



# **RÉVISION DE L'ANNEXE « ESTIMATION DES TEMPÉRATURES » DES RECOMMANDATIONS POUR LA PRÉVENTION DES DÉSORDRES DUS À LA RÉACTION SULFATIQUE INTERNE**

## **NEW VERSION OF THE ANNEX "ESTIMATION OF TEMPERATURE" OF THE GUIDELINES FOR THE PREVENTION OF DISORDERS DUE TO DELAYED ETTRINGITE FORMATION**

**Y. BEAUFORT<sup>1</sup>, F. BENBOUDJEMA<sup>2</sup>, L. BESSETTE<sup>8</sup>, H. COLINA<sup>3</sup>, F. CUSSIGH<sup>4</sup>,  
A. DELAPLACE<sup>5</sup>, L. IZORET<sup>3</sup>, J.M. TORRENTI\*<sup>6</sup>, V. WALLER<sup>7</sup>**

1) Bétons Vicat, France ; 2) Université Paris-Saclay, ENS Paris-Saclay, France ; 3) ATILH, France  
4) Vinci Construction France ; 5) LafargeHolcim, France ; 6) Université Paris-Est, IFSTTAR, France  
7) Unibéton/HeidelbergCement Group, France ; 8) Vicat, France

\* Correspondant : [jean-michel.torrenti@ifsttar.fr](mailto:jean-michel.torrenti@ifsttar.fr)

### **1. INTRODUCTION**

Les premières recommandations pour la prévention des désordres dus à la réaction sulfatique interne ont été publiées en 2007 [1]. Elles font l'objet d'une révision afin de prendre en compte l'avancée des connaissances et le retour d'expérience quant à leur utilisation [2]. Dans ces recommandations, figure une annexe permettant d'estimer à l'aide de paramètres simples la température maximale atteinte lors d'un bétonnage. L'objectif

est d'évaluer en phase amont d'un projet si certaines pièces doivent être considérées comme des pièces critiques vis-à-vis des risques de formation d'ettringite différée (risques liés à une température excessive au cœur des pièces réalisées).

Profitant de la révision des recommandations, cette annexe a également été modifiée. L'objectif de cet article est de présenter les étapes du calcul de la température maximale, en insistant sur ce qui a été changé dans les nouvelles recommandations, puis de comparer la méthode avec des mesures in-situ.



## 2. LES DIFFÉRENTES ÉTAPES DE LA MÉTHODE

La méthode simplifiée nécessite la détermination des paramètres suivants :

- Température maximale autorisée selon le niveau de prévention  $T_{limite}$  (°C) vis-à-vis de la RSI
- Dosage en ciment du béton C (en  $kg/m^3$ )
- Dosage en addition minérale A (en  $kg/m^3$ )
- Masse volumique du béton  $M_v$  (en  $kg/m^3$ )
- Dosage en eau efficace  $E_{eff}$  du béton (en  $kg/m^3$ )
- Résistance en compression à 2 jours du ciment  $R_{c2}$  (en MPa) selon NF EN 196-1
- Résistance en compression à 28 jours du ciment  $R_{c28}$  (en MPa) selon NF EN 196-1
- Chaleurs d'hydratation du ciment selon NF EN 196-9 à l'échéance de 41h  $Q_{41}$  ou, préférablement, de 120h  $Q_{120}$  (en  $kJ/kg$ )
- Épaisseur de la pièce EP (en m) si supérieure à 0,25 m (en deçà de cette valeur, la pièce n'est pas critique vis-à-vis des risques de formation d'ettringite différée)
- Nouveauté : la prise en compte de  $T_{limite}$  et  $Q_{120}$ .

### 2.1. Étape n°1 : estimation du dégagement de chaleur à l'infini pour le ciment retenu

Cette étape a été modifiée afin de considérer deux cas : soit la chaleur  $Q_{120}$ , obtenue par essai Langavant [3], est disponible soit seulement la chaleur  $Q_{41}$  est disponible (ce cas correspond aux anciennes recommandations). Si  $Q_{120}$  est disponible, on privilégiera cette donnée dans l'estimation de la chaleur à l'infini du ciment, car, dans le cas des ciments CEM III et CEM V, l'expression basée sur  $Q_{41}$  conduit en général à des chaleurs surestimées. L'estimation de la chaleur à l'infini du ciment  $Q_m$  (en  $kJ/kg$ ) est obtenue au moyen des formules suivantes :

pour les ciments CEM I et CEM II :  $Q_m = 1,05 Q_{120}$  [eq. 1]

pour les ciments CEM III et CEM V :  $Q_m = 1,15 Q_{120}$  [eq. 2]

Ou bien si  $Q_{120}$  n'est pas disponible :

$Q_m = \max(Q_{41}, Q_{41} \times \text{ratio\_}Q_m/Q_{41})$  [eq. 3]

où la valeur  $\text{ratio\_}Q_m/Q_{41}$  est donnée par l'équation suivante sur la base du rapport  $R_{c2}/R_{c28}$ ,

$\text{ratio\_}Q_m/Q_{41} = 1,71 - 1,16 R_{c2}/R_{c28}$  [eq. 4]

La figure 1 présente la relation proposée par l'équation 4. Regardons ce que ces équations donnent pour un CEM III ayant les caractéristiques suivantes :  $Q_{41} = 220$   $kJ/kg$ ,  $Q_{120} = 250$   $kJ/kg$ ,  $R_{c2} = 15$  MPa et  $R_{c28} = 56$  MPa. L'application de l'équation 2 donne  $Q_m = 1,15 \times 250 = 288$   $kJ/kg$  alors que l'application des équations 3 et 4 donne  $Q_m = \max(220, 220 \times (1,71 - 1,16 \times 15/56)) = 308$   $kJ/kg$ .

Nouveauté : le calcul de  $Q_m$  sur la base de  $Q_{120}$  (équations 1 et 2) et, dans l'équation 3,  $Q_m$  ne peut plus être inférieure à  $Q_{41}$  et la mention systématique des équations des abaques

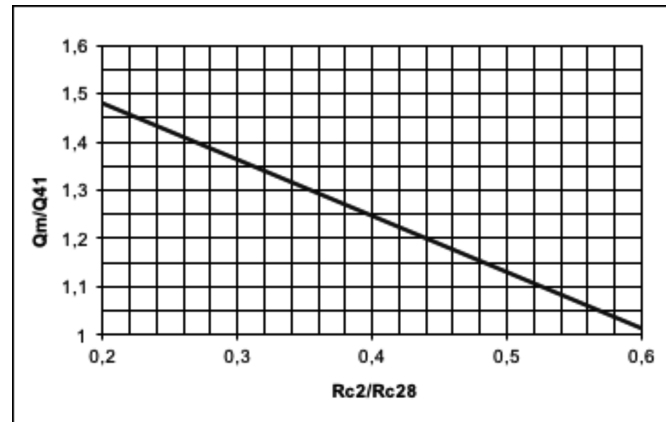


Figure 1 : Relation  $Q_m/Q_{41}$  fonction de  $R_{c2}/R_{c28}$  (équation 4).

