

Simulations numériques des essais semi-adiabatiques QAB et Langavant : analyse et comparaison à des mesures expérimentales

Matthieu BRIFFAUT*
Georges NAHAS

*LMT Cachan/ENS Cachan/CNRS UMR8535/
UPMC/PRES Université Paris-Sud Paris,
Cachan, France
Institut de radioprotection
et de sûreté nucléaire,
Fontenay-aux-Roses, France*

Farid BENBOUDJEMA
*LMT Cachan/ENS Cachan/CNRS UMR8535/
UPMC/PRES Université Paris-Sud Paris,
Cachan, France*

Jean-Michel TORRENTI
*Université Paris-Est, Laboratoire central
des Ponts et Chaussées, Paris, France*

RÉSUMÉ

Dans cette étude, nous avons comparé les résultats de simulations numériques et de mesure expérimentale concernant deux types de calorimètre semi-adiabatique. Ces essais sont particulièrement intéressants car simples et faciles à mettre en œuvre. Néanmoins, leur analyse peut s'avérer délicate car elle s'appuie sur des hypothèses fortes que nous avons voulu vérifier par des calculs aux éléments finis. Cette étude a donc permis d'établir la validité de ces hypothèses et de montrer que certaines simplifications du protocole aboutissent à une erreur importante sur les résultats. D'autre part, nous avons étudié l'influence d'un paramètre clé de la modélisation de l'hydratation d'un matériau cimentaire - l'énergie d'activation - pour mettre en exergue le fait que sa détermination devait se faire en même temps que l'affinité chimique.

Numerical simulations of the QAB and Langavant semi-adiabatic tests: Analysis and comparison with an experimental measurement campaign

ABSTRACT

In this paper, experimental and numerical results on two types of semi-adiabatic tests have been compared. These types of tests are of particular interest since they are simple and straightforward to perform. However, analysis of these tests may still be difficult since several underlying assumptions need to be addressed. A numerical study has also been undertaken in order to validate or reject some of these assumptions, which are capable of leading to misleading results. Moreover, the effect of activation energy, which plays a key role in the prediction of hydration, has been studied. Results indicate the need for a dual study to both identify and predict early-age behavior of massive concrete structures.

* AUTEUR À CONTACTER :

Matthieu BRIFFAUT
briffaut@lmt.ens-cachan.fr

INTRODUCTION

Afin de déterminer le dégagement de chaleur ou l'évolution du degré d'hydratation dans des éléments en béton, les essais semi-adiabatiques sont particulièrement intéressants car ils sont simples et faciles à mettre en œuvre par rapport à un essai adiabatique. Ainsi, les essais semi-adiabatiques sont moins chers et peuvent être effectués sur chantier. En effet, dans les essais dits adiabatiques, les pertes de chaleur de l'échantillon vers l'environnement extérieur sont compensées par le maintien de l'environnement de l'échantillon à la même température que l'échantillon lui-même. Cela nécessite donc une source de chaleur asservie. Nous pouvons par exemple citer les travaux de Suzuki [20], Coole [7], Bamforth [3], et Costa [9] (une revue plus exhaustive des différents calorimètres adiabatiques est disponible dans SpringerSchmidt [19]). Dans les essais dits semi-adiabatiques, les pertes de chaleur sont simplement limitées par une isolation thermique. Les calorimètres semi-adiabati-

ques peuvent être classés en deux catégories en fonction du type d'isolation thermique (vide poussé ou matériau isolant). Nous avons alors décidé d'étudier un essai calorimétrique de chaque type :

- l'essai de la bouteille de Langavant normalisé [11] ;
- l'essai QAB développé au LCPC [1].

L'interprétation des résultats semi-adiabatiques nécessite classiquement l'étalonnage de l'appareil (détermination du coefficient de déperdition thermique α et de sa capacité thermique μ). Ainsi, connaissant la capacité thermique de l'éprouvette en béton, l'évolution de la température du béton $T_{\text{béton}}$ et de la température extérieure T_{ext} , la quantité de chaleur dégagée q lors de l'hydratation s'écrit :

$$\begin{aligned} q(t_{\text{sa}}) &= C_{\text{béton}} (T_{\text{ad}}(t_{\text{sa}}) - T_{\text{ad}}(t_{\text{sa}} = 0)) \\ &= C_{\text{tot}} (T_{\text{béton}}(t_{\text{sa}}) - T_{\text{béton}}(t_{\text{sa}} = 0)) + \int_0^{t_{\text{sa}}} (a + b\theta(t))\theta(t) dt \end{aligned} \quad (1)$$

où $C_{\text{béton}}$ est la capacité thermique du béton seul [$\text{J}\cdot^{\circ}\text{C}^{-1}$], $C_{\text{tot}} = C_{\text{béton}} + \mu$ est la capacité calorifique totale (béton + calorimètre), a [W] et b [$\text{W}\cdot^{\circ}\text{C}^{-1}$] sont les coefficients de déperdition du calorimètre (tel que $\alpha = a + b\theta$), t_{sa} [s] est le temps réel de l'essai semi-adiabatique, $\theta = T_{\text{béton}} - T_{\text{ext}}$ est l'échauffement [$^{\circ}\text{C}$] et T_{ad} est la température théorique du béton dans des conditions adiabatiques [$^{\circ}\text{C}$].

La réaction d'hydratation étant exothermique, il faut corriger le temps pour se ramener à une température de référence (par exemple la température virtuelle T_{ad} qui se serait développée dans un essai adiabatique). Ainsi, le dégagement de chaleur d'un essai adiabatique sera plus rapide, et le passage entre l'échelle de temps associée à l'essai semi-adiabatique t_{sa} et celle de l'essai adiabatique t_{ad} s'obtient à l'aide de la relation suivante (en supposant que la thermo-activation est régie par la loi d'Arrhenius [12, 16]) :

$$t_{\text{ad}} = \int_0^{t_{\text{sa}}} e^{\frac{E_a}{R} \left[\frac{1}{(273+T_{\text{ad}}(t))} - \frac{1}{(273+T_{\text{béton}}(t))} \right]} dt \quad (2)$$

où E_a est l'énergie d'activation du ciment [$\text{J}\cdot\text{mol}^{-1}$] et R est la constante des gaz parfaits [$8,314 \text{ J}\cdot\text{mol}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$].

A partir de ces résultats, il est possible de déterminer la quantité de chaleur dégagée lors de l'hydratation quelle que soit l'histoire de température, ainsi que l'évolution du degré d'hydratation (à partir de la thermochimie, cf. par exemple [21]). En effet, la chaleur latente d'hydratation L [$\text{J}\cdot\text{m}^{-3}\cdot^{\circ}\text{C}^{-1}$] et l'affinité chimique normalisée $\tilde{A}(\xi)$ [s^{-1}] (paramètres matériaux nécessaires à la modélisation, cf. « Modélisation d'un essai QAB, Modèle thermique ») peuvent être déduites à partir des corrections précédentes :

$$L = c \frac{(T_{\infty}^{\text{ad}} - T_0^{\text{ad}})}{\xi_{\infty}} \text{ et } \tilde{A}(\xi) = \xi_{\infty} \frac{dT^{\text{ad}}/dt}{T_{\infty}^{\text{ad}} - T_0^{\text{ad}}} \exp\left(\frac{E_a}{RT(t)}\right) \quad (3)$$

Où ξ est le degré d'hydratation, ξ_{∞} est le degré d'hydratation final, T est la température [K] et c la capacité calorifique volumique [$\text{J}\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{K}^{-1}$], T_{∞}^{ad} est la température adiabatique finale (i.e. $\xi = \xi_{\infty}$), T_0^{ad} est la température adiabatique initiale (i.e. $\xi = 0$).

Par contre, plusieurs inconvénients à cette analyse existent :

- Il est nécessaire de connaître l'énergie d'activation du ciment. Elle peut être estimée à partir de certaines caractéristiques du ciment [17]. Plusieurs méthodes expérimentales existent pour la caractériser (cf. par exemple [10]). Par contre, elle dépend de la température et la valeur obtenue est différente en fonction de la méthode utilisée. En effet, plusieurs réactions d'hydratation se produisent avec différentes valeurs d'énergies d'activation et des cinétiques différentes.
- L'étalonnage des dispositifs semi-adiabatiques s'effectue en régime permanent. Or l'essai s'effectue en régime transitoire.

