

gonflement s'étant révélés particulièrement délétères. Des essais d'expansion résiduelle ont été menés à différentes profondeurs afin d'évaluer le degré d'avancement des dégradations imputées à ces deux structures. Ceux-ci ont confirmé les éléments issus du suivi dimensionnel des structures. Si pour P2 la réaction semble n'avoir que faiblement atteint la partie supérieure du corps d'épreuve, une part substantielle du potentiel de gonflement à 0,08 m de profondeur s'était développée dans le cas de P5 au moment de sa rupture. De même, la progression des phénomènes expansifs sur la hauteur de la poutre semble beaucoup plus rapide dans le cas de P5. En revanche, l'établissement d'un profil d'expansion résiduelle quasi-linéaire suivant la hauteur de la structure pour P2 semble indiquer une progression beaucoup plus progressive de la réaction.

On trouvera en Annexe 7 une synthèse exhaustive des suivis dimensionnels et hydriques des poutres non armées.

2.6 Analyse mécanique des poutres non armées

2.6.1 Introduction

L'objectif de l'approche développée dans cette section consiste à vérifier que, sur la base d'essais de gonflement libre en laboratoire, et moyennant la connaissance d'un état hydrique plausible, il est possible d'expliquer le fonctionnement mécanique des poutres testées (dans le cadre de la théorie de la RdM) en prenant si nécessaire en compte les couplages s'appliquant aux déformations chimiques imposées localement.

Pour mener à bien le re-calcul des structures considérées dans ces essais, il convient tout d'abord de disposer des données d'entrées nécessaires. Le principe de la modélisation proposée, à l'image de l'approche proposée par (*Multon 2004*), est d'identifier un profil de déformations imposées à partir du profil hydrique de la structure. Ceci revient à prendre en compte les couplages existant entre humidité et gonflement. La détermination du profil de déformations imposées se fait en utilisant les mesures dimensionnelles effectuées dans le cadre des essais de gonflement libre et utilisées comme une donnée d'entrée du calcul.

Par la suite, on évalue la réponse mécanique de la structure dans le cadre de la théorie de la résistance des matériaux. L'analyse des résultats expérimentaux a en effet montré que cette théorie peut s'appliquer dans le cadre de nos essais.

Les résultats expérimentaux sont confrontés graphiquement aux estimations issues des calculs que nous développons. Les incertitudes évaluées pour ces calculs sont représentées sous la forme de barres d'erreur. On trouvera en Annexe 8 le détail des calculs correspondants.

2.6.2 Principe de la modélisation et notations adoptées

Par convention, l'axe vertical suivant la hauteur de la poutre (z) est orienté vers le haut et son origine est fixée au niveau de la face supérieure. Par conséquent, les cotes considérées pour décrire la section des poutres sont négatives.

La première étape du calcul consiste en la détermination du profil hydrique des structures. Le détail de ces calculs a été fourni en section 1.4.1. D'une manière générale, les variations massiques de la poutre sont écrites de la façon suivante :

$$\left\{ \begin{array}{l}
 \Delta M(t) = M_V \cdot S \cdot \int_0^h \frac{\delta m}{m} dz \\
 = M_V \cdot S \cdot \left[\int_0^d \left(\frac{\delta m}{m} \right)_{\text{séchage}}(z, t) \cdot dz + \int_{h+P(t)}^h \left(\frac{\delta m}{m} \right)_{\text{imbibition}}(t) \cdot dz \right] \\
 M_V = \text{masse volumique} \\
 S = \text{section transversale} \\
 \left(\frac{\delta m}{m} \right)_{\text{séchage}}(z, t) = \text{profil de séchage (gammadensimétrie)} \\
 P(t) = \text{hauteur de remontée du front d'imbibition} \\
 h = -0,5 \text{ m} = \text{hauteur de section} \\
 d = \text{profondeur de séchage} \\
 \left(\frac{\delta m}{m} \right)_{\text{imbibition}}(t) = \text{variation massique du matériau imbibé}
 \end{array} \right. \quad (4-19)$$

Dans la zone soumise au séchage, on utilise le profil de gammadensimétrie pour déterminer le séchage, dont on déduit la déformation de retrait. Le premier point de mesure de gammadensimétrie est situé à 0,01 m sous la surface. Cette mesure est estimée représentative d'une couche de 2 cm de béton (le point de mesure suivant est situé 20 mm plus bas). L'étude du comportement des différents bétons vis-à-vis de la dessiccation a permis de déterminer une relation entre déformation de retrait et variation de masse d'une couche de béton de 2 cm d'épaisseur (cf. Chapitre 3). Cette même relation est utilisée pour relier directement la variation de masse déterminée par gammadensimétrie et la déformation de retrait imposée correspondante. On considère ensuite une variation linéaire de ce retrait imposé sur une hauteur d égale à la profondeur de séchage selon la relation (4-20).

$$\left\{ \begin{array}{l}
 z \in [0; d] \\
 \varepsilon_{\text{imp}}(z, t) = \frac{\varepsilon_{\text{ret}}(t)}{-0,01 - d} \cdot (z - d) \\
 \varepsilon_{\text{ret}}(t) = \text{déformation de retrait à } 0,01 \text{ m de profondeur}
 \end{array} \right. \quad (4-20)$$

Dans la zone soumise à l'imbibition en partie basse, on considère que la déformation imposée est constante suivant z et égale à une fonction $\varepsilon_{\text{imp_imbibition}}(t)$ qui varie en fonction de la modélisation considérée :

$$\left\{ \begin{array}{l}
 z \in [h + P(t); h] \\
 \varepsilon_{\text{imp}}(t) = \varepsilon_{\text{imp_imbibition}}(t) \\
 \varepsilon_{\text{imp_imbibition}}(t) = \text{déformation imposée}
 \end{array} \right. \quad (4-21)$$

Dans la zone médiane non soumise aux échanges hydriques, on considère que la déformation imposée est constante suivant z et égale à une fonction $\varepsilon_{\text{imp_scellé}}(t)$ qui varie en fonction de la modélisation considérée (cf. relation (4-22)).

$$\begin{cases} z \in [d; h + P(t)] \\ \varepsilon_{\text{imp}}(t) = \varepsilon_{\text{imp_scellé}}(t) \\ \varepsilon_{\text{imp_scellé}}(t) = \text{déformation imposée} \end{cases} \quad (4-22)$$

La Figure 4-76 illustre la méthode de détermination du profil de déformations imposées :