### 2.2. Étape n°2 : prise en compte des additions minérales

Les additions participent au dégagement de chaleur du béton. Pour les prendre en compte, on introduit un liant équivalent chaleur noté  $LE_{ch}$  (en  $kg/m^3$ ) par la formule :

$$LE_{ch} = C + \sum K'_i A_i$$

[eq. 5]

Où  $A_i$  est le dosage en addition  $i$ ,  $K'_i$  le coefficient de pondération de l'addition  $i$  donné par les équations suivantes :

cas de la fumée de silice  $K'_{fs} = 1$

cas du métakaolin  $K'_m = 1$

cas des additions calcaires et des additions siliceuses,

$K'_a = 0$

cas des cendres volantes : [eq. 6]

$$\begin{cases} \text{si } EP \leq 1 \text{ m, } K'_{cv} = 0 \\ \text{si } 1 < EP \leq 5 \text{ m, } K'_{cv} = -0,0357EP^2 + 0,4143EP - 0,38 \\ \text{si } EP > 5 \text{ m, } K'_{cv} = 0,8 \end{cases}$$

cas des laitiers :  $K'_l = 1,12 (1 - \exp(-EP/3))$  [eq. 7]

On note que dans le cas des laitiers et des cendres volantes, les coefficients de pondération dépendent de la taille des pièces car la réactivité de ces additions est moins grande que celle du ciment et, dans le cas de pièces peu épaisses, la chaleur générée par les additions pourra s'évacuer.

La figure 2 présente l'ensemble de ces équations.

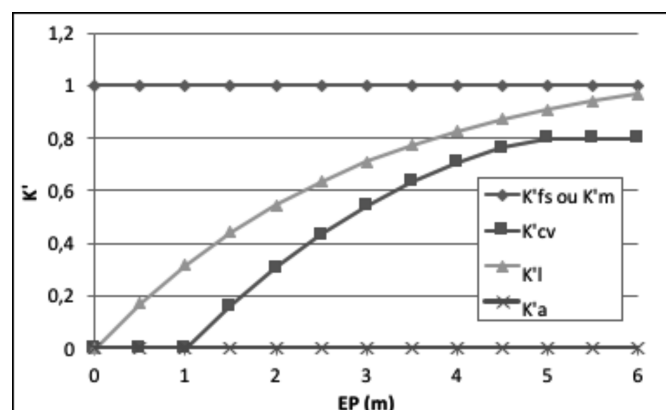


Figure 2 : Coefficient  $K'$  des additions pour le calcul du liant équivalent chaleur  $LE_{ch}$  en fonction de l'épaisseur de la pièce EP.

Ainsi pour un béton dosé à 180 kg/m<sup>3</sup> de CEM I et comprenant 140 kg/m<sup>3</sup> de laitier, on obtient :

Pour EP = 1,5 m, K'l=1,12 (1-exp(-1,5/3))=0,44 d'où LEch=180+0,44 x 140=242 kg/m<sup>3</sup>.

Pour EP = 5 m, K'l=0,91 d'où LEch=180+0,91 x 140=307 kg/m<sup>3</sup>.

Nouveauté : la prise en compte de toutes les additions dans le calcul du liant équivalent chaleur, le calcul de K' pour le méta-kaolin et, pour le laitier, une fonction mathématique K'=f(EP) plus régulière.

### 2.3. Étape n°3 : prise en compte de l'impact du rapport Eeff/Liant eq.

L'élévation de température découlant de la chaleur dégagée par le liant est également fonction du rapport Eeff/Liant eq. (eau efficace sur liant équivalent) qui conditionne le taux d'hydratation maximal à long terme (s'il n'y a pas assez d'eau tout le liant n'est pas hydraté). Le liant équivalent est ici pris au sens de la norme NF EN 206/CN (se rapporter à cette norme pour le détail du calcul). Plus ce rapport est faible, moins l'hydratation est complète et moindre est la chaleur dégagée. Ceci est pris en compte au travers d'un terme correctif multiplicatif  $\alpha$  donné par la relation suivante et qui sera utilisé à l'étape 4 :

$$\alpha = 1,29(1 - \exp(-3,3 \text{ Eeff}/(\text{Liant eq.}))) \quad [\text{eq. 8}]$$

La figure 3 présente l'évolution proposée par l'équation 8. Ce coefficient est proportionnel au degré d'hydratation maximal et son expression est basée sur les travaux de Waller [14].

Si on reprend l'exemple traité à l'étape 2, pour un dosage en eau efficace égal à 153l/m<sup>3</sup> et en prenant un coefficient d'activité de 0,9 pour le laitier, on obtient :

$$\alpha = 1,29(1 - \exp(-3,3 \times 153/(180 + 0,9 \times 140))) = 1,04$$

Nouveauté : un coefficient correcteur multiplicatif, basé sur un modèle plus physique faisant maintenant intervenir le liant équivalent au sens de la norme NF EN 206/CN.

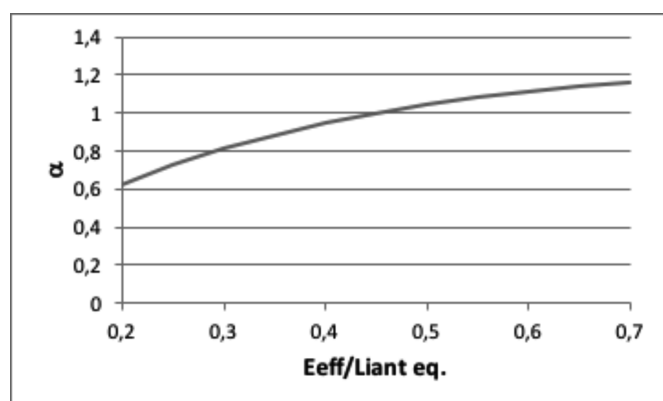


Figure 3 : Correction de l'élévation de température liée au rapport Eeff/Liant eq. (équation 8). La formule est calée pour ne donner aucune correction pour un rapport Eeff/Liant eq. égal à 0,45.