C'est pourquoi des simulations numériques de ces dispositifs semi-adiabatiques ont été menées afin de vérifier d'une part notre capacité à reproduire numériquement les essais à partir des données expérimentales et d'autre part à vérifier qu'en régime transitoire, les coefficients de perte des calorimètres continuent à s'écrire sous la forme $\alpha(\theta) = a + b\theta$.

De plus, lors de la réalisation d'un essai de type Langavant, il pourrait être pratique de réaliser la mesure de température dans l'air, au dessus de l'échantillon de mortier en considérant que la totalité de la chambre du calorimètre est à la même température (afin de pouvoir réutiliser directement la sonde de température). Il nous paraît important de vérifier expérimentalement et numériquement si cette hypothèse est justifiable et de quantifier l'erreur sur les résultats finaux (évolution du degré d'hydratation et chaleur latente d'hydratation du béton).

Finalement, nous avons réalisé une étude paramétrique sur l'énergie d'activation, utilisée pour exploiter les résultats des essais semi-adiabatiques, afin de déterminer le degré de précision nécessaire de cette valeur pour un calcul de température sur un élément massif en béton, à titre d'exemple.

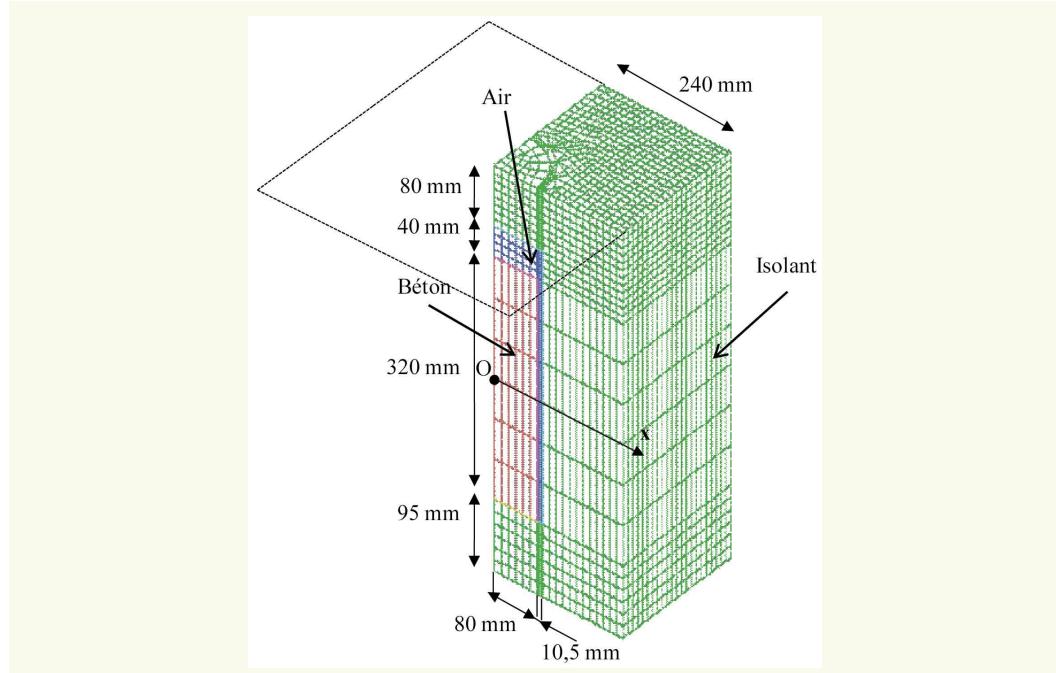
MODÉLISATION D'UN ESSAI QAB

■ Maillage et modèle utilisé

➤ Maillage

Dans l'essai QAB, l'échantillon testé est de forme cylindrique alors que le calorimètre est lui de forme parallélépipédique. Ainsi, une modélisation axisymétrique serait trop simplificatrice et nous avons opté pour une modélisation tridimensionnelle représentant un quart de l'ensemble échantillon-calorimètre pour des raisons de symétrie (*cf. figure 1*).

figure 1
Maillage du quart de
l'essai QAB.



➤ Modèle thermique

L'évolution de la température est obtenue par résolution de l'équation de la chaleur qui inclue le dégagement de chaleur dû à la réaction d'hydratation :

$$CT = \nabla(k\nabla T) + L\dot{\xi} \quad (4)$$

où k est le coefficient de conduction thermique [$\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$]. Ce paramètre, ainsi que la chaleur latente d'hydratation et la capacité calorifique volumique, peuvent être considérés comme constants

au cours du temps [15, 23]. Les effets de la convection et du rayonnement dans l'air à l'intérieur du calorimètre sont intégrés dans les coefficients de conduction simplifiant ainsi la modélisation (*cf. tableau 1*, « Modélisation de l'essai Langavant, *Modèle thermique* » et [13]).

On utilise ensuite une relation de type Arrhenius, dans une notation proposée par Ulm et Coussy [21] pour la thermo-activation :

$$\dot{\xi} = \tilde{A}(\xi) \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right) \quad (5)$$

Dans les équations (4) et (5), la chaleur latente d'hydratation et l'affinité chimique normalisée sont issues de l'analyse d'un essai QAB réalisé au LCPC sur un béton proche des bétons utilisés dans les ouvrages massifs.

Les conditions aux limites sont de type convectif. Le flux de chaleur φ s'écrit sous la forme suivante :

$$\varphi = h(T_s - T_{ext}) \mathbf{n} \quad (6)$$

où h est le coefficient d'échange par convection [$\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$], T_s est la température à la surface du calorimètre [K], T_{ext} est la température ambiante [K] et \mathbf{n} est le vecteur unitaire normal à la surface. Il est à noter que le paramètre h intègre également les échanges par rayonnement (qui sont linéarisés vu la faible plage de variation de la température, *cf. « Modélisation de l'essai Langavant, *Modèle thermique* » et [13]*). La valeur de ce paramètre pour la face libre correspond à la valeur proposée dans les règles ThK 77 (*cf. tableau 1*).

Les paramètres thermiques utilisés sont donnés dans le **tableau 1**. La capacité thermique de l'isolant a été identifiée à partir de la mesure de la capacité thermique globale du QAB (mesurée lors de l'étalonnage à $3266 \text{ J}\cdot\text{K}^{-1}$).

tableau 1
Paramètres thermiques utilisés lors des simulations numériques de l'essai QAB.

	$h [\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}]$	$k [\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}]$	$C [\text{J}\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{°C}^{-1}]$	$L [\text{W}\cdot\text{m}^{-3}]$	$E_a/R [\text{K}]$
Air		0,088 ⁽¹⁾	1200		
Isolant		0,03	14 680		
Béton		1,7	$2,4 \times 10^6$	$154,7 \times 10^6$	5 500
Face sol	0,6 [6]				
Faces libres	9 ⁽²⁾				

⁽¹⁾ La conductivité thermique de l'air est de $0,0257 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ à 20°C . La valeur (plus importante) proposée dans ce tableau tient compte des échanges convectifs et radiatifs [13].

⁽²⁾ Valeur proposée pour une face verticale par les règles ThK 77 tenant compte des échanges convectifs et radiatifs.

■ Analyse des résultats

Les calculs présentés dans cette étude ont été réalisés à l'aide du code de calcul aux éléments finis Cast3m développé par le Commissariat à l'énergie atomique (CEA). Les résultats des simulations en termes d'évolution temporelle de la température dans le QAB sont présentés dans la **figure 2**.

Dans cette figure, on constate une bonne concordance entre les résultats numériques et ceux obtenus lors de l'essai QAB en terme de cinétique et en terme de valeur maximale obtenue. En effet, d'une part, la modélisation a été simplifiée (non prise en compte des ponts thermiques au niveau du couvercle et du passage du thermocouple, non prise en compte de l'enveloppe rigide du calorimètre, géométrie modélisée régulière alors que ce n'est pas le cas dans la réalité). D'autre part, la précision des sondes de température est de l'ordre du degré.