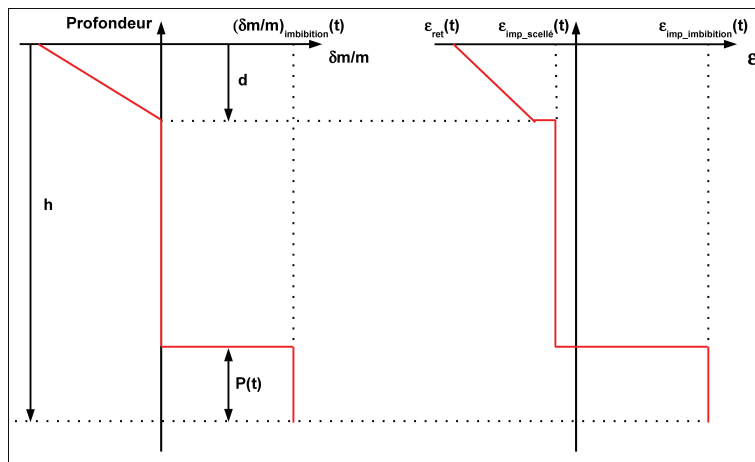


Figure 4-76 : identification du profil de déformations imposées

On dispose alors de l'ensemble des données d'entrée nécessaires à la résolution du problème mécanique. L'écriture des équations traduisant l'équilibre des efforts intérieurs est donnée par la relation (4-23).

$$\begin{cases} N = \int_0^h \sigma(z) \cdot b \cdot dz = 0 \\ M = \int_0^h \sigma(z) \cdot z \cdot b \cdot dz = 0 \\ b = \text{largeur de la poutre} \end{cases} \quad (4-23)$$

Afin de résoudre ce système, on formule les hypothèses suivantes :

- Le matériau répond à une loi de comportement chemo-élastique :

$$\sigma(z) = E \cdot (\varepsilon(z) - \varepsilon_{\text{imp}}(z)) \quad (4-24)$$

- Les sections droites restent planes (théorie des poutres – hypothèse justifiée par l'analyse des suivis dimensionnels expérimentaux) :

$$\varepsilon = \varepsilon_0 \cdot z + \varepsilon_0 \quad (4-25)$$

La combinaison des relations (4-23) à (4-25) aboutit à l'écriture du système suivant de deux équations à deux inconnues donné par (4-26).

$$\begin{cases} N = \int_0^h \sigma(z) \cdot b \cdot dz = 0 \\ M = \int_0^h \sigma(z) \cdot z \cdot b \cdot dz = 0 \end{cases} \Leftrightarrow \begin{cases} \varepsilon_0' \cdot \frac{h^2}{2} + \varepsilon_0 \cdot h = \int_0^h \varepsilon_{\text{imp}}(z) \cdot dz = I_n \\ \varepsilon_0' \cdot \frac{h^3}{3} + \varepsilon_0 \cdot \frac{h^2}{2} = \int_0^h \varepsilon_{\text{imp}}(z) \cdot z \cdot dz = I_m \end{cases} \quad (4-26)$$

La résolution de ce système donne alors :

$$\begin{cases} \varepsilon_0' = -\frac{12}{h^3} \cdot \left(\frac{h}{2} \cdot I_n - I_m \right) \\ \varepsilon_0 = \frac{4}{h} \cdot I_n - \frac{6}{h^2} \cdot I_m \\ I_n(t) = \frac{\varepsilon_{\text{ret}}(t)}{-0,01-d} \cdot \left(-\frac{d^2}{2} \right) + \varepsilon_{\text{imp_imbib}}(t) \cdot (h - P(t)) + \varepsilon_{\text{imp_scellé}}(t) \cdot (P(t) - d) \\ I_m(t) = \frac{\varepsilon_{\text{ret}}(t)}{-0,01-d} \cdot \left(-\frac{d^3}{6} \right) + \varepsilon_{\text{imp_imbib}}(t) \cdot \left(\frac{h^2}{2} - \frac{P(t)^2}{2} \right) + \varepsilon_{\text{imp_scellé}}(t) \cdot \left(\frac{P(t)^2}{2} - \frac{d^2}{2} \right) \end{cases} \quad (4-27)$$

La résolution de ce système à chaque pas de temps où on dispose de l'ensemble des données permettant de mener à bien le calcul fournit alors une estimation de la flèche sur la base du modèle considéré.

Par la suite, on se propose de tester :

- les modèles d'évaluation du profil hydrique « binaire » et « pondéré » explicités en sections 1.4.1.2.3 et 1.4.1.2.4. Ceux-ci ont en effet une influence directe sur l'évaluation du profil de déformation imposée. La comparaison de la réponse du modèle avec l'expérience est donc un moyen de juger de la pertinence du profil hydrique ;
- la validité de l'usage de la courbe de gonflement libre en eau comme donnée d'entrée du calcul. (*Multon 2004*) a en effet mis en évidence que cette donnée se révèle pertinente pour la modélisation du comportement mécanique de poutres atteintes de RAG. Il convient donc de tester pour nos cas cette hypothèse, tant en termes d'amplitude que de cinétique.

2.6.3 Cas de la poutre P1 faiblement réactive vis-à-vis de la RSI

2.6.3.1 Influence des profils hydriques et des profils de déformations imposées

2.6.3.1.1 Modèle (*Multon 2004*)

Dans ses travaux, (*Multon 2004*) considère le profil hydrique déterminé par le modèle présenté en section 1.4.1.2.1. Dans cette modélisation, on considère que le comportement hydrique du matériau imbibé est identique à celui des éprouvettes de

gonflement libre immergées correspondantes. La cinétique de remontée du front d'imbibition est quant à elle considérée proportionnelle à la racine carrée du temps.

Les déformations imposées dans la zone d'imbibition sont prises égales aux déformations des éprouvettes de gonflement libre immergées correspondantes. Dans la zone qui n'est pas impactée par les échanges hydriques, les déformations imposées sont prises égales à celles des éprouvettes de gonflement libre conservées sous aluminium. Ainsi, on a :

$$\begin{cases} \varepsilon_{\text{imp_imbib}}(t) = \varepsilon_{\text{GL_eau}}(t) \\ \varepsilon_{\text{imp_scellé}}(t) = \varepsilon_{\text{GL_alu}}(t) \end{cases} \quad (4-28)$$

L'application de ce modèle au cas de la poutre non réactive (P2) de l'étude de (Multon 2004) conduit aux résultats présentés par la Figure 4-77. On obtient une estimation relativement satisfaisante de la flèche d'une structure soumise à un gradient hydrique.

La Figure 4-78 représente le résultat du même calcul appliqué à la simulation du comportement de la poutre P1 de notre programme. On observe une large surestimation de la flèche mesurée. Ainsi, malgré le fait que les déformations de cette poutre soient comparables au cas de la Figure 4-77 et que le modèle hydrique développé par (Multon 2004) permette de retranscrire de manière satisfaisante le comportement hydrique global de la poutre, la prédiction de la flèche par le calcul mécanique se révèle être erronée. Il semble donc que ce jeu d'hypothèse ne corresponde pas au comportement expérimental de ce corps d'épreuve. Si on considère les hypothèses du calcul mécanique comme vérifiées, cet écart peut alors être imputable à un biais dans l'estimation du profil hydrique et/ou dans la détermination du profil de déformations imposées.