### 2.4. Étape n°4 : estimation de l'élévation de température en l'absence de déperditions thermiques

On évalue l'élévation de température  $\Delta T_{\text{adia}}$  (en °C) en conditions adiabatiques (isolation parfaite) à partir de l'équation suivante :

$$\Delta T_{\text{adia}} = \alpha (Q_m \times \text{LEch}) / (\text{Cth} \times M_v) \quad [\text{eq. 9}]$$

où Cth est la capacité thermique du béton prise égale à 1 kJ/(kg . °C)

Si on reprend l'exemple du ciment CEM III du 3.2, avec comme données complémentaires C = 385 kg/m<sup>3</sup>, Mv = 2310 kg/m<sup>3</sup>, Eeff = 165 kg/m<sup>3</sup>, on obtient, à partir de l'équation 8,  $\alpha = 0,98$  d'où :

$$\text{Si } Q_m \text{ est estimé à partir de } Q_{120}, \Delta T_{\text{adia}} = 0,98 (287,5 \times 385) / (1 \times 2310) = 47 \text{ °C}$$

$$\text{Et si } Q_m \text{ est estimé à partir de } Q_{41}, \Delta T_{\text{adia}} = 0,98 (308 \times 385) / (1 \times 2310) = 50 \text{ °C}$$

Nouveauté : un coefficient correcteur  $\alpha$  désormais multiplicatif.

### 2.5. Étape n°5 : prise en compte des déperditions thermiques

Les déperditions thermiques dépendent en particulier de la réactivité du ciment, de l'épaisseur de la pièce et de la température initiale (la vitesse de production de chaleur est en compétition avec la vitesse de dissipation). On obtient, avec les formules suivantes, le coefficient de réduction R (compris entre 0 et 1) qui permet de prendre en compte ces déperditions, la réactivité du ciment étant exprimée au travers du Q41 :

$$R(\text{EP}, Q_{41}) = \min(1 ; (1 / (1 + ((\text{MAX}(0,3; -0,0057 * Q_{41} + 2,0558)) / \text{EP})^{1,5}))) \quad [\text{eq. 10}]$$

Si l'épaisseur EP est supérieure ou égale à 5 m, on prend R = 1. La figure 4 présente l'évolution de R selon l'équation 10. R permet d'estimer ensuite l'élévation de température  $\Delta T$  (en °C) par la formule :

$$\Delta T = R \times \Delta T_{\text{adia}} \quad [\text{eq. 11}]$$

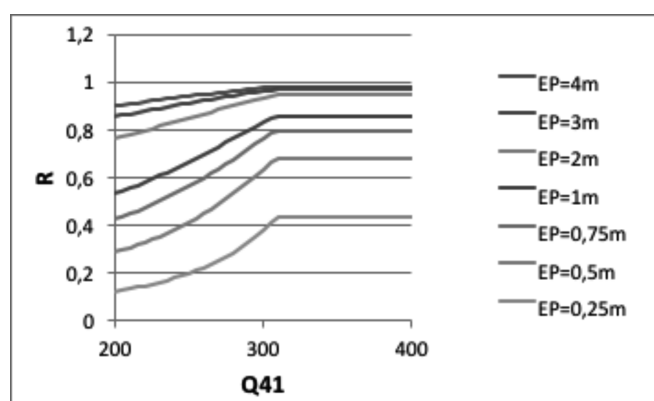


Figure 4 : Coefficient de réduction R.

A noter qu'il a été envisagé, à l'occasion de cette révision, de prendre en compte l'influence de la température initiale du béton frais sur le coefficient de réduction R. Toutefois, compte tenu de la complexité que cela aurait apporté au modèle, sans pour autant conduire à une amélioration flagrante, cette option n'a, finalement, pas été retenue (cf. 3.4).

## 2.6. Étape n°6 : Estimation de la valeur maximale possible pour la température initiale du béton frais au moment du coulage

La température initiale maximale du béton  $T_{ini\_max}$  peut ensuite être calculée :

$$T_{ini\_max} = T_{limite} - \Delta T \quad [eq. 12]$$

Si la valeur de la température de béton frais prévisible au moment du bétonnage dans les conditions du chantier est supérieure à la valeur  $T_{ini\_max}$ , la pièce est considérée comme critique et seule une étude plus précise peut permettre de justifier que l'échauffement sera acceptable du point de vue des risques de réaction sulfatique interne.

Nous reprenons l'exemple du ciment CEM III traité à l'étape précédente. Si  $EP=1,8$  m, comme  $Q_{41}=220$  kJ/kg l'équation 10 donne un coefficient de réduction  $R=0,77$ .

Si  $Q_m$  est estimé à partir de  $Q_{120}$ , on obtient  $\Delta T = 0,77 \times 47 = 36$  °C et si  $T_{limite}=65$  °C cela donne  $T_{ini\_max}=65 - 36 = 29$  °C. Si  $Q_m$  est estimé à partir de  $Q_{41}$ , on obtient  $\Delta T = 0,77 \times 50 = 39$  °C et  $T_{ini\_max}=65 - 39 = 26$  °C.

Nouveauté : l'ensemble de cette 6<sup>e</sup> étape est nouvelle, conduisant à estimer la température  $T_{ini\_max}$  en fonction de  $T_{limite}$  et  $\Delta T$ .

## 3. ÉLÉMENTS DE JUSTIFICATION DES MODIFICATIONS

Dans ce paragraphe nous présentons des éléments de contexte justifiant les modifications présentées au paragraphe précédent ainsi que la prise en compte de la température initiale, paramètre finalement non retenu.

