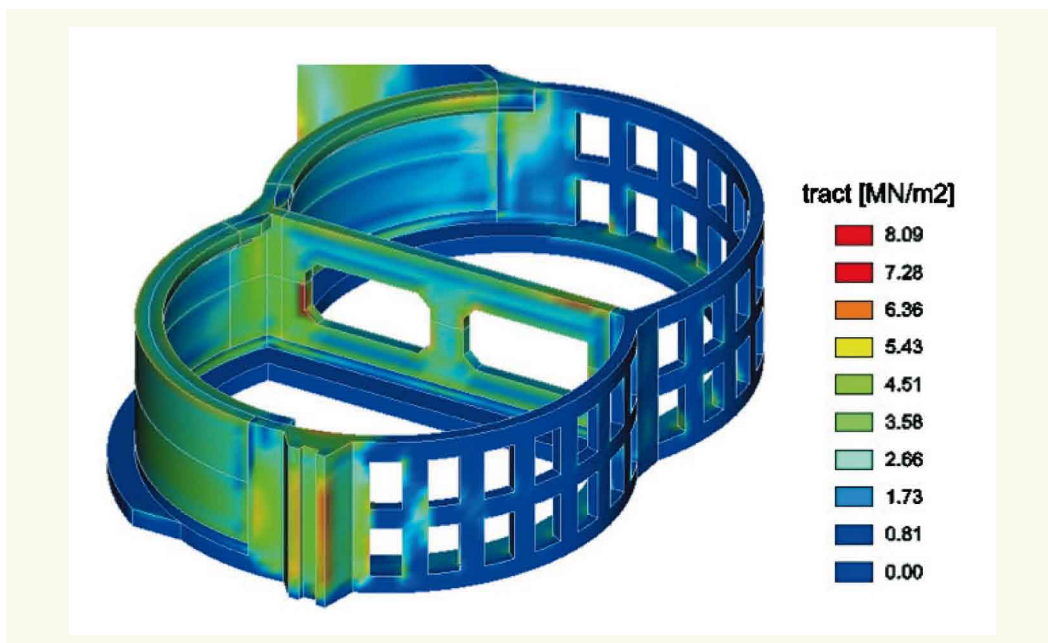


figure 8
Iso-valeurs de contrainte
de traction.



Étant donné que la loi de comportement utilisée pour le béton est élastique, cette approche est relativement conservatrice dans la mesure où le modèle ne tient pas compte d'une éventuelle redistribution de contraintes post-fissuration.

Le retour d'expérience montre que l'on peut s'autoriser une certaine souplesse sur l'estimation de cette résistance en fonction du type de fissuration admise pour l'ouvrage concerné.

■ Conclusion de l'étude

La comparaison des résultats entre les différents scénarii envisagés a permis de montrer d'une part la nécessité de réaliser le nœud central dans un deuxième temps afin de ne pas générer de contraintes de traction excessives à l'interface avec les voiles, et d'autre part que l'influence de la hauteur de coulage des voiles (en 1 ou 2 levées) était négligeable. Par ailleurs, la solution M2 a été préconisée car présentant un très faible risque de fissuration au jeune âge malgré le fait de couler les voiles sur toute la hauteur en une seule phase.

CONCLUSION GÉNÉRALE

Ce document est une succincte présentation des outils simples de simulation du comportement thermomécanique du béton au jeune âge et d'analyse des risques de fissuration. Ces outils permettent de conduire des études en amont de la construction et d'optimiser le choix de la formule de béton, le phasage de bétonnage et la mise en place d'une cure thermique par exemple. L'expérience et le recul que nous pouvons avoir sur leur utilisation concrète montrent qu'elles sont à même de donner des résultats pertinents, surtout dans le cas de structures massives.

Cependant leur simplicité apparente ne doit pas faire oublier qu'elles ne peuvent pas tout prédire. Les hypothèses sur lesquelles elles sont basées ne sont pas suffisamment fines pour par exemple prédire de façon fiable un état réel de fissuration ou d'endommagement de la peau de l'ouvrage. Or ce point est primordial dans le cas d'une étude de durabilité de l'ouvrage particulièrement, par exemple, pour l'estimation des risques de corrosion des armatures. De nombreuses recherches sont actuellement entreprises sur ce point, notamment au LCPC.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- 1 **HUMBERT P.**, CESAR-LCPC : un code général de calcul par éléments finis. *Bulletin de Liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, n° 160, pp. 112-115, mars-avril, **1989**.
- 2 Logiciels LPC : CESAR-LCPC, Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, ISBN 2-7208-8520-0, pp. 58-65, **1994**.
- 3 **LE CHATELIER H.**, Sur les changements de volume qui accompagnent le durcissement des ciments, *Bull. de la société pour l'Encouragement de l'Industrie Nationale*, Paris, 5e série, vol 5, pp. 54-57, **1900**.
- 4 **BYFORS J.**, Plain concrete at early ages, *CBI Research N°3* :80, 464 p., Swedish Cement and Concrete Research Institute, Stockholm, Sweden, **1980**.
- 5 **ULM F.-J., COUSSY O.**, Modelling of Thermo-mechanical Couplings of Concrete at Early Ages, *Journ. of Eng. Mech.*, July, pp. 785-794, **1995**.
- 6 **POWERS G., BROWNWARD T. L.**, Studies of the physical properties of hardened Portland cement paste, *Res. Bull. 22*, Portland Cement Association, Skokie, **1948**.
- 7 **ULM F.-J., COUSSY O.**, What is a "massive" concrete structure at early ages? Some dimensional arguments, *Journ. of Eng. Mech.*, May, pp. 512-522, **2001**.
- 8 **BENBOUDJEMA F., TORRENTI J.-M.**, Early age behaviour of concrete nuclear containments, *Nuclear Eng. And Design*, 238, pp. 2495-2506, **2008**.
- 9 **ACKER P., TORRENTI J.-M., ULM F.-J.**, eds, *Comportement du béton au jeune âge*, Hermès-Lavoisier, ISBN 2-7462-0985-3, **2004**.
- 10 **GLUAIS A.**, *Essais quasi adiabatiques sur bétons (QAB)*, projet de mode opératoire FAER n° 1.30.12.3 du 14 mars **1985**.
- 11 **ALEGRE H.**, La calorimétrie des Ciments au CERILH, *Publication Technique* n° 119, CERILH, **1961**.
- 12 Résistance du béton dans l'ouvrage – La maturométrie, *Coll. Techniques et Méthodes des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, Guide Technique, LCPC, ISSN 1151-1516, 66 p., mars, **2003**.
- 13 **BOULAY C., TORRENTI J.M., ANDRÉ J.L., SAINTILAN R.**, Essais avec le calorimètre quasi adiabatique pour bétons, *BLPC*, n° 278, **2010**, pp. 19-36.