Dans la **figure 3**, on observe que les profils des températures au cours du temps font apparaître un palier de température lorsque l'abscisse est inférieure à $0,08 \text{ m}$ (*i.e.* dans le béton). Ceci montre que le gradient de température au sein du béton est faible (un positionnement précis de la sonde de température n'est donc pas nécessaire). Ceci peut également se voir sur la **figure 4**, où sont reportés les iso-valeurs de températures à différents instants.

figure 2
Évolution temporelle de la température au point O (situé au centre de l'éprouvette en béton, voir figure 1).

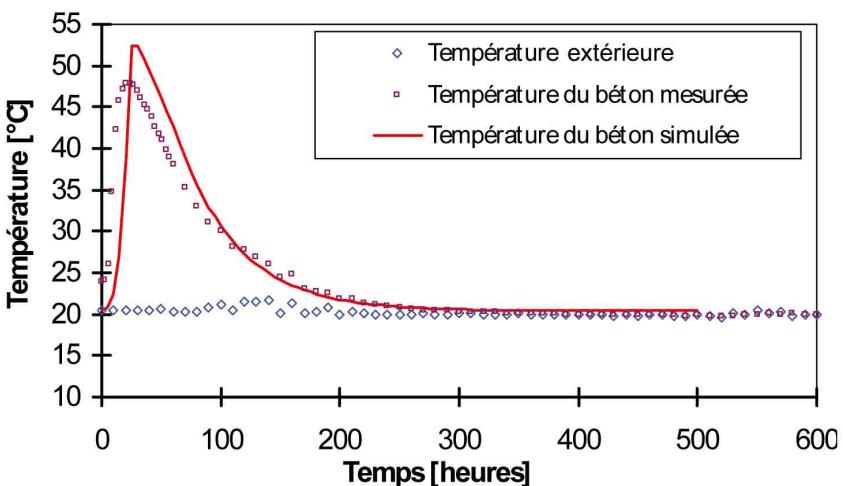
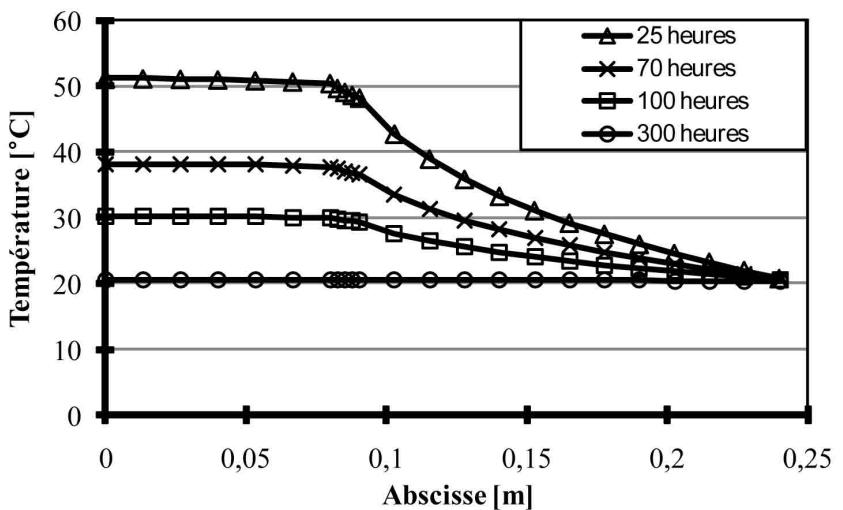


figure 3
Évolution spatiale modélisée de la température dans l'essai QAB selon l'axe x QAB (voir figure 1) à différents instants.



La **figure 5** compare les résultats en régime transitoire (à 25 heures) et en régime permanent (la température du béton est imposée uniformément à 51,1 °C, ce qui correspond à la température au centre de l'éprouvette en béton à 25 heures, et la température extérieure est imposée à 20,2 °C). Il est à noter que le régime permanent est atteint très rapidement (au bout de 10 heures environ). On constate que les 2 courbes sont quasi superposées. Ceci est conforme au résultat précédent, en effet, l'isolant possède une conductivité thermique faible, mais sa capacité calorifique volumique l'est également, ainsi son coefficient de diffusion thermique (conductivité thermique divisée par capacité calorifique volumique) est élevé (du même ordre de grandeur que celui du béton). Ceci valide la méthode d'étalonnage en régime permanent.

La correction proposée dans l'**équation (1)** suppose que la température dans l'isolant est homogène et égale à la valeur de celle du béton. Or, les **figures 3 et 4** montrent que la température n'est pas uniforme dans l'isolant. Afin de voir les limites de cette approximation nous comparons dans la **figure 6**, les quantités $q_{i1} = \int_0^t C_{\text{iso}} (T_{\text{iso}}(t) - T_{\text{iso}}(0)) dV_{\text{iso}}$, où $C_{\text{iso}} = 14\,680 \text{ J}\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{K}^{-1}$ (cf. **tableau 1**) est la capacité calorifique volumique de l'isolant et $q_{i2} = C_{\text{iso}} (T_{\text{béton}}(t) - (T_{\text{béton}}(0)))$, où $C_{\text{iso}} = 3266 \text{ J}\cdot\text{K}^{-1}$ est la capacité calorifique totale de l'isolant (en supposant que la température du béton est uniforme et égale à sa valeur au centre $T_{\text{béton}}$, ce qui est réaliste, cf. **figure 3**). On constate (**figure 6a**) un écart important entre ces 2 quantités (un rapport de 135 quasi constant dans le temps entre q_{i2} et q_{i1}), ce qui semble en contradiction avec l'équation de correction (1).

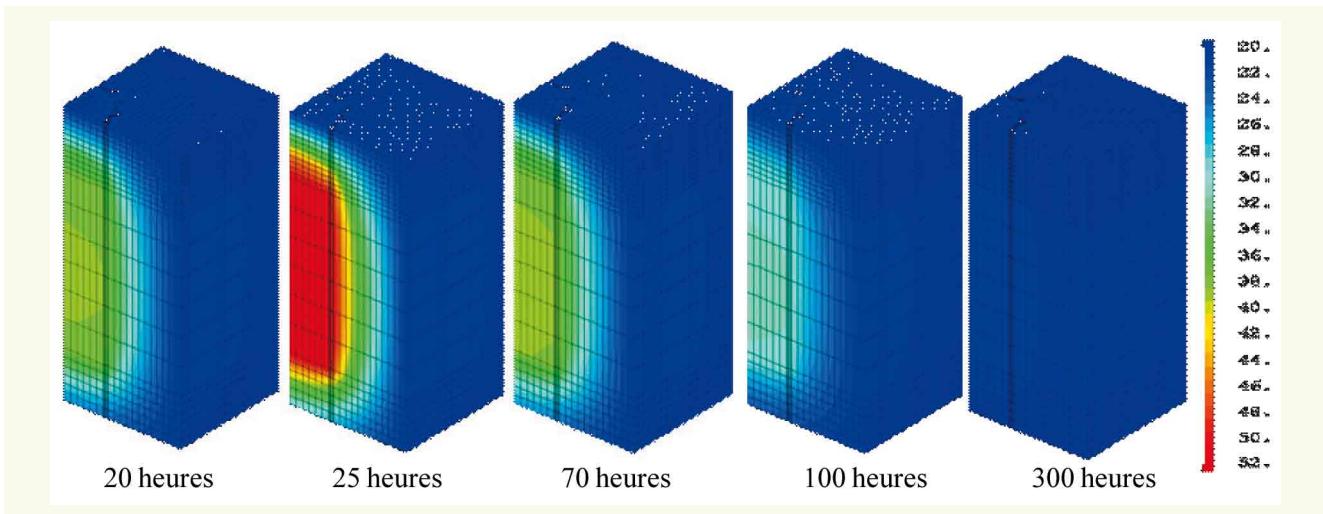
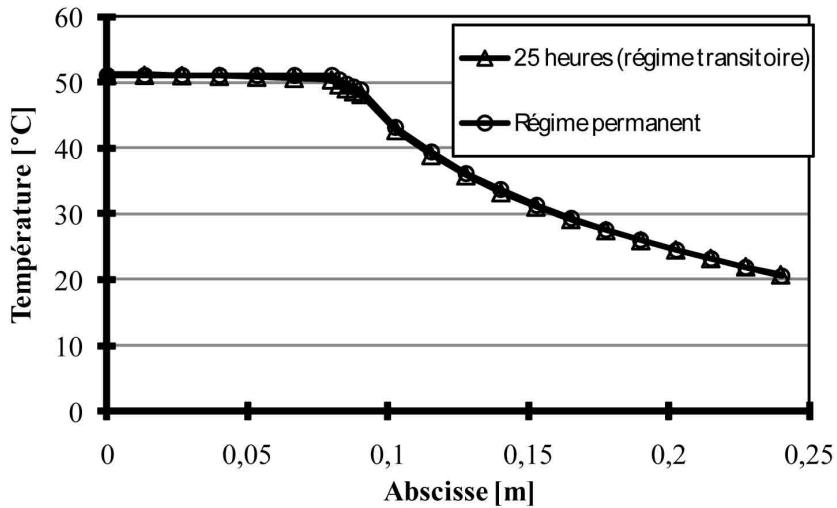


figure 4

Isovaleurs de température à différents instants pendant l'essai QAB.