### 3.1. Estimation de la chaleur du ciment à l'aide de $Q_{120}$

La norme NF EN 196-9 Méthodes d'essais des ciments, Partie 9 : Chaleur d'hydratation – méthode semi-adiabatique, décrit la mesure de la chaleur dégagée par un ciment. La norme NF EN 197-1 précise que les ciments à faible chaleur d'hydratation, notés LH, ont une chaleur dégagée caractéristique après 41h  $Q_{41}$  inférieure à 270 J/g. Pour la question qui nous intéresse, à savoir la chaleur dégagée totale, une valeur à une échéance plus lointaine comme 120h permet d'avoir une meilleure estimation. A partir d'une base de données mise à disposition par l'ATILH et comprenant 27 ciments de type I, II, III et V, une estimation de la chaleur finale  $Q_m$  peut être faite. Pour cela deux lois d'évolution différentes ont été testées, le modèle proposé par le JCI [6] :

$$Q(t) = Q_m (1 - \exp(-r(t-t_0)^n)) \quad [eq. 13]$$

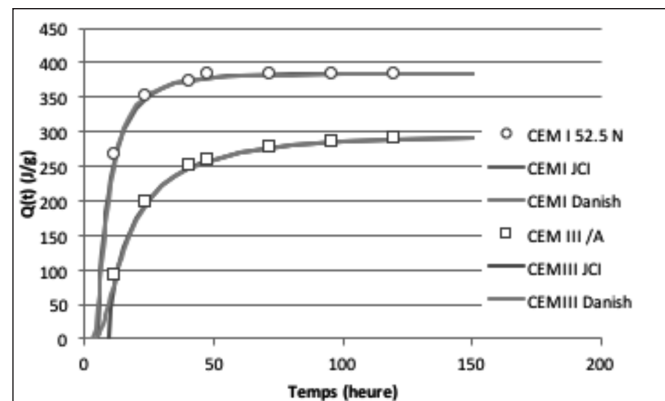


Figure 5 : Exemple d'évolution des chaleurs dégagées avec les deux modèles pour deux ciments différents.

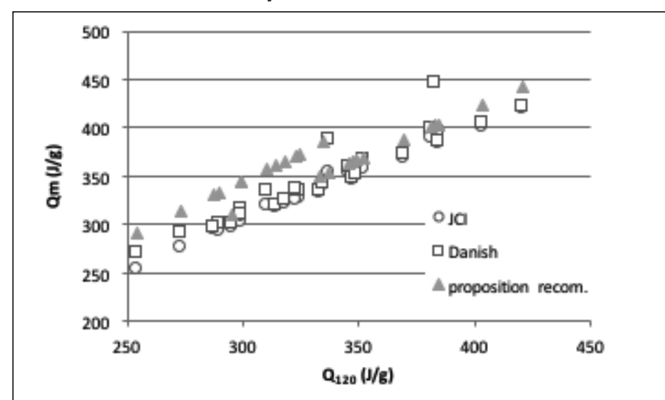


Figure 6 : Relation  $Q_m - Q_{120}$  comparaison des deux modèles (JCI et Danish model) avec la proposition des recommandations pour estimer  $Q_m$ .

et le Danish model, utilisé par de nombreux auteurs, par exemple [7, 8] :

$$Q(t) = Q_m \exp(-(a/t)^b) \quad [eq. 14]$$

Les paramètres de chacun des modèles sont calés sur les résultats expérimentaux à 12, 24, 41, 48, 72, 96 et 120h. La figure 5 donne un exemple pour deux ciments des évolutions proposées avec ces deux lois. Le tableau 1 donne pour l'ensemble des données la comparaison entre  $Q_m$  et  $Q_{41}$  ou  $Q_{120}$ . En dehors de 2 ciments pour lesquels le Danish model donne une estimation de  $Q_m$  beaucoup plus grande, on peut constater que les différences sont assez faibles, le Danish model donnant une valeur légèrement plus grande de  $Q_m$  (figure 6), surtout pour les plus faibles chaleurs d'hydratation. On peut aussi constater que les relations proposées au 2.1 pour estimer  $Q_m$  à partir de  $Q_{120}$  sont raisonnablement sécuritaires, ce qui était le but recherché.

### 3.2. Prise en compte des additions dans le liant équivalent Chaleur LEch

A l'occasion de la révision des recommandations, on a réinterrogé la forme mathématique de la contribution d'une addition à LEch. En effet, avant correction par le facteur  $\alpha$ , la quantité de chaleur dégagée dans le béton est calculée comme suit :  $Q_m \times LEch = Q_m \times (C + K' \times A) = Q_m \times C + K' \times Q_m \times A$ . Or, pour le dernier terme, une expression du type  $K''(EP) \times Q_a \times A$  aurait été plus physique,  $Q_a$  étant la chaleur de réaction



Type de ciment	Q <sub>41</sub>	Q <sub>120</sub>	JCI guidelines (eq. 13)			Danish model (eq. 14)		
			Q <sub>m</sub>	Q <sub>m</sub> /Q <sub>120</sub>	Q <sub>m</sub> /Q <sub>41</sub>	Q <sub>m</sub>	Q <sub>m</sub> /Q <sub>120</sub>	Q <sub>m</sub> /Q <sub>41</sub>
CEM I 52.5 R	418	421	420	1,00	1,01	422	1,00	1,01
CEM I 52.5 R	362	384	385	1,00	1,06	396	1,03	1,09
CEM I 52.5 N	372	384	384	1,00	1,03	386	1,00	1,04
CEM I 52.5 N	378	403	401	1,00	1,06	405	1,00	1,07
CEM I 52.5 N	327	383	397	1,04	1,21	447	1,17	1,37
CEM I 52.5 N SR3	338	381	390	1,02	1,15	399	1,05	1,18
CEM I 52,5N SR0 CE PM CP2	274	295	296	1,00	1,08	300	1,02	1,10
CEM II/A 42.5	319	333	332	1,00	1,04	334	1,00	1,05
CEM II/A 42.5	314	352	358	1,02	1,14	367	1,04	1,17
CEM II/A 42.5	341	369	369	1,00	1,08	373	1,01	1,09
CEM II/A 42.5	306	346	353	1,02	1,15	360	1,04	1,18
CEM II/A 42.5	329	347	347	1,00	1,05	348	1,00	1,06
CEM II/A 42.5	286	337	354	1,05	1,24	387	1,15	1,35
CEM II/A 42.5	331	349	349	1,00	1,06	351	1,01	1,06
CEM III /A	249	290	293	1,01	1,18	301	1,04	1,21
CEM III /A	286	314	318	1,01	1,11	320	1,02	1,12
CEM III /A	298	335	341	1,02	1,15	342	1,02	1,15
CEM III/A 52,5 L	255	299	303	1,01	1,19	316	1,06	1,24
CEM III /B	209	249	252	1,01	1,21	262	1,05	1,26
CEM III /B	207	254	253	1,00	1,22	271	1,07	1,31
CEM III/B 42,5N LH/SR	227	273	277	1,01	1,22	292	1,07	1,29
CEM V/A	286	318	322	1,01	1,13	326	1,03	1,14
CEM V/A	249	287	295	1,03	1,18	297	1,03	1,19
CEM V/A	287	324	328	1,01	1,14	334	1,03	1,16
CEM V/A	254	299	308	1,03	1,21	310	1,04	1,22
CEM V 42,5R CE NF	272	310	320	1,03	1,18	334	1,08	1,23
CEM V 42,5N CE PM-ES NF	292	323	326	1,01	1,12	336	1,04	1,15