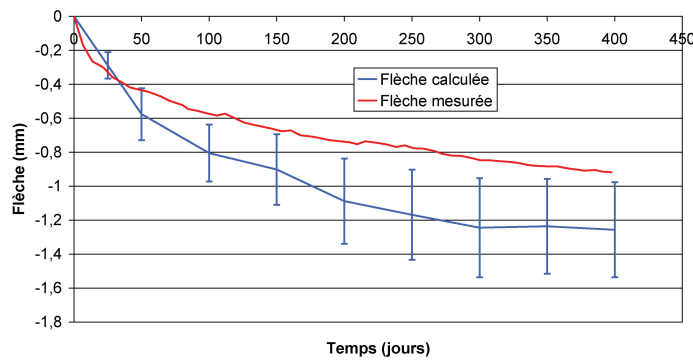


Figure 4-77 : comparaison de la flèche mesurée et de la flèche calculée de la poutre non réactive de l'étude (Multon 2004)

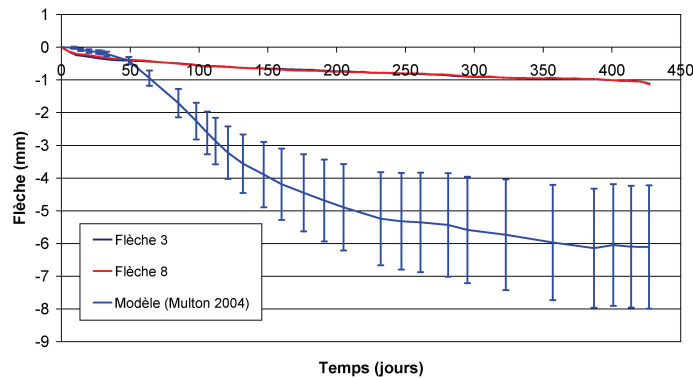


Figure 4-78 : modélisation du comportement de P1 à l'aide du modèle (Multon 2004)

2.6.3.1.2 *Modèle de comportement hydrique binaire et déformations de gonflement libre imposées*

Une des principales différences entre la RSI et la RAG mises en évidence dans le cadre de l'étude des couplages entre humidité et gonflements présentée dans le Chapitre 3 est la modification du comportement hydrique du matériau lors du développement des expansions. Pour tenter de tenir compte de ce changement, le modèle de comportement hydrique binaire a été proposé (cf. section 1.4.1.2.3). Il considère une dégradation instantanée du matériau en termes hydriques lors du passage du front d'imbibition : le matériau passe instantanément de son état hydrique initial à son état hydrique saturé en fin de réaction de gonflement. On considère donc dans cette section ce comportement hydrique.

A l'image de la modélisation de (Multon 2004), on considère que les déformations imposées dans la zone imbibée sont égales aux déformations de gonflement libre en immersion. Les relations (4-28) restent donc valables dans ce cas. Par la suite, ce jeu d'hypothèses sera noté « Modèle n°1 ».

La Figure 4-79 représente le résultat du calcul appliquant le modèle n°1 à la poutre P1 de notre programme. Une fois de plus, on aboutit à une large surestimation de la flèche, le calcul évaluant une déflexion supérieure à 6 mm contre seulement 1 mm après 427 jours d'exposition. La comparaison du résultat du calcul avec la courbe de gonflement libre en eau du béton NR indique que l'accélération brutale de la flèche modélisée après environ 70 jours est imputable à l'accélération des déformations imposées dans la zone imbibée. Ceci indique donc que l'accélération des phénomènes d'expansion dans le cadre d'un essai de gonflement libre n'est pas notée dans le cadre de l'essai sur structure. Ceci pourrait s'expliquer tout d'abord par un effet de cinétique : les gonflements développés dans la zone imbibée ne sont pas constants comme cela est suggéré par notre approche, le béton situé le plus en haut de la zone imbibée présentant un avancement de réaction moins important que celui situé en bas, soumis à l'humidification de manière plus précoce. Par ailleurs, un effet similaire sur les amplitudes de gonflement dans la zone imbibée pourrait s'expliquer par une lixiviation plus avancée en partie basse qu'en partie haute de la zone affectée par la remontée hydrique.

Finalement, il apparaît que l'utilisation des expansions mesurées en gonflement libre ne semble pas adaptée à la description du profil de déformations imposées dans notre cas.

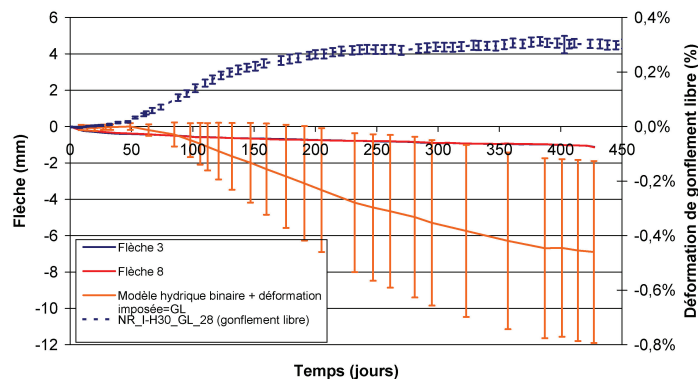


Figure 4-79 : modélisation du comportement de P1 – modèle n°1

2.6.3.1.3 *Modèle de comportement hydrique binaire et déformations de gonflement libre pondérées*

Le modèle précédent a montré que la considération d'un comportement mécanique de la zone imbibée identique au gonflement libre conduit au développement d'une flèche trop importante lorsque les éprouvettes de gonflement libre gonflent fortement. Ceci semble donc impliquer une cinétique différente dans le cas du matériau imbibé. Pour tenir compte de cet effet, on se propose d'utiliser comme donnée d'entrée du « gonflement » le potentiel de gonflement libre pondéré à chaque instant par la cinétique d'imbibition $S(t)$. Ceci revient à prendre en compte un couplage (grossier) entre déformation imposée et prise de masse en considérant que ces deux paramètres présentent une loi d'évolution temporelle identique. Dans ces conditions, le champ de déformations imposé est alors donné par (4-29). Ce jeu d'hypothèses sera noté par la suite « Modèle n°2 ».

$$\left\{ \begin{array}{l} \varepsilon_{\text{imp_imbib}}(t) = \varepsilon_{\text{GL_eau}}(\infty) \cdot S(t) = \varepsilon_{\text{GL_eau}}(\infty) \cdot \frac{1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau_{c_m}}\right)}{1 + \exp\left(-\frac{t - \tau_{i_m}}{\tau_{c_m}}\right)} \\ \varepsilon_{\text{imp_scellé}}(t) = \varepsilon_{\text{GL_alu}}(t) \end{array} \right. \quad (4-29)$$

La Figure 4-80 illustre les résultats de ce calcul dans le cas de la poutre P1. Si l'écart entre l'estimation et le comportement expérimental a été réduit, il reste néanmoins très important. Le modèle ne permet donc pas de retranscrire de manière correcte le comportement expérimental de ce corps d'épreuve.