figure 5

Évolution spatiale de la température dans l'essai QAB selon l'axe x (voir figure 1) à 25 heures et en régime permanent (température du béton imposée uniformément à 51,1 °C).



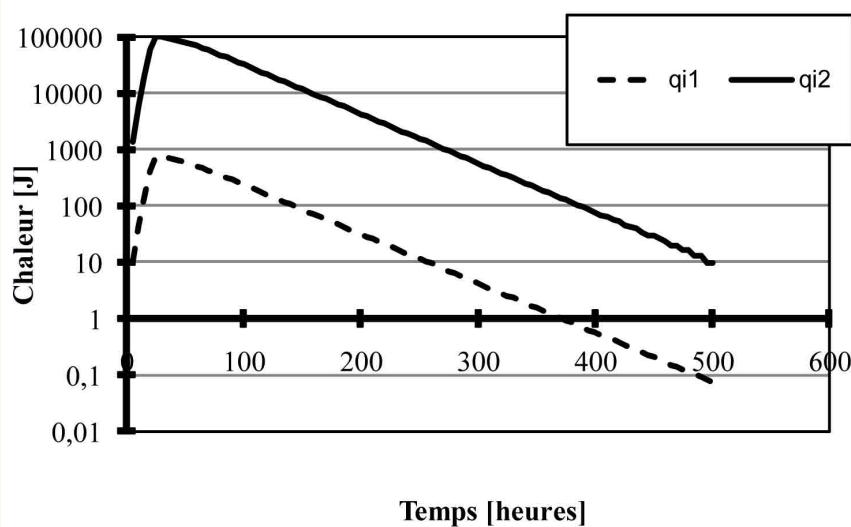
Néanmoins, il est à noter que la capacité thermique totale du béton (C_{tot}) est égale à 15 440 J·K⁻¹ et donc environ 5 fois supérieure à celle de l'isolant (3266 J·K⁻¹). La capacité thermique totale de l'air est négligeable (3,4 J·K⁻¹). Nous comparons donc également les quantités $q_{t1} = \int_0^t C_{\text{iso}}(T_{\text{iso}}(t) - T_{\text{iso}}(0)) dV_{\text{iso}} + C_{\text{bét}}(T_{\text{bét}}(t) - T_{\text{bét}}(0)) dV_{\text{bét}}$ et $q_{t2} = C_{\text{tot}}(T_{\text{béton}}(t) - (T_{\text{béton}}(0)))$ (correspondant à la correction proposée dans l'[équation \(1\)](#)). On constate ([figure 6b](#)) alors le faible rôle joué par l'isolant dans le calcul de la chaleur accumulée (mais non dans le calcul des pertes, puisqu'il les réduit à travers les coefficients a et b). En effet, on constate qu'on a approximativement

$\int_0^t C_{\text{bét}}(T_{\text{bét}}(t) - T_{\text{bét}}(0)) dV_{\text{bét}} \approx 680 \int_0^t C_{\text{iso}}(T_{\text{iso}}(t) - T_{\text{iso}}(0)) dV_{\text{iso}}$ tout au long de l'essai. Ainsi, l'[équation \(1\)](#) peut être utilisée.

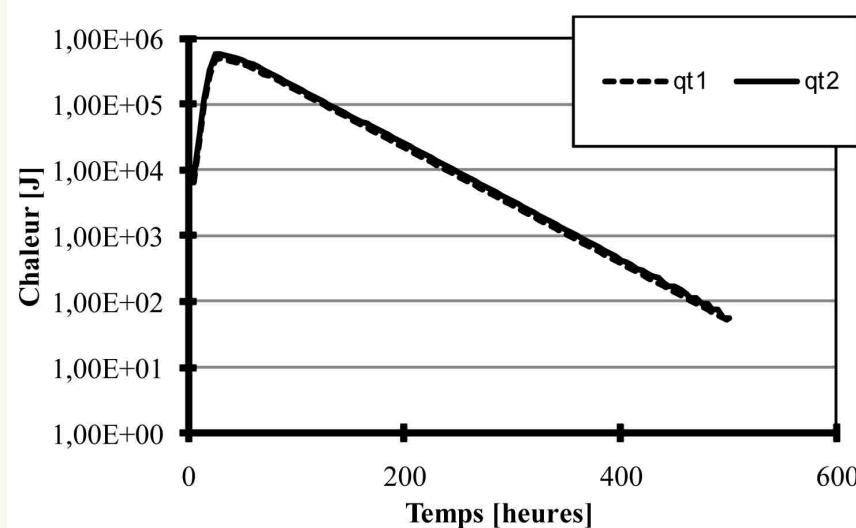
La [figure 7](#) confirme qu'une loi du type $y = a(\theta) \cdot \theta$ (avec $a(\theta) = a + b\theta$ avec b faible par rapport à a) pour le calcul des pertes est acceptable. Les résultats numériques et expérimentaux en ce qui concerne les flux perdus sont proches bien que légèrement plus faibles dans notre modélisation. Ceci explique la surestimation de la température maximale au cours de l'essai (*cf.* [figure 2](#)), qui est donc due à la sous-estimation des pertes de chaleur.

figure 6a

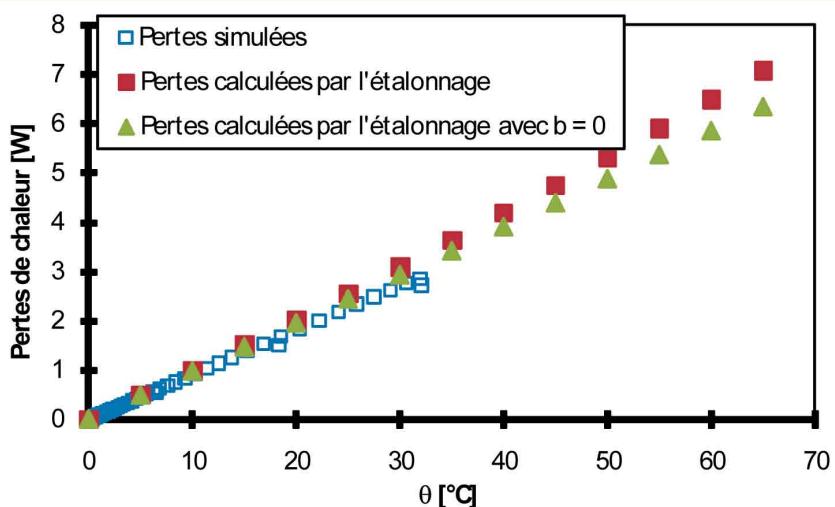
Évolution de la chaleur accumulée dans l'isolant q_{il} . Comparaison avec la valeur proposée dans la correction du QAB (q_{i2}).

**figure 6b**

Évolution de la chaleur accumulée dans l'ensemble du caisson (béton, air + isolant = q_t). Comparaison avec la valeur proposée dans la correction du QAB (q_{t2}).