Tableau 1 : Comparaison des valeurs estimées de Q<sub>m</sub> avec les deux modèles testés (équations 12 et 13) et ratio Q<sub>m</sub>/Q<sub>41</sub> et Q<sub>m</sub>/Q<sub>120</sub>

(pouzzolanique et/ou d'hydratation) de l'addition. Toutefois, l'absence de données expérimentales permettant de caler cette nouvelle approche a conduit à conserver l'ancienne formule en l'état.

Dans la précédente version des recommandations, pour les cendres et le laitier, les valeurs des coefficients K'cv et K'l (de pondération dans le liant équivalent « chaleur ») provenaient de l'analyse des données du CIRIA135 [11], en tenant compte

à la fois des interactions avec le ciment et de l'épaisseur des pièces (sensibilités différentes des cinétiques des réactions d'hydratation du ciment ou pouzzolaniques des additions à l'auto-étuvage, et donc à l'épaisseur). Les coefficients K' avaient été déterminés pour minimiser les écarts avec les courbes CIRIA tout en étant plutôt sécuritaire, le comparatif est donné dans les graphes suivants pour le cas du laitier moulu et celui des cendres volantes (figures 7 et 8).

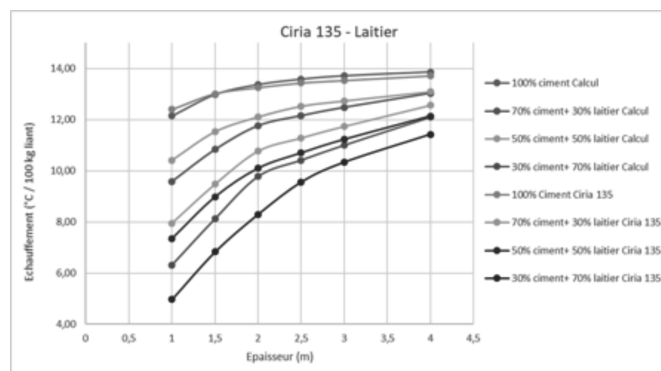


Figure 7 : Comparaison CIRIA 135 et modèle de l'annexe des recommandations (cas du laitier moulu).

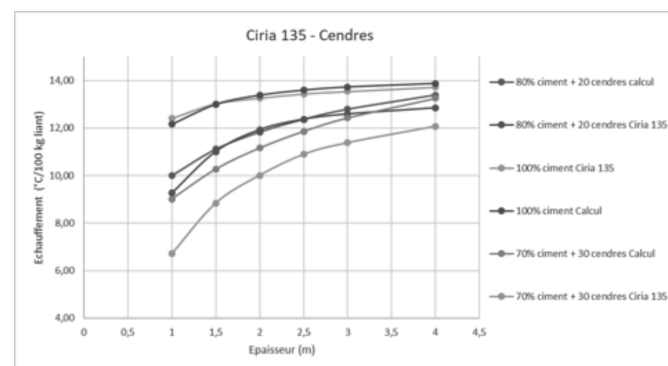


Figure 8 : Comparaison CIRIA 135 et modèle de l'annexe des recommandations (cas des cendres volantes).



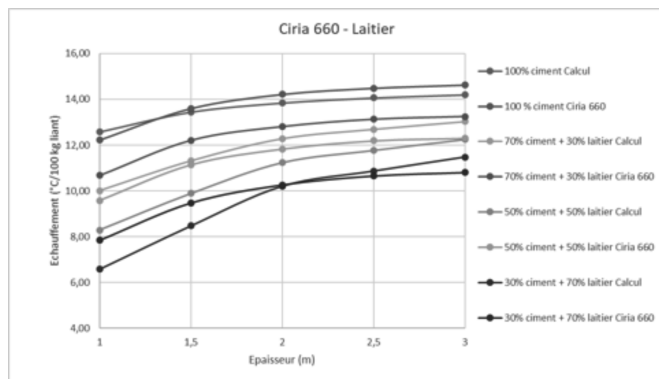


Figure 9 : Comparaison CIRIA 660 et modèle de l'annexe des recommandations (cas du laitier).

Ces données ayant fait l'objet d'une mise à jour « CIRIA660 » [12], les nouvelles valeurs ont été discutées pour une éventuelle prise en compte dans les nouvelles recommandations. Il est apparu que l'ancienne annexe 4 était nettement sécuritaire par rapport aux données CIRIA135 aux forts dosages en addition, et plus proche des nouvelles données CIRIA660 (comme illustré dans les figures 9 et 10).

Il a donc été décidé de ne pas modifier les valeurs proposées des coefficients  $K'l$  et  $K'cv$ . Les valeurs  $K'l$  ont, cependant, fait l'objet d'un lissage mathématique plus régulier que précédemment. Pour le métakaolin, la littérature donne peu de données sur sa contribution à la chaleur du béton [13]. Toutefois, cette addition pouzzolanique possède une grande activité chimique dans le béton (indice d'activité d'au moins 90 % voire 100 % [10]). En outre, la norme Béton [9] lui octroie un coefficient  $k$  (de prise en compte dans le liant équivalent) égal à 1. Sur ces bases, le choix a donc été fait ici de prendre, pour le coefficient  $K'm$  de pondération dans le liant équivalent « chaleur », une valeur sécuritaire de 1.

Enfin, le calcul de LEch couvre désormais le cas de l'utilisation dans une même formule de plusieurs additions (cendre volante, fumée de silice, laitier moulu, métakaolin) : toutes les contributions des additions se cumulent, en négligeant les éventuelles interactions (approche sécuritaire).

### 3.3. Coefficient correcteur

L'hydratation des ciments est un processus exothermique. La quantité de chaleur dégagée est souvent considérée comme étant directement proportionnelle au degré d'hydratation moyen du ciment. Ainsi la quantité de chaleur dégagée à l'infini est directement proportionnelle au degré d'hydratation à l'infini.