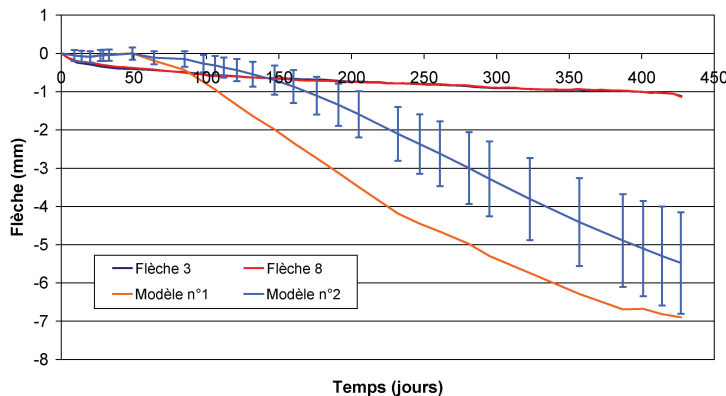


Figure 4-80 : modélisation du comportement de P1 – modèle n°2

2.6.3.1.4 *Modèle de comportement hydrique et déformations de gonflement libre pondérés par la cinétique d'imbibition des poutres*

L'autre donnée d'entrée influant sur le calcul de la réponse mécanique d'une poutre est le profil hydrique : de par le mode d'identification du profil de déformation imposé, cette donnée d'entrée a un effet direct sur la sollicitation des structures.

On adopte une nouvelle approche dans laquelle, on remplace le modèle de comportement hydrique binaire par celui de gonflement libre pondéré par la cinétique d'imbibition (cf. section 1.4.1.2.4). Les valeurs de déformations imposées sont prises

identiques à celles données par la relation (4-29). On cherche ainsi à modéliser une progression initiale du front d'imbibition plus rapide que celle estimée par le modèle hydrique de comportement binaire. Ce jeu d'hypothèses sera noté par la suite « Modèle n°3 ».

Le résultat du calcul correspondant est donné par la Figure 4-81. Conformément à nos attentes, la réponse du modèle est améliorée lors des premiers pas de temps (durant environ 30 jours) : la modélisation d'un front d'imbibition pénétrant plus rapidement initialement semble mieux retranscrire la réalité et conforte notre critique du modèle de comportement hydrique binaire sous-estimant la profondeur de remontée hydrique.

Néanmoins, au delà de cette échéance, l'écart entre modélisation et expérience est à nouveau important et ne retranscrit pas de manière satisfaisante le comportement structurel de la poutre.

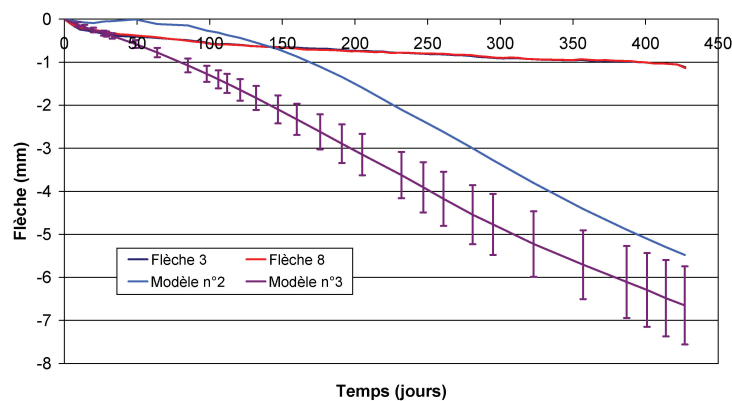


Figure 4-81 : modélisation du comportement de P1 – modèle n°3

2.6.3.1.5 Conclusions sur l'influence des données d'entrée

L'ensemble des modélisations proposées pour retranscrire le comportement expérimental de la poutre P1 se sont révélées inadaptées. D'une manière générale, l'estimation de la flèche obtenue est systématiquement trop importante, traduisant ainsi principalement une déformation imposée dans la zone imbibée trop importante et modélisant une flexion de la structure plus importante que dans la réalité. La modification de la cinétique d'expansion dans la zone affectée par le front de remontée hydrique n'a pas permis d'améliorer de façon significative les estimations.

Finalement, en faisant abstraction des incertitudes sur la détermination du profil hydrique des structures, il semble que dans le cas de la poutre P1, l'utilisation des expansions mesurées en gonflement libre ne permet pas de retranscrire les résultats expérimentaux. Les déformations imposées à la structure semblent beaucoup plus faibles que celles que nous avons considérées dans cette section.

Au cours des investigations du Chapitre 3 et de la section 2.4.2 du présent chapitre, il a été suggéré que des différences de porosité puissent exister entre les cylindres de gonflement libre et les poutres correspondantes. En effet, ces derniers sont carottés sur des blocs coulés en une seule fois et vibrés à l'aiguille tandis que les poutres sont coulées en plusieurs gâchées, nécessitant ainsi une plus grande vibration afin de remarier les différentes couches de béton. Ce mode de mise en œuvre est ainsi synonyme de plus faible porosité pour les poutres, en particulier en partie basse dont le matériau est introduit en premier dans le coffrage et donc vibré le plus longtemps. Cette diminution de porosité

pourrait ainsi expliquer les différences d'expansion entre poutres et éprouvettes par un effet de cinétique : elle est synonyme de ralentissement des phénomènes de transport et donc potentiellement des expansions en limitant les mouvements de réactifs ainsi que la lixiviation des alcalins. Il convient néanmoins de signaler que cette diminution du volume total des pores présente un effet antagoniste vis-à-vis des expansions : une moins grande quantité d'ettringite est nécessaire pour combler la porosité initiale et peut donc induire une initialisation plus précoce des expansions.

2.6.3.2 Influence d'une variation du module d'Young

Le développement de gonflements de RSI conduit à une diminution du module d'Young (*Ping & Beaudoin 1992-b, Zhang et al. 2002-b, Brunetaud 2005, Shimada 2005*). Cette diminution a une influence sur la réponse mécanique de la structure : schématiquement, une poutre est constituée d'un béton sain de module d'Young E_b dans sa partie supérieure et en partie inférieure d'un béton dégradé sous les effets de la RSI de module réduit E_{red} . Un des objectifs initiaux de ces travaux était d'évaluer expérimentalement l'évolution du module d'Young en fonction des gonflements développés. La conservation des éprouvettes sous scellement a permis de confirmer qu'en l'absence d'expansions le module restait inchangé, ce qui autorise bien de conserver E_b en partie haute des poutres. Pour évaluer E_{red} , on est amené à utiliser les résultats d'autres recherches où la conservation en eau des éprouvettes a déclenché des gonflements suffisants.

(*Brunetaud 2005*) a réalisé des mesures de module dynamique sur des bétons de composition similaire à ceux de notre étude. Afin d'obtenir une première approximation de la diminution du module d'Young de nos matériaux lors du développement d'expansions, nous avons assimilé à une droite les variations de module en fonction des expansions correspondant aux matériaux les plus proches de ceux que nous avons mis en œuvre (matériau considéré : module de 35 GPa, amplitude de gonflement de l'ordre de 1 %) comme indiqué par la Figure 4-82. La relation linéaire (4-30) est ainsi établie.