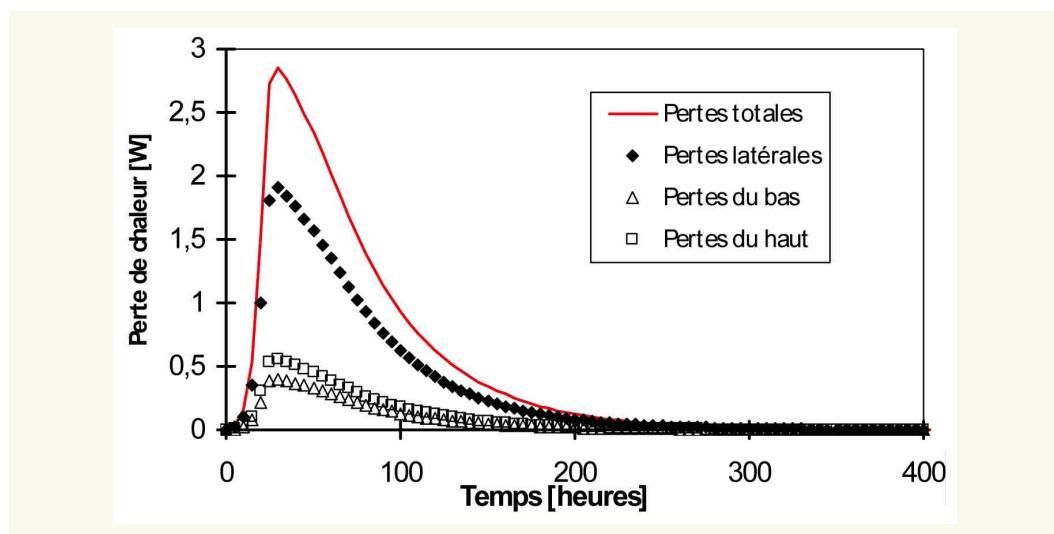
**figure 7**

Évolution des pertes de chaleur en fonction de la différence de température θ entre la température de l'éprouvette et l'extérieur.



On remarque également sur la [figure 7](#) que dans une plage de mesure importante ($\Delta = 40^\circ\text{C}$; ce qui concerne donc la majorité des cas) le coefficient b pourrait être négligé car son influence est faible (ceci conduirait cependant à une valeur légèrement différente du coefficient a). En effet, le transfert de chaleur se produit essentiellement par conduction puis par convection au niveau des faces externes. Le rayonnement (introduisant une non linéarité dans les équations de transferts thermiques) ne se produit que dans le faible volume d'air contenu dans le QAB et au niveau des faces externes (ou la faible variation de température justifie la linéarisation des équations de rayonnement). Enfin, la [figure 8](#) permet de constater que la majeure partie du flux de chaleur est perdue par les faces latérales.

figure 8
Évolution des pertes de chaleur dans le QAB dans différentes directions.



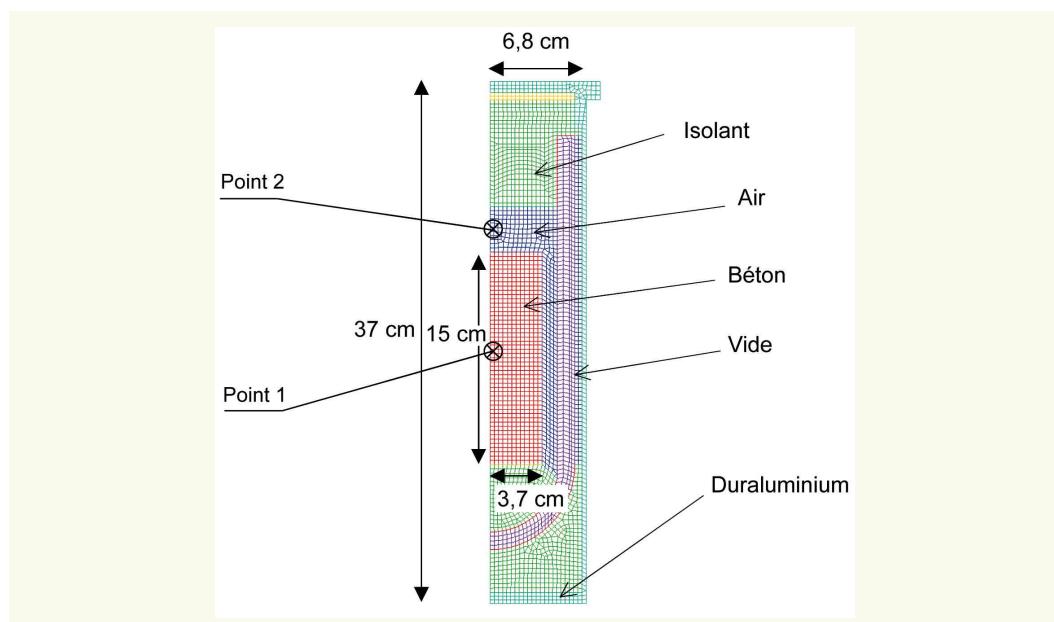
MODÉLISATION DE L'ESSAI LANGAVANT

■ Maillage et modèle utilisé

➤ Maillage

Contrairement à l'essai QAB, le calorimètre utilisé dans l'essai Langavant ainsi que l'échantillon testé sont cylindriques ce qui permet l'utilisation d'un maillage axisymétrique de révolution (*cf. figure 9*).

figure 9
Maillage axisymétrique de l'essai Langavant.



➤ Modèle thermique

La principale difficulté pour la modélisation de l'essai Langavant réside dans la modélisation des transferts de chaleur dans le vide (vase Dewar). Pour cela, nous avons choisi de considérer le rayonnement comme une conduction équivalente par linéarisation du flux de chaleur transmis par rayonnement pour le mettre sous la même forme qu'un flux de chaleur transmis par conduction. En effet, le flux de chaleur transmis entre deux plaques par rayonnement s'écrit :

$$\varphi = \varepsilon\sigma(T_{\text{int}}^4 - T_{\text{ext}}^4) \quad (7)$$

où ε est l'émissivité de la surface [-], σ la constante de Stefan-Boltzmann [$5,67 \times 10^{-8} \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-4}$], T_{int} est la température de la première plaque [K] et T_{ext} est la température de la deuxième plaque [K].

Ce qui peut s'écrire sous la forme :

$$\varphi = \varepsilon\sigma(T_{\text{int}} - T_{\text{ext}})(T_{\text{int}}^3 + T_{\text{int}}^2T_{\text{ext}} + T_{\text{int}}T_{\text{ext}}^2 + T_{\text{ext}}^3) \approx 4\varepsilon\sigma T_{\text{moy}}^3(T_{\text{int}} - T_{\text{ext}}) = \frac{\lambda_{\text{eq}}}{e}(T_{\text{int}} - T_{\text{ext}}) \quad (8)$$

où $T_{\text{moy}} = (T_{\text{ext}} + T_{\text{int}})/2$, e est l'épaisseur du vase Dewar (m) et λ_{eq} est la conductivité thermique équivalente [$\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$].

Cette approximation, régulièrement utilisée [13], n'est valide que si la différence de température $T_{\text{int}} - T_{\text{ext}}$ reste modérée, ce qui est le cas ici.

Ainsi la modélisation de l'essai à la bouteille de Langavant se ramène à un problème de conduction avec un coefficient de conduction non linéaire, fonction du champ de température au niveau du maillage « virtuel » du vide et des conditions aux limites convectives. Le modèle utilisé est alors identique à celui développé en section « Modélisation d'un essai QAB, *Modèle thermique* ».

Les paramètres thermiques utilisés sont donnés dans le **tableau 2**.

tableau 2
Paramètres thermiques utilisés dans la simulation de l'essai Langavant.