Pour un temps théorique infini et pour des rapports  $E_{eff}/C$  supérieur à 0,43 [15], le degré d'hydratation final devrait être égal à 1. Cependant, en raison d'une densification progressive de la couche d'hydrates autour des grains anhydres, l'hydratation n'est jamais complète. Plusieurs auteurs ont proposé des relations pour déterminer l'évolution du degré d'hydratation à l'infini en fonction du rapport  $E_{eff}/C$ . La relation proposée par Waller [14] permet de reproduire correctement les résultats expérimentaux (figure 11) :

$$\xi_{\infty} = 1 - \exp(-3,3 E_{eff}/C) \quad [eq. 15]$$

où  $\xi_{\infty}$  est le degré d'hydratation à l'infini.

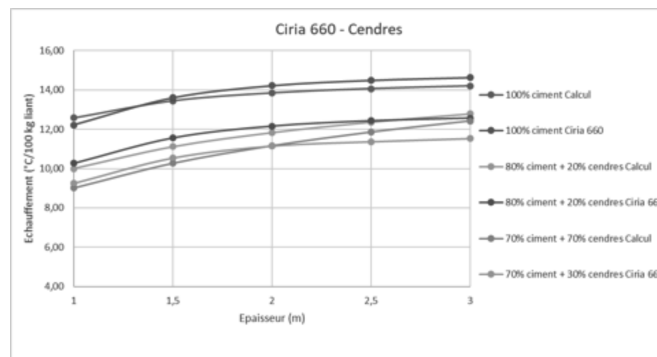


Figure 10 : Comparaison CIRIA 660 et modèle de l'annexe des recommandations (cas des cendres volantes).

Cette relation est étendue aux liants composés en remplaçant le rapport  $E_{eff}/C$  par le rapport  $E_{eff}/(\text{Liant eq.})$ , cf. équation (8). Il est rappelé que la formule est calée pour ne donner aucune correction pour un rapport  $E_{eff}/\text{Liant eq.}$  égal à 0,45 (d'où le coefficient 1,29 dans l'équation 8).

### 3.4. Pris en compte de la température initiale

La température du béton joue un rôle significatif étant donné que la réaction d'hydratation est un processus thermo-activé. Ainsi, plus la température initiale du béton est élevée plus la cinétique d'hydratation sera rapide et plus la vitesse de dégagement de chaleur est élevée. Afin de déterminer l'impact de la température initiale sur l'augmentation de température, une étude comparative est menée. Des calculs aux éléments finis ont été effectués [4,5] et comparés à ceux issus de l'utilisation de la méthode simplifiée proposée (équation 11), pour des bétons de différents compositions (5 liants différents : CEMI, CEMIII et 3 CEM V), dans la figure 12.

On observe comme cela a été souligné au 2.5 que la prise en compte de la température initiale ne conduit pas à une amélioration significative de la prédiction de  $\Delta T$  pour les structures massives. Une amélioration significative peut être apportée pour les structures dégageant peu de chaleur (peu épaisses) – équation 16. Mais ces structures, en règle générale, ne connaissent pas d'augmentation de température pouvant conduire à des risques de développement de RSI. Cette correction n'a donc pas été introduite dans les recommandations.

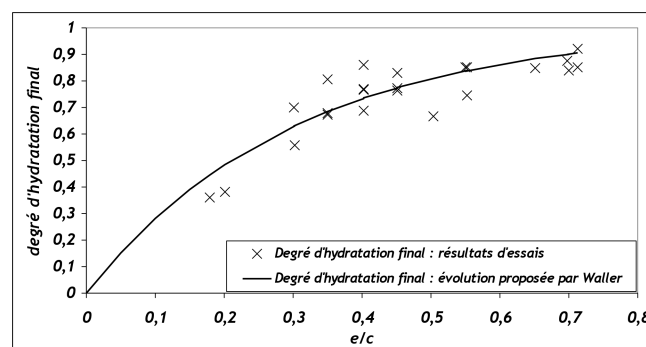
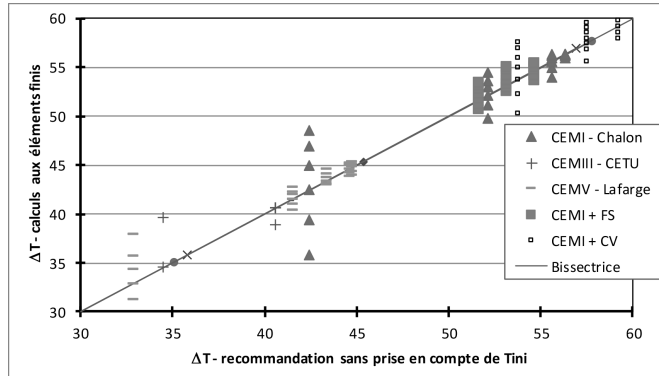
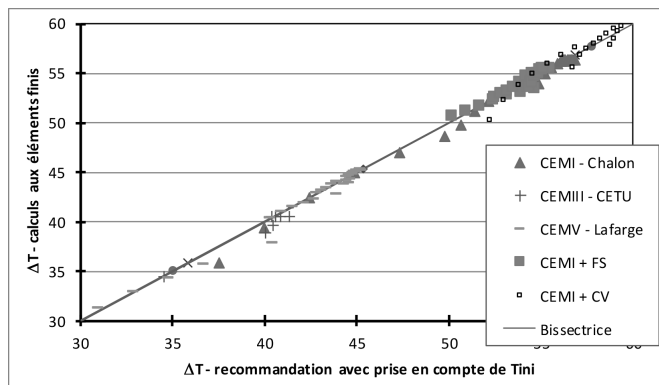


Figure 11 : Valeur du degré d'hydratation final d'un CEM I [14] en fonction du e/c.