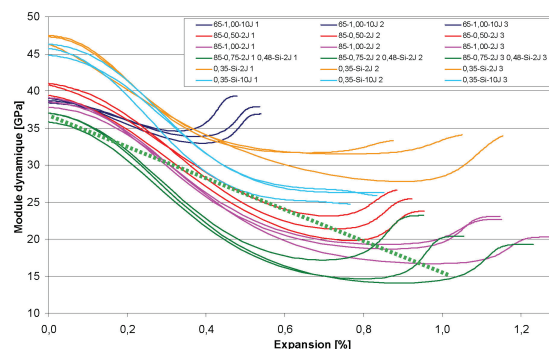


Figure 4-82 : diminution du module dynamique lors du développement de gonflements d'après (*Brunetaud 2005*)

$$E_{red}(\varepsilon) = E_b - 1900 \cdot 10^3 \cdot \varepsilon \quad (4-30)$$

Cette variation du module d'Young a été appliquée à la zone affectée par le front d'imbibition. Les modèles n°2 et n°3 couplés à cette variation du module ont été notés modèles n°4 et n°5. Le module d'Young en fonction de la hauteur est alors donné par la

relation (4-31). Le système régissant le fonctionnement de la structure est donné par la relation (4-32).

$$E = E(z) = \begin{cases} E_b & \text{si } z \in [0; h + P(t)] \\ E_{red} & \text{si } z \in [h + P(t); h] \end{cases} \quad (4-31)$$

E_b = module d'Young du béton sain

E_{red} = module d'Young dégradé suite au développement d'une RGI

$$\begin{cases} a \cdot \varepsilon_0' + b \cdot \varepsilon_0 = I_n' = \int_0^h E(z) \cdot \varepsilon_{imp}(z) \cdot dz \\ a' \cdot \varepsilon_0' + b' \cdot \varepsilon_0 = I_m' = \int_0^h E(z) \cdot \varepsilon_{imp}(z) \cdot z \cdot dz \\ a = E_b \cdot \frac{(h + P(t))^2}{2} + E_{red} \cdot \left(\frac{h^2}{2} - \frac{(h + P(t))^2}{2} \right) \\ b = E_b \cdot (h + P(t)) + E_{red} \cdot (-P(t)) \\ a' = E_b \cdot \frac{(h + P(t))^3}{3} + E_{red} \cdot \left(\frac{h^3}{3} - \frac{(h + P(t))^3}{3} \right) \\ b' = E_b \cdot \frac{(h + P(t))^2}{2} + E_{red} \cdot \left(\frac{h^2}{2} - \frac{(h + P(t))^2}{2} \right) \end{cases} \quad (4-32)$$

Le calcul des intégrales donne :

$$\begin{cases} I_n' = \frac{E_b \cdot \varepsilon_{ret}}{-0,01 - d} \cdot \left(-\frac{d^2}{2} \right) + E_b \cdot \varepsilon_{imp_scellé} \cdot (h + P(t) - d) + E_{red} \cdot \varepsilon_{imp_imbib} \cdot (-P(t)) \\ I_m' = \frac{E_b \cdot \varepsilon_{ret}}{-0,01 - d} \cdot \left(-\frac{d^3}{6} \right) + E_b \cdot \varepsilon_{imp_scellé} \cdot \frac{(h + P(t))^2 - d^2}{2} + E_{red} \cdot \varepsilon_{imp_imbib} \cdot \frac{h^2 - (h + P(t))^2}{2} \end{cases} \quad (4-33)$$

La Figure 4-83 et la Figure 4-84 comparent les estimations de flèche des modèles n°2 et 3, avec ceux prenant en compte la diminution de module avec le développement de gonflements (modèles n°4 et 5 respectivement). Logiquement, les différences entre les deux approches se font essentiellement ressentir après un certain temps d'exposition de la structure, i.e. une fois les gonflements suffisamment développés pour induire une diminution du module. En fin de calcul, le module initial est ainsi estimé avoir chuté de 30 %.

On note que les effets sur la réponse mécanique de P1 sont très peu importants. En tout état de cause, la non prise en compte de ce phénomène dans les modèles n°2 et n°3 ne se révèle pas être la cause des écarts observés entre estimations et résultats expérimentaux. Ce résultat était relativement prévisible à la lumière des travaux de (Multon 2004) : la non prise en compte de la variation du module d'Young dans un système non armé permettait tout de même d'estimer de manière satisfaisante les flèches des structures (cf. section 2.6.3.1.1).

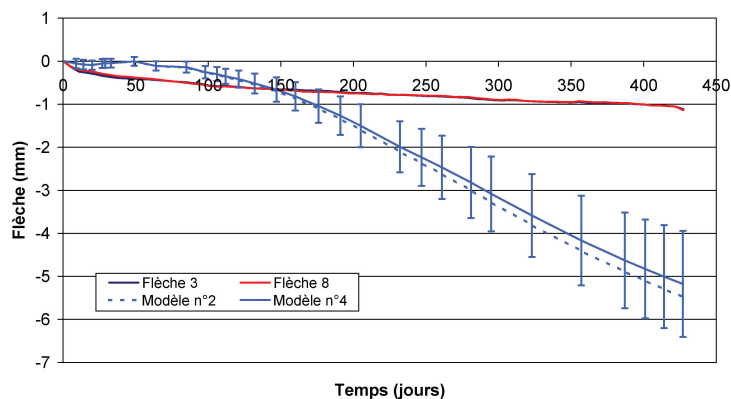


Figure 4-83 : influence d'une variation du module d'Young – comparaison des estimations des modèles n°2 et n°4 – poutre P1

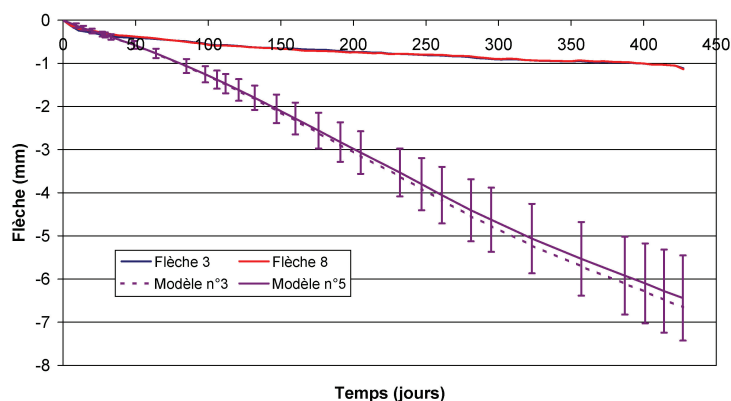


Figure 4-84 : influence d'une variation du module d'Young – comparaison des estimations des modèles n°3 et n°5 – poutre P1

2.6.4 Cas d'une poutre constituée d'un matériau à fort potentiel de gonflement

2.6.4.1 Poutre P2

2.6.4.1.1 Influence du type de modélisation

La poutre P2 a développé des flèches importantes durant ses 330 jours d'exposition : le caractère fortement expansif du béton R1 et l'absence d'armatures a conduit à l'apparition de phénomènes extrêmement délétères ayant conduit à la ruine de la structure sous son seul poids propre.