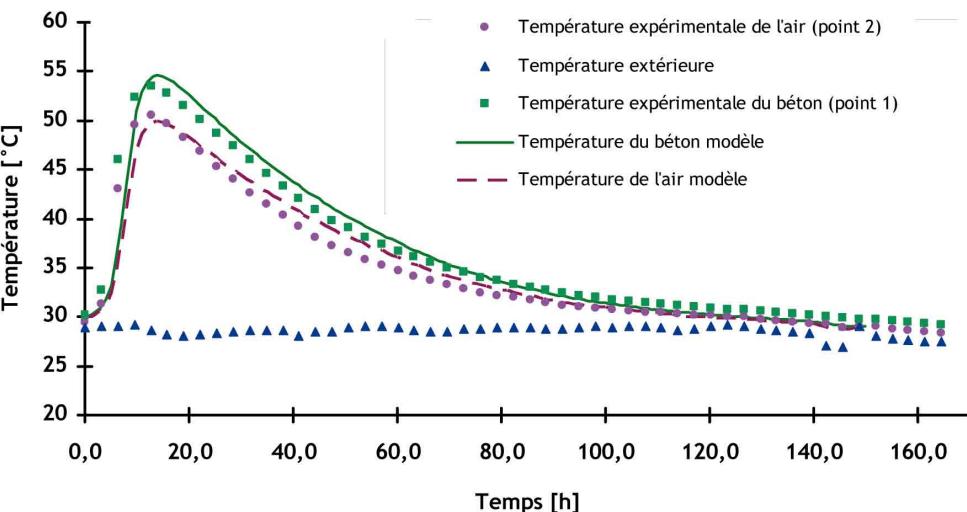
	ε [-]	h [$\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$]	k [$\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$]	C [$\text{J}\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{K}^{-1}$]	L [$\text{W}\cdot\text{m}^{-3}$]	E_a/R [K]
Air			0,088	1 200		
Isolant			0,043	13 000		
Mortier de béton équivalent			2	$2,460 \times 10^6$	$129,6 \times 10^6$	5 500
Duraluminium			200	860		
Paroi vase Dewar	0,023					
Face libre		8				

■ Analyse des résultats

Il est important de préciser que les échantillons testés dans un calorimètre de type Langavant n'ont pas les dimensions suffisantes pour tester des bétons de manière représentative. C'est une des causes principales qui ont poussé le LCPC à développer l'essai QAB. Néanmoins, Schwartzentruber *et al.* [18] ont développé le concept de mortier de béton équivalent (MBE). Le principe consiste à remplacer la fraction granulaire dont le diamètre est supérieur à 5 mm par du sable en gardant la même surface spécifique granulaire que le béton de référence. Destiné à la base pour des études rhéologiques, Schwartzentruber *et al.* [18] ont montré que la représentativité du MBE par rapport au béton de référence était également valable en terme de calorimétrie.

D'autre part, nous avons réalisé des tests expérimentaux et numériques en mesurant et en calculant la température à deux positions distinctes (une au milieu du MBE (1) et une au milieu de l'air au-dessus de l'échantillon (2)). Nous avons choisi ces deux points car bien que la norme prescrive bien de réaliser la mesure au niveau du point 1 (dans l'échantillon de mortier), il est matériellement

figure 10
Évolution temporelle des températures (points 1 et 2) dans un essai Langavant.



intéressant de placer la sonde de température au point 2 afin de récupérer facilement la sonde à chaque essai. La **figure 10** présente l'évolution temporelle de la température au sein du calorimètre aux points 1 et 2.

Les résultats de cette comparaison sont intéressants à plusieurs titres. On remarque en premier lieu la bonne concordance entre la simulation et les résultats expérimentaux. L'intérêt de ce résultat réside dans le fait que les paramètres thermochimiques du MBE (affinité chimique et chaleur latente d'hydratation) qui ont été introduits dans cette simulation proviennent de l'essai QAB et non d'un essai Langavant. Ainsi, nous validons à travers cette étude l'hypothèse de la représentativité du MBE par rapport à son béton de référence en terme de calorimétrie.

Le deuxième résultat important de cette étude est la différence notable de température entre les points 1 et 2 invalidant ainsi l'hypothèse d'une température constante dans toute la chambre du calorimètre. Cette différence va bien évidemment avoir des conséquences sur le calcul de la chaleur latente d'hydratation et on peut se poser la question de savoir si la cinétique du degré d'hydratation est affectée par cette différence. En effet, les cinétiques d'évolution de la température sont semblables et comme la détermination du degré d'hydratation se fait en normant l'évolution de la température adiabatique par la température adiabatique finale, il est possible que cette différence n'affecte pas l'évolution du degré d'hydratation. Cependant, dans ce raisonnement, la thermo-activation (plus importante au point 1 qu'au point 2) n'est pas prise en compte. En poursuivant le raisonnement classique de dépouillement de l'essai Langavant (compensation des pertes pour obtenir la température adiabatique, correction du temps par thermo-activation), on obtient les **figures 11 et 12**.

La **figure 11** montre une différence importante sur l'évolution de la température adiabatique conduisant finalement à une erreur d'environ 22 % sur le calcul de la chaleur latente d'hydratation. L'erreur faite sur le degré d'hydratation (**figure 12**) est plus faible mais non négligeable puisqu'elle atteint en moyenne une valeur de 8 %. Il convient donc de respecter la norme EN 196-8 et de placer la sonde de température à cœur de l'échantillon. La norme propose de plus d'inclure la sonde dans un étui pour thermomètre, cylindre creux rempli d'huile assurant une grande conductivité, ce qui permet de la récupérer à la fin de l'essai.

Si l'on compare maintenant les pertes obtenues par simulation et par étalonnage du calorimètre, on obtient la **figure 13**. Les pertes prédictes par le calcul aux éléments finis sont plus faibles que celles obtenues par étalonnage mais on retrouve bien une relation linéaire (du type $y = \alpha(\theta) \cdot \theta$ avec $\alpha(\theta) = a + b\theta$ avec b faible par rapport à a).

figure 11
Évolution des températures adiabatiques issues des températures mesurées aux points 1 et 2.

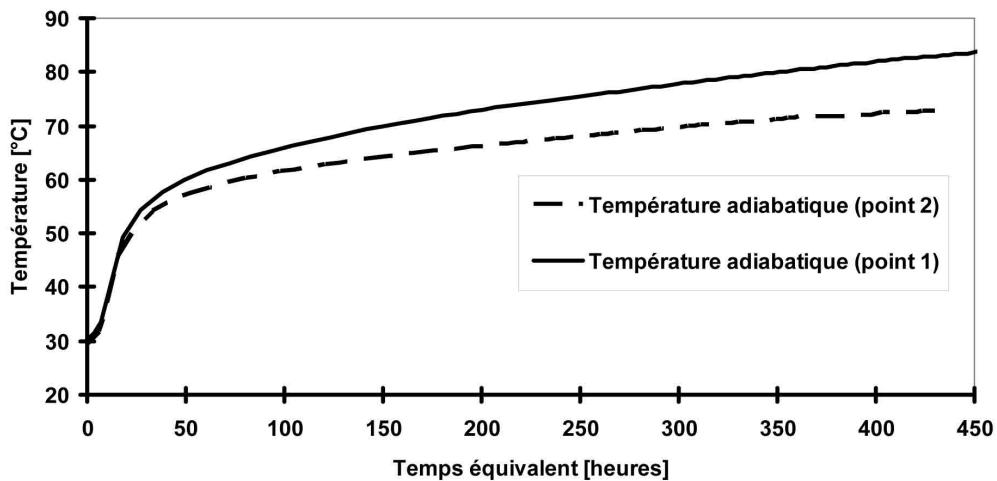


figure 12
Évolution des degrés d'hydratation issus des températures mesurées aux points 1 et 2.