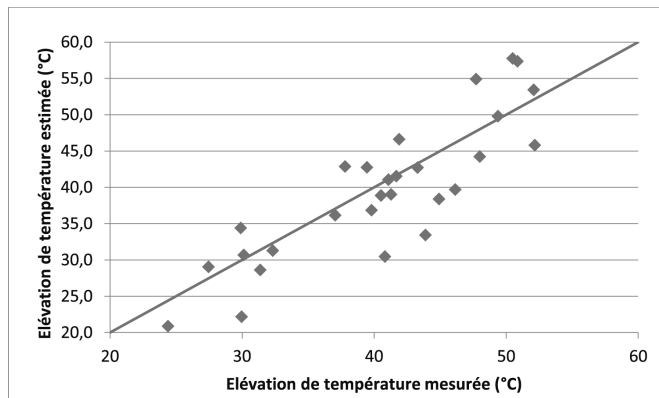




**Figure 12 : Evolution de l'accroissement de température calculé par calcul aux éléments finis en fonction de celui calculé avec les recommandations sans tenir compte de la température initiale, cf. équation 11 (plus les points sont proches de la bissectrice, plus l'écart entre les 2 calculs est faible).**



**Figure 13 : Evolution de l'accroissement de température calculé par calcul aux éléments finis en fonction de celui calculé avec les recommandations en tenant compte de la température initiale, cf. équation 16 (plus les points sont proches de la bissectrice, plus l'écart entre les 2 calculs est faible).**



**Figure 14 : Comparaison des élévations de température en conditions adiabatiques sur 27 bétons de la thèse d'A. Bourchy.**

$$\Delta T = R \times \Delta t_{adia} R \times (1 + A * (T_{ini} - 20)/EP^n) \quad [eq. 16]$$

Où  $T_{ini}$  est la température initiale et le meilleur calibrage sur 5 compositions de béton différentes (à base de CEM I, CEM III et 3 CEM V différents) a donné  $A = 0.019$  et  $n = 2$ . Les résultats de cette calibration sont reportés sur la Figure 13.

<sup>1</sup> A. Bourchy, « Relation chaleur d'hydratation du ciment – montée en température et contraintes générées au jeune âge du béton » (titre provisoire), thèse de l'Université Paris-Est, soutenance prévue en 2018.

## 4. COMPARAISON AVEC DES MESURES

### 4.1. Comparaison avec les essais adiabatiques

Dans le cadre de la thèse d'Agathe Bourchy<sup>1</sup>, des mesures de dégagement de chaleur adiabatique de différents bétons ont été réalisées sur 27 bétons. Ceux-ci avaient des compositions variées utilisant un CEM I, un CEM II, des fumées de silice et du laitier. Ces mesures sont comparées aux élévations de températures obtenues à l'aide de l'annexe 3 à la fin de l'étape 4 (figure 14). La comparaison fait clairement apparaître que le modèle prédit assez correctement l'élévation de température en conditions adiabatiques. Pour caractériser l'erreur l'indicateur RMSE est utilisé. Le RMSE (root mean square error) est la racine carrée de la moyenne arithmétique des carrés des écarts entre les prévisions et les observations. Il donne l'écart-type de l'erreur de prédiction du modèle et donc une indication de sa précision. Dans le cas des données de la figure 14, avec la nouvelle version de l'annexe le RMSE est égal à 5 °C.

### 4.2. Comparaison avec des données synthétiques issues de calcul

L'évolution de la température en tout point d'une structure peut être obtenue en résolvant l'équation de la chaleur :

$$\rho C_p \left( \frac{\partial T}{\partial t} \right) + \lambda \nabla^2 T = Q_{\infty} (\partial \alpha(T)) / \partial t \quad [eq. 15]$$

avec  $\rho$  la masse volumique du béton,  $C_p$  la chaleur spécifique,  $\lambda$  la conductivité thermique,  $Q_{\infty}$  la chaleur dégagée ultime et  $\alpha$  le degré d'hydratation ( $0 \leq \alpha \leq 1$ ). En faisant l'hypothèse d'une énergie d'activation  $E_a$  unique pour la réaction d'hydratation et en considérant une loi d'Arrhénius pour décrire la variation de la vitesse d'hydratation en fonction de la température, l'évolution du degré d'hydratation peut se mettre sous la forme suivante :

$$\partial \alpha(T) / \partial t = A(\alpha) \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right) \quad [eq. 16]$$

avec  $A$  l'affinité chimique de la réaction,  $R$  la constante des gaz parfaits. La connaissance de la « signature thermique » du béton ( $E_a$ ,  $A$ ,  $Q_{\infty}$ ) est donc nécessaire pour résoudre l'équation 15. Un test adiabatique réalisé à deux températures différentes permet d'identifier cette signature. La réalisation de ce type de test reste délicate, mais il est aussi possible de faire cette identification en réalisant un test quasi-adiabatique un utilisant un calorimètre dont les pertes thermiques sont connues [9].

Nous proposons de comparer les résultats du modèle prédictif présenté au paragraphe 3 avec différentes données synthétiques obtenues en résolvant l'équation 15, pour trois ciments dont la signature thermique a été caractérisée, avec ou sans additions minérales. Les caractéristiques techniques des ciments utilisées pour le modèle prédictif sont présentées dans le tableau 2. Quand le  $Q_{120}$  est disponible, c'est cette dernière valeur qui est utilisée pour le calcul.





Type de ciment	Rc2 (MPa)	Rc28 (MPa)	Q <sub>41</sub> (J/g)	Q <sub>120</sub> (J/g)	Dosage (kg/m <sup>3</sup> )	Dosage additions
CEM V/A	22,7	54,5	289	302	393,5	-
CEM I 52,5 N CP2	33	60	324	-	400	-
CEM I 52,5 PM CP2	34	60	322	324	438	-
CEM I 52,5 PM CP2	34	60	322	324	344	34 kg/m <sup>3</sup> FS
CEM I 52,5 PM CP2	34	60	322	324	459	138 kg/m <sup>3</sup> CV
CEM I 52,5 PM CP2	34	60	322	324	246	74 kg/m <sup>3</sup> CV

**Tableau 2 : Caractéristiques des ciments et dosages dans le béton pour la comparaison avec les données synthétiques.**

Les paramètres de l'étude qui ont été changés sont :

- la température initiale du béton (14, 17, 20, 23, 26, 29, 32°C), corrélée avec la température extérieure (respectivement 5, 10, 15, 20, 25, 30, 35°C),
- l'épaisseur de la pièce étudiée (entre 1 et 5m).

Cela correspond au total à 172 configurations différentes et permet de faire une analyse systématique des paramètres du modèle. La figure 15 présente la comparaison entre les valeurs de température maximale prédite par le modèle et les valeurs synthétiques obtenues en résolvant l'équation de la chaleur par un code aux éléments finis.

Comme attendu, les températures maximales prédites par le modèle surestiment les températures synthétiques de référence, ce qui est sécuritaire. Suivant le type de liant, cette surestimation peut dépasser 10°C. Concernant la dépendance de la température maximale en fonction de l'épaisseur de la pièce ou de la température initiale du béton, il y a une très bonne corrélation entre les deux températures.