La Figure 4-85 représente l'estimation des flèches de P2 au cours du temps par les modèles n°1, 2 et 3. Comme pour P1, le modèle n°1 (comportement hydrique binaire et déformations de gonflement libre dans la partie imbibée) conduit à une très large surestimation de la flèche de la structure. Il semble donc que dans ce cas également, le matériau impacté par la remontée hydrique ne développe pas de gonflements de manière identique à un essai de gonflement libre.

L'application du modèle n°2 (comportement hydrique binaire et déformations imposées égales au potentiel de gonflement libre pondéré par la cinétique d'imbibition globale) améliore considérablement les prédictions. Contrairement au cas de la poutre P1, le comportement global de la structure est relativement bien reproduit en termes de flèche :

l'ordre de grandeur de la flèche calculée est cohérent avec les mesures. Néanmoins, des écarts conséquents subsistent, résultat des nombreuses approximations et incertitudes sur les données d'une part et sur nos hypothèses d'autre part. En tout état de cause, il semble que le jeu d'hypothèses défini par le modèle n°2 soit cohérent avec les résultats expérimentaux. La comparaison de la déformation moyenne modélisée et mesurée confirme le bon accord entre les deux approches. Ainsi, il semble que ce jeu d'hypothèses corresponde de manière satisfaisante au fonctionnement mécanique de P2 dans la direction longitudinale.

Les résultats du modèle n°3 (comportement hydrique et potentiel de gonflement libre pondérés par la cinétique d'imbibition globale) se révèlent également cohérents avec les données expérimentales en termes de flèche. L'estimation fournie est dans un premier temps plus élevée que celle du modèle n°2. Par la suite, le modèle retranscrit moins bien l'accélération de la déflexion aux alentours de 250 jours. Ceci peut s'expliquer par la progression plus rapide du front d'imbibition modélisé dans la poutre : dans le cas du modèle n°2, la progression du front d'imbibition reste relativement lente, confinant ainsi la zone d'expansion imposée en partie basse et en dessous de l'axe neutre de telle manière que les gonflements conduisent à une mise en flexion plus importante de la poutre ; dans le cas du modèle n°3, la remontée rapide du front d'imbibition peut induire l'application de gonflements imposés au dessus de l'axe neutre. Dans ce cas, la zone d'expansion imposée située au dessus de l'axe neutre entraîne la poutre vers le haut, réduisant ainsi l'estimation de la flèche. Ces considérations sont confirmées lors de l'analyse de la déformation longitudinale moyenne : on note un écart important entre le modèle et l'expérience : le modèle n°3 estime une elongation de la poutre bien supérieure à la réalité. Ceci est cohérent avec une remontée hydrique trop importante, conduisant à imposer une déformation conséquente sur une trop grande partie de la hauteur de la structure.

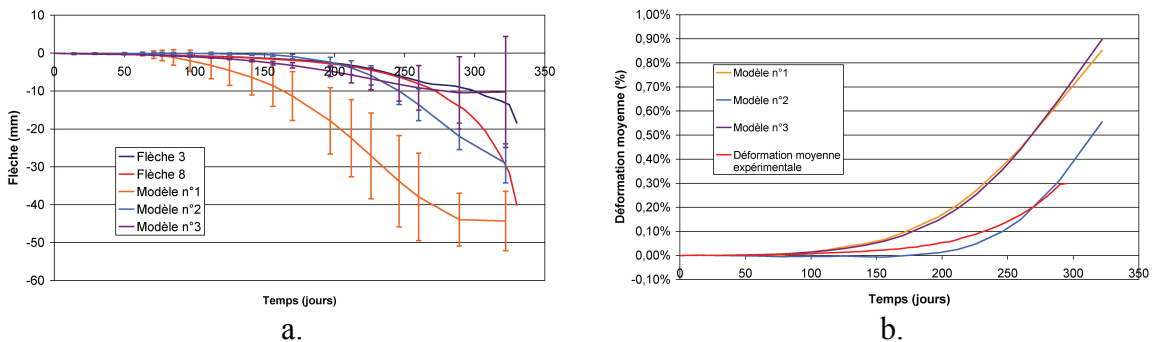


Figure 4-85 : comparaison des estimations des modèles n°1, 2 et 3 appliqués à P2 (a. flèches ; b. déformation moyenne)

2.6.4.1.2 Variation du module d'Young

La Figure 4-86 représente l'influence de la prise en compte de la diminution du module d'Young (cf. section 2.6.3.2) pour le modèle n°2. A l'image de l'étude de P1, la prise en compte de ce phénomène n'induit que peu d'effets sur l'estimation de la flèche malgré une diminution substantielle du module de 60 % à 427 jours. La hauteur de remontée du front d'imbibition restant relativement limitée, une grande partie de la poutre conserve sa rigidité d'origine.

La Figure 4-87 compare les déformations longitudinales estimées par le modèle n°4 aux déformations mesurées expérimentalement. L'évolution globale des déformations calculées est en accord avec les mesures. Néanmoins, les écarts entre calcul et expérience

restent substantiels. A 0,08 m de profondeur, le modèle prédit une contraction qui n'est pas observée expérimentalement. Ceci semble indiquer que le profil de déformation imposée n'applique pas suffisamment d'expansion dans la partie basse de la poutre pour modéliser un gonflement de la structure en ce point. Le calcul de contrainte en fibre inférieure conduit à la prédiction d'une fissuration après environ 270 jours. Expérimentalement, les premières fissures transversales en face inférieure ont été notées aux alentours de 200 jours d'exposition (cf. section 2.1.5). Après 280 jours, on note une fissuration transversale très localisée (cf. Figure 4-88).

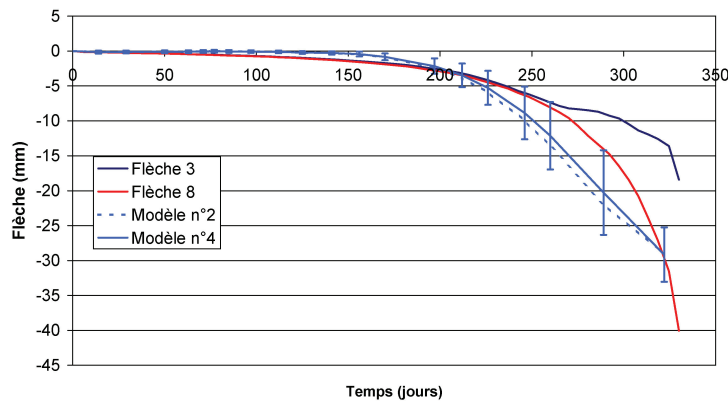


Figure 4-86 : influence d'une variation du module d'Young – comparaison des estimations des modèles n°2 et n°4 – poutre P2