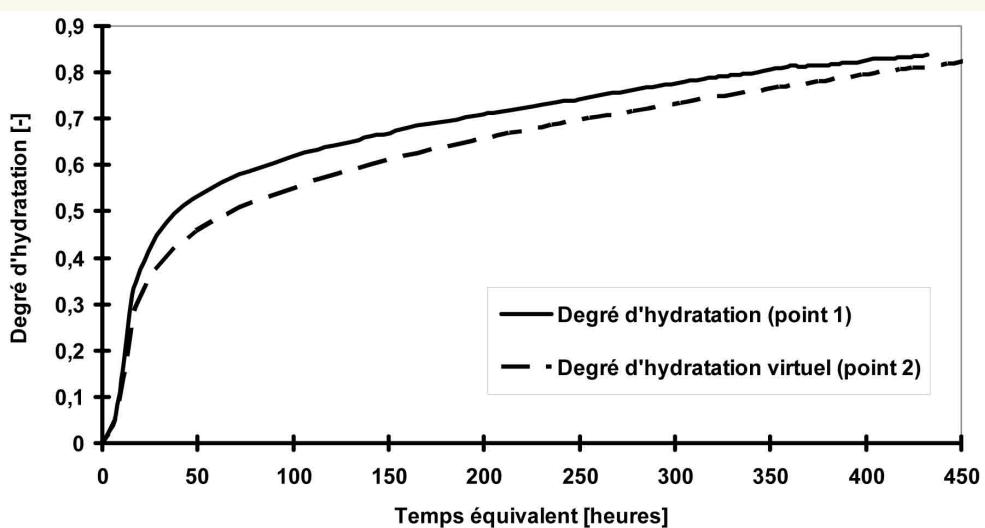
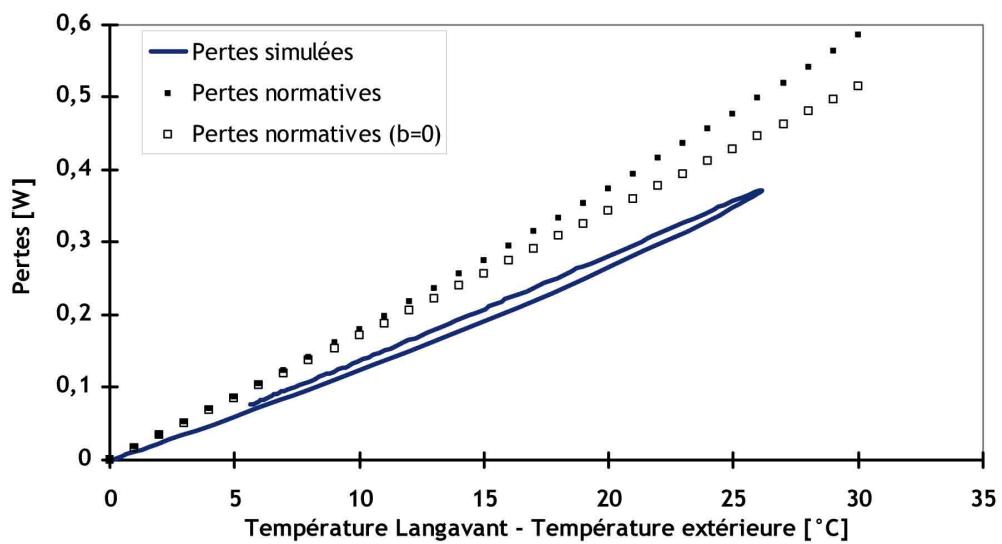


figure 13
Évolution des pertes en fonction de la différence de température.



INFLUENCE DE L'ÉNERGIE D'ACTIVATION

Comme nous l'avons vu précédemment, l'énergie d'activation du ciment est nécessaire lors de l'analyse de l'essai QAB pour déterminer l'évolution du degré d'hydratation en fonction de la température. D'autre part, celle-ci intervient également dans le calcul de l'affinité chimique (déterminée également à partir des résultats de l'essai calorimétrique) selon la [relation \(3\)](#).

Dans une simulation thermique ce paramètre apparaît donc deux fois. Une première fois de manière explicite dans le calcul du degré d'hydratation ainsi qu'une seconde fois de manière implicite dans l'expression de l'affinité chimique. Nous avons donc voulu déterminer par une étude numérique quelle influence pouvait avoir ce paramètre sur l'évolution de la température dans une structure massive. Pour cela, nous nous sommes basés sur une géométrie simple représentant un mur coulé sur un radier et nous avons simulé les évolutions de température du mur au niveau des différentes sondes pendant la phase d'hydratation. Les dimensions du mur et la position des sondes sont données dans la [figure 14](#). L'évolution de la température adiabatique provient d'un essai semi-adiabatique de type QAB.

Il est à noter que nous avons choisi d'utiliser une valeur constante de l'énergie d'activation car bien que Broda *et al.* [4] aient montré que l'énergie d'activation dépendait de la température (exemple [Grube] cité dans SpringerSchmidt [19]), ils ont également conclu qu'une seule valeur d'énergie d'activation apparente était suffisante. Ce résultat a été confirmé par Xiong et Van Breugel [23]. Rappelons toutefois qu'il s'agit d'une énergie d'activation apparente macroscopique puisqu'en réalité chaque anhydre du ciment a sa propre énergie d'activation [2, 17].

Pour cela, nous avons couvert une large gamme de valeurs de l'énergie d'activation allant de $E_a/R = 4000$ K à $E_a/R = 7000$ K). Les résultats de cette étude paramétrique sont présentés dans la [figure 15](#). Il est à noter que pour chaque valeur d'énergie d'activation, nous avons recalculé l'évolution de l'affinité chimique ([équation 3](#)).

Les résultats de ces simulations mettent en évidence le fait que l'influence de la valeur de l'énergie d'activation est faible sur la température maximale atteinte pour chacune des sondes mais également sur la cinétique d'évolution de la température ce qui peut paraître plus surprenant. Ceci s'explique par le fait que l'affinité chimique calculée à partir de l'énergie d'activation considérée et de l'essai calorimétrique joue un effet compensateur de la valeur de l'énergie d'activation. Il est donc nécessaire de considérer le couple $(\tilde{A}(\xi), E_a/R)$.

D'autre part, cette étude montre qu'une valeur approximative de l'énergie d'activation (calculée par exemple à partir de la composition chimique du ciment et des valeurs données par Kishi *et al.* [14]

figure 14

Dimensions du mur modélisé et positions des sondes thermiques.

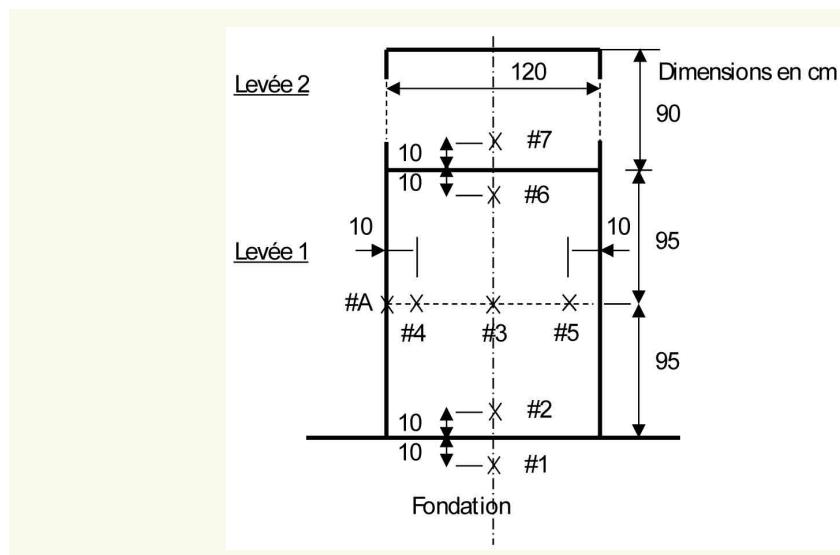
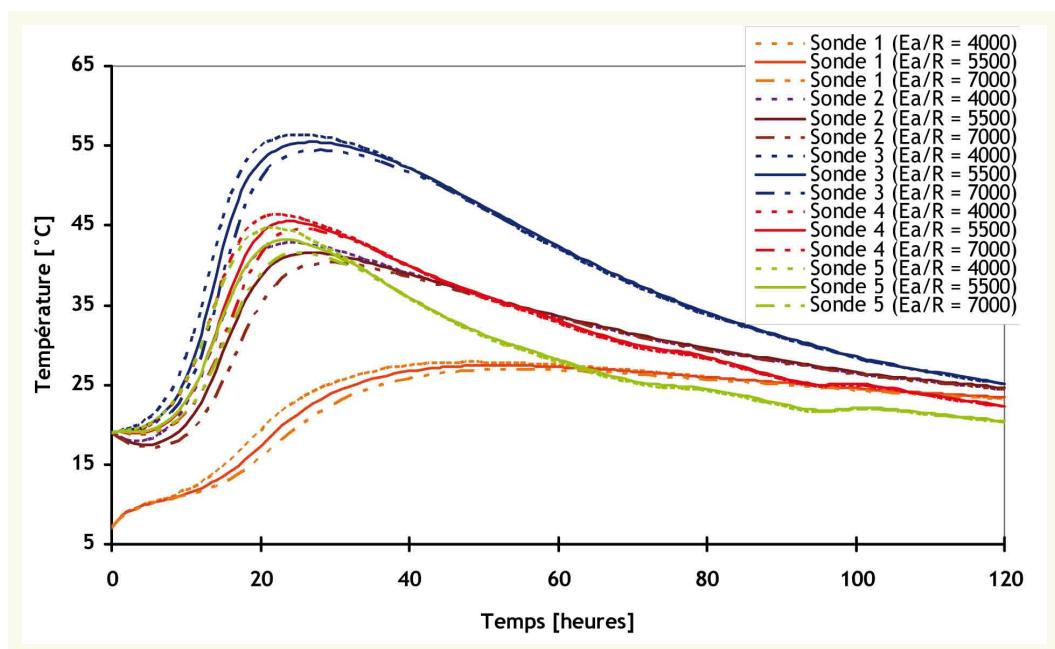


figure 15
Évolution temporelle des températures calculées au sein du mur.