### 4.3. Comparaison avec des mesures in-situ

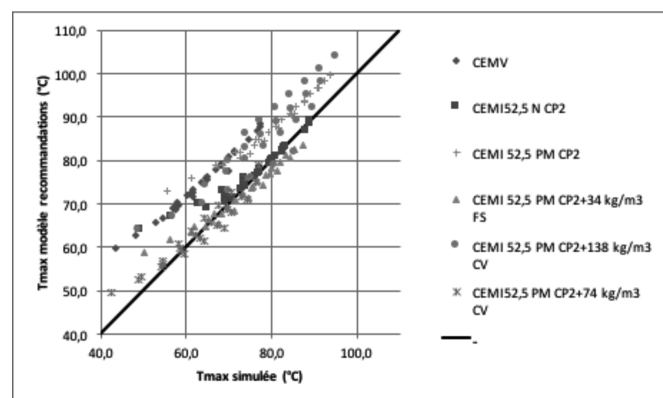
La méthode décrite au paragraphe 3 est comparée à une série de 44 mesures sur ouvrages réels. La figure 16 présente les résultats obtenus. On constate que les valeurs estimées sont en général au-dessus des valeurs mesurées, ce qui était recherché afin de rester sécuritaire.

Pour caractériser l'erreur l'indicateur RMSE est de nouveau utilisé. Dans le cas des données de la figure 16, avec la nouvelle

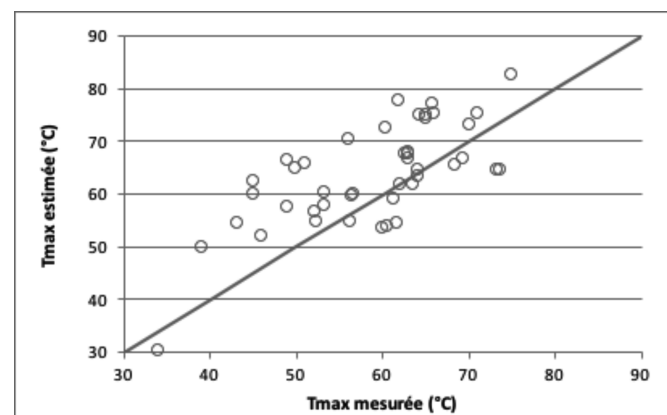
version de l'annexe le RMSE est égal à 8,5 °C. Avec l'ancienne version des recommandations, le RMSE sur les mêmes données est égal à 8,8 °C. Ces résultats montrent qu'il faut rester modeste sur la capacité du modèle à prédire de manière très précise les élévations de température dans les pièces massives.

## 5. CONCLUSION

La révision des recommandations pour la prévention des désordres dus à la réaction sulfatique interne a permis de réviser l'annexe permettant d'estimer l'élévation de température dans les pièces massives. Les principales modifications ont porté sur la possibilité d'utiliser la chaleur dégagée par un ciment au bout de 120h dans un essai Langavant (Q120) et la différenciation entre le liant équivalent « chaleur » et le liant équivalent habituel (au sens de la norme NF EN 206/CN). La comparaison avec des mesures in-situ sur différents chantiers a montré que le calage des relations est bien dans un sens favorisant la sécurité (on obtient plutôt une élévation supérieure à celle constatée in-situ) et que la précision de la méthode reste très relative (de l'ordre de 8 °C). Le calcul proposé par l'annexe ne donne donc qu'une indication et, si une précision plus grande est nécessaire, une approche par éléments finis utilisant l'équation de la chaleur et la thermo-activation de la réaction d'hydratation sera nécessaire. Cette approche demandera également des données supplémentaires comme le dégagement de chaleur adiabatique du béton [4, 5].



**Figure 15 : Comparaison des températures maximales prédites par le modèle avec celles obtenues numériquement à partir de la signature thermique des liants en résolvant l'équation de la chaleur.**



**Figure 16 : Comparaison entre température maximale mesurée sur ouvrage et estimée à l'aide de la méthode.**







## RÉFÉRENCES

- [1] Recommandations pour la prévention des désordres dus à la réaction sulfatique interne, LCPC, 2010.
- [2] Recommandations pour la prévention des désordres dus à la réaction sulfatique interne, IFSTTAR, 2017.
- [3] Norme NF EN 196-9, Méthodes d'essai des ciments - Partie 9 : chaleur d'hydratation - Méthode semi-adiabatique, décembre 2010
- [4] F. Benboudjema, J.M. Torrenti, Early age behaviour of concrete nuclear containments, *Nuclear Engineering and Design*, 238 (10) pp. 2495-2506.
- [5] J.L. Tailhan, L. D'Aloia, Ph. Autuori, Simulations numériques du comportement au jeune âge des structures en béton : modélisation et retour d'expérience, BLPC, n°278, octobre-décembre 2010
- [6] JCI guidelines for control of cracking of mass concrete, Japan concrete institute, 2008.
- [7] Freisleben Hansen, P. & Pederson, J. 1977. Maturity computer for controlled curing and hardening of concrete strength. *Nordisk Betong*, 19-34.
- [8] Anton K. Schindler and Kevin J. Folliard, Heat of Hydration Models for Cementitious Materials, *ACI Materials Journal*, V. 102, No. 1, January-February 2005
- [9] Norme NF EN 206/CN, Béton – Spécification, performance, production et ponformité – Complément national à la norme NF EN 206, Décembre 2014
- [10] Norme NF P 18-513, Additions pour béton hydraulique – Métakaolin – Spécifications et critères de conformité, Aout 2012
- [11] P.B. Bamforth, W.F. Price, *Concreting deep lifts and large volume pours (R135)*, CIRIA éd., London, 1995
- [12] P.B. Bamforth, *Early-age thermal crack control in concrete (C660)*, CIRIA éd., London, 2007
- [13] E.H. Kadri et al., Influence of metakaolin and silica fume on the heat of hydration and compressive strength development of mortar, *Applied Clay Science* 53 (2011) 704–708
- [14] V. Waller, Relations entre composition des bétons, exothermie en cours de prise et résistance en cours de prise, Thèse de doctorat de l'ENPC, 1999
- [15] T.C. Powers, T.L. Brownyard, T.L., *Studies of Physical Properties of Hardened Portland Cement Paste*, Bulletin 22, Research Laboratories of the Portland Cement Association, Chicago, 1947.