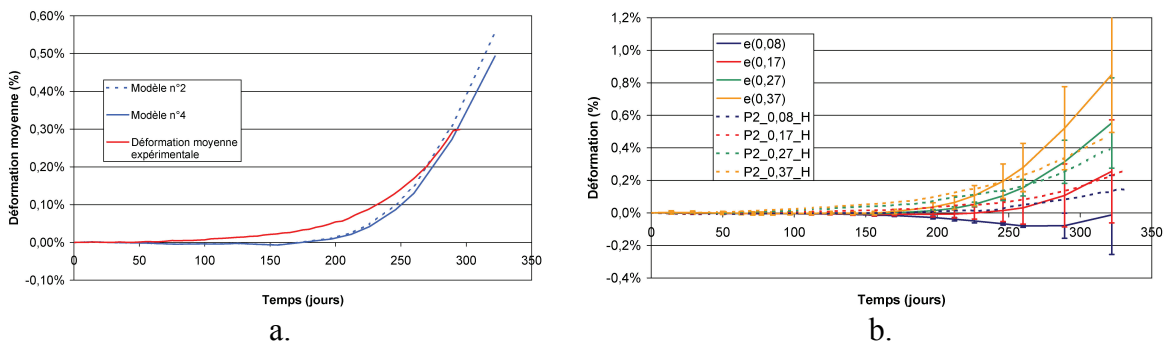


Figure 4-87 : évaluation des déformations de la poutre P2 – modèle n°4 (a. déformation moyenne ; b. confrontation aux mesures par jauges noyées – $e(x)$ = déformation calculée à la profondeur x)

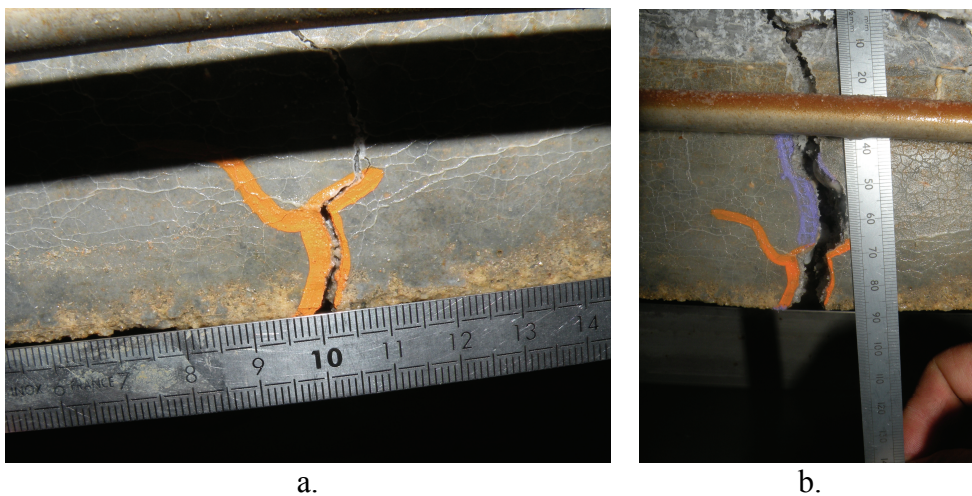


Figure 4-88 : évolution de l'ouverture d'une fissure transversale en face inférieure (a. 280 jours ; b. 320 jours)

La Figure 4-89 représente l'influence de la prise en compte d'une diminution du module d'Young lors du développement d'une expansion, comparant ainsi les modèles n°3 et n°5. L'effet de cette prise en compte est plus marqué en termes de flèche : dans le cas du modèle de comportement hydrique de gonflement libre pondéré de la cinétique d'imbibition de la poutre, le front de remontée hydrique est estimé remonter plus haut et plus rapidement que pour le modèle de comportement hydrique binaire du modèle n°2. Ainsi, dans le cas du modèle n°5, le module réduit affecte une partie beaucoup plus importante de la poutre et explique ainsi cet effet plus marqué de la diminution du module. L'estimation de la flèche fournie reste cohérente avec les données expérimentales. Par ailleurs, la prise en compte de la diminution du module améliore la reproduction de l'accélération de la déflexion en fin de suivi.

La Figure 4-90 représente l'évaluation des déformations longitudinales de la poutre P2 à partir du modèle n°5. De la même façon qu'avec le modèle n°3, on observe une surestimation des déformations réelles. Le calcul de contrainte en fibre inférieure conduit à situer l'apparition de la fissuration aux alentours de 120 jours. Expérimentalement, les premières fissures visibles ont été détectées après environ 110 jours d'exposition (cf. section 2.3.5). Contrairement au cas du modèle n°3, aucun retrait n'est modélisé en partie haute de la structure ce qui est cohérent avec l'estimation d'une plus grande déformation moyenne : la progression plus rapide du front d'imbibition dans ce cas conduit à imposer des gonflements sur une plus grande hauteur, aboutissant ainsi à ce résultat.

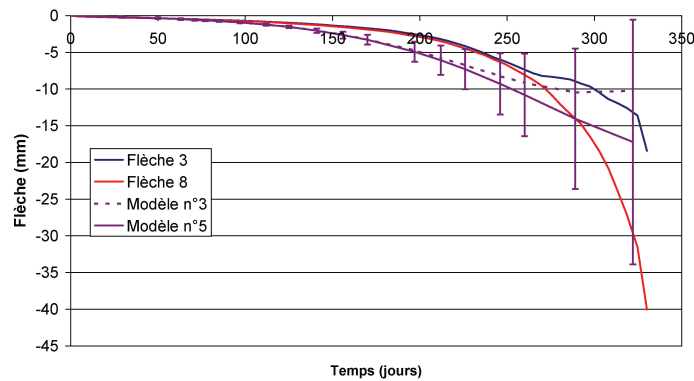


Figure 4-89 : influence d'une variation du module d'Young – comparaison des estimations des modèles n°3 et n°5 – poutre P2

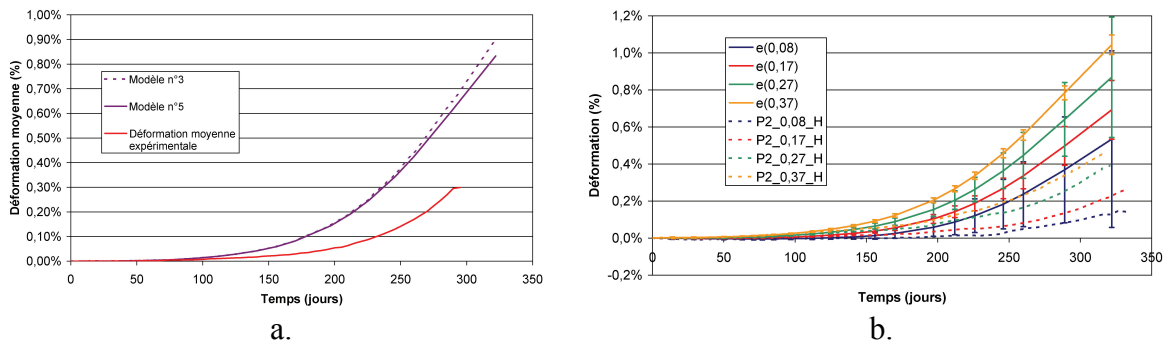


Figure 4-90 : évaluation des déformations de la poutre P2 – modèle n°5 (a. déformation moyenne ; b. confrontation aux mesures par jauges noyées – $e(x)$ = déformation calculée à la profondeur x)

2.6.4.2 Poutre P5

Cette section ne présente que les résultats des calculs issus de l'application du modèle n°4. En effet, devant les écarts limités entre les modèles sans prise en compte d'une dégradation du module et ceux la retranscrivant, il a été décidé dans cette section de ne présenter que les résultats des modèles prenant en compte cet effet car ils sont jugés plus réalistes. Par ailleurs, aucun résultat obtenu à l'aide de la modélisation n°5 n'est présenté : les variations hydriques importantes de la poutre P5 conduisent à estimer une hauteur de remontée du front d'imbibition supérieure à la hauteur de la poutre dans ce cas et indiquent ainsi que le modèle de comportement hydrique utilisé ne peut être appliqué dans ce cas.