citées dans [5]) est suffisante pour prédire l'évolution des températures au sein d'une pièce massive et qu'un seul essai calorimétrique semi-adiabatique est donc suffisant.

CONCLUSION

Les simulations des essais calorimétriques de type QAB et Langavant ont permis de valider certaines hypothèses faites lors de la réalisation de ces essais mais également d'infirmer certaines simplifications du protocole d'essai en quantifiant l'erreur commise :

- Bien que l'étalonnage des calorimètres soit réalisé en régime permanent alors que l'essai se déroule en régime transitoire, la forme de l'équation quantifiant les pertes calorifiques peut être prise sous la forme d'une fonction linéaire ($y = \alpha(\theta)\theta$ avec $\alpha(\theta) = a + b\theta$, où b est faible).
- Pour l'essai QAB, la chaleur accumulée dans l'isolant peut être négligée. L'équation analytique (1) proposée intégrant la chaleur accumulée et les pertes est donc justifiée par les simulations numériques effectuées.
- Bien que l'utilisation d'un calorimètre de type QAB soit toujours préférable pour tester un matériau de type béton, l'utilisation d'un MBE et d'un calorimètre de type Langavant peut également permettre de déterminer l'affinité chimique et la chaleur latente d'hydratation du béton de référence.
- Le mauvais positionnement de la sonde thermique (en dehors de l'échantillon) lors d'un essai Langavant conduit à une erreur importante sur la valeur de la chaleur latente d'hydratation et à une erreur non négligeable sur l'évolution du degré d'hydratation. Néanmoins, une précision centimétrique de la sonde de température à l'intérieur de l'échantillon est largement suffisante dans les deux types d'essais.

D'autre part, une étude paramétrique de l'influence de l'énergie d'activation a montré la possibilité d'utiliser une valeur approximative de celle-ci à condition de considérer dans les simulations numériques le couple $(\tilde{A}(\xi), E_a/R)$. La détermination expérimentale précise de l'énergie d'activation nécessite la réalisation de deux essais semi-adiabatiques dans deux environnements différents (2 températures extérieures différentes par exemple) ce qui requiert un équipement adéquat et augmente d'autant le coût de ce type d'essai. Les résultats obtenus dans cette étude tendent à montrer qu'un seul essai est suffisant pour prédire correctement l'évolution des températures au sein d'un élément massif.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- 1 ACKER P., "Thermal effect in concrete during manufacture and applications to engineering structures", *Annales de l'Institut Technique du Bâtiment et des Travaux Publics* N° 442, February 1986, pp. 61-80
- 2 BALLIM Y., GRAHAM P.C., "Early age heat evolution of clinker cements in relation to microstructure and composition : implications for temperature development in large concrete elements", *Cement & Concrete Composites* Vol. 26, Issue 5, July 2004, pp. 417-426
- 3 BAMFORTH P.B., "In-situ measurement of the effect of partial Portland cement replacement using either fly ash or ground granulated blast-furnace slag on the early age behaviour of mass concrete", *Taylor Woodrow Research Project N°014J/77/1939*, Nov 1977, p. 104
- 4 BRODA M., WIRQUIN E., DUTHOIT B., "Conception of an isothermal calorimeter for concrete – determination of the apparent activation energy", *Materials and structures* N°35, 2002, pp. 389-394
- 5 BUFFO LACARRIÈRE L., "Prévision et évaluation de la fissuration précoce des ouvrages en béton", Thèse de l'université de Toulouse (LMDC), 2007
- 6 CLÉMENT J.L., "Exemple de calcul en Europe", In : "Comportement du béton au jeune âge" (Traité MIM, série Matériaux de construction), Acker Paul, Torrenti Jean-Michel, Ulm Franz-Josef, eds, 2004, 188 pages
- 7 COOLE M.J., "Heat release characteristics of concrete containing ground granulated blastfurnace slag in simulated large pours", *Magazine Concrete Research* 40, N°144, Sept 1988, pp. 152-158
- 8 Commissariat à l'énergie atomique (CEA) DEN/DM2S/SEMT, Code éléments finis Cast3m, disponible sur <http://www-cast3m.cea.fr/>
- 9 COSTA U., "A simplified model of adiabatic calorimeter", *Il Cemento* 76, N°2, April 1979, pp. 75-92
- 10 D'ALOIA L., CHANVILLARD G., "Determining the "apparent" activation energy of concrete Ea – Numerical simulations of the heat of hydration of cement", *Cement and Concrete Research* 32(8), 2002, 1277-1289
- 11 EN 196-9, "Méthode d'essais des ciments – Chaleur d'hydratation – Méthode semi-adiabatique", *Norme Européenne NFEN 196-9*, 2004
- 12 FREIESLEBEN HANSEN P., PEDERSEN E.J., "Maturity computer for controlled curing and hardening of concrete", *Nordic Concrete Research*, vol. 1, 1977, pp. 21–25
- 13 HERNOT H., PORCHER G., "Thermique appliquée aux bâtiments", Éditions parisiennes, 1984, ISBN 2862430153
- 14 KISHI T., MAEKAWA K., "Thermal and mechanical modelling of young concrete based on hydration process of multi-component cement materials", *Thermal cracking in concrete at early age, Rilem Proceeding 25*, 1994, ISBN 0-419-18710-3, pp. 11-19
- 15 MOUNANGA P., KHELIDJ A., BASTIAN G., "Experimental studies and modelling approaches for the thermal conductivity evolution of hydrating cement paste", *Advances in Cement Research*, 16, n° 3, 2004, pp. 95-103
- 16 REGOURD M., GAUTHIER E., "Comportement des ciments soumis à un durcissement accéléré", *Annales de l'ITBTP* 179, 1980, pp. 65-96
- 17 SCHINDLER A.K., "Effect of temperature on hydration of cementitious materials", *ACI Mat. J.* 101(1), 2004, pp. 72-81
- 18 SCHWARTZENTRUBER A., CATHERINE C., "La méthode du mortier de béton équivalent (MBE). Un nouvel outil d'aide à la formulation des bétons adjuvantés", *Materials and Structures* 33, 2000, pp. 475-482
- 19 SPRINGENSCHMIDT, R. (Ed.), Prevention of Thermal Cracking in Concrete at Early Ages – State of the Art Report. London: E&FN Spon, 1998
- 20 SUZUKI Y., "Evaluation of adiabatic temperature rise of concrete measured with the new testing apparatus", *Concrete library of JSCE*, N°13, June 1989
- 21 ULM F.J., COUSSY O., "Couplings in early-age concrete : from material modelling to structural design", *International Journal of Solids and Structures* 35(31-32), 1998, pp. 4295-4311
- 22 WALLER V., "Relations entre composition des bétons, exothermie en cours de prise et résistance en compression", *Collection Études et Recherches des laboratoires des Ponts et Chaussées – série Ouvrages d'Art OA35 – LCPC*, 2000
- 23 XIONG X., VAN BREUGEL K., "Isothermal calorimetry study of blended cements and its application in numerical simulations", *Heron* 2001 Références bibliographiques