La Figure 4-91 confronte les estimations du modèle n°4 aux flèches mesurées expérimentalement. Les estimations fournies par le modèle n°4 reproduisent de manière correcte le comportement global observé expérimentalement en termes de flèches. Tout comme pour P2, l'ordre de grandeur de la flèche calculée est cohérent. Néanmoins, les nombreuses incertitudes sur les données et les hypothèses que nous avons utilisées expliquent l'écart observé.

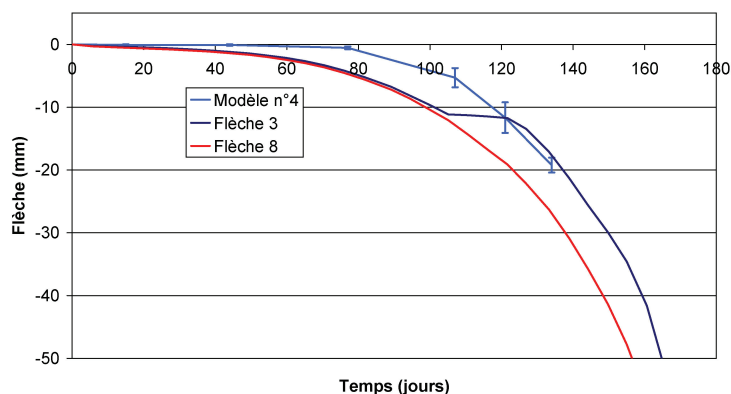


Figure 4-91 : estimation des flèches de P5 par le modèle n°4

La Figure 4-92 représente les estimations des déformations longitudinales au sein de P5 et les confronte aux données expérimentales disponibles. Si le comportement global du modèle est qualitativement satisfaisant, les valeurs estimées présentent néanmoins des différences significatives avec les mesures. A l'image de P2, une contraction de la poutre en partie supérieure est estimée. Toutefois, celle-ci paraît ici plus probable à la lumière des déformations horizontales globales mesurées à l'aide des LVDT en partie haute de la poutre (0,03 m de profondeur) indiquant une contraction de cette zone de la structure (cf. Figure 4-56). D'une manière générale, la déformation moyenne calculée sous-estime la valeur expérimentale et témoigne probablement de la sous-évaluation de la remontée hydrique par le modèle de comportement hydrique binaire contribuant à sous estimer la zone soumise à une élongation imposée dans notre raisonnement.

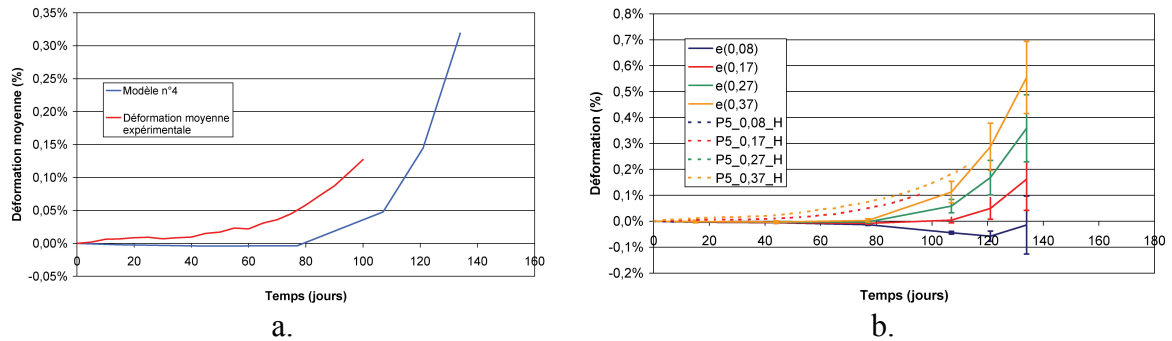


Figure 4-92 : évaluation des déformations de la poutre P5 – modèle n°4 (a. déformation moyenne ; b. confrontation aux mesures par jauges noyées – $e(x)$ = déformation calculée à la profondeur x)

2.6.5 Conclusions relatives à la modélisation des poutres non armées

La modélisation des résultats expérimentaux à partir d'une approche simplifiée basée sur les hypothèses de la théorie des poutres se révèle relativement délicate. L'approche mise en œuvre par (Multon 2004) pour la description de poutres atteintes par la RAG ne permet pas de retranscrire de manière satisfaisante les résultats obtenus pour des poutres atteintes de RSI (couplée ou non à la RAG). Il semble que l'amplitude considérablement plus importante des phénomènes expansifs étudiés dans ce mémoire ne permette plus la validité de certaines hypothèses sur le plan hydrique comme sur le plan mécanique.

Premièrement, l'incertitude inhérente à l'estimation du profil hydrique au sein de la structure et mise en évidence en section 1.4 se révèle être problématique. De par le mode d'estimation du profil de déformations imposées, cette incertitude sur les données hydriques induit une incertitude importante lors de la réalisation du calcul mécanique.

Deuxièmement, il apparaît que l'utilisation des courbes de gonflement libre pour estimer les déformations imposées en zone imbibée (qui s'était révélée bien adaptée à la description de poutres atteintes par la RAG par [Multon 2004]) conduit à une large surestimation des déformations des structures atteintes. Ainsi une pondération de l'amplitude de gonflement libre (considérée comme une propriété intrinsèque du matériau dans notre raisonnement) par la cinétique d'imbibition globale de la poutre s'est avérée nécessaire. Aucune solution satisfaisante n'a été trouvée pour la modélisation du comportement de P1 : l'estimation fournie par les calculs conduit systématiquement à une surestimation de la déformation de la structure. En revanche, pour les poutres non armées fortement réactives, le modèle basé sur l'hypothèse de comportement hydrique binaire et considérant une cinétique d'expansion identique à la cinétique d'imbibition (appliquant ainsi une corrélation directe entre les déformations et les prises de masse) semble être raisonnablement adapté à la description de ces corps d'épreuve.

2.7 Conclusions

Cette section a proposé l'analyse du fonctionnement mécanique de poutres non armées soumises à un gradient de gonflement d'amplitude et de cinétique variable. D'une manière générale, l'application d'un gradient hydrique vertical par immersion de la face inférieure des poutres et séchage à 30 % HR de la face supérieure conduit à développer des gonflements de manière préférentielle en partie basse et aboutit à une mise en flexion des structures. Dans le cas de la poutre P1 (formule NR), la flèche développée à mi-portée est

de l'ordre de un millimètre à l'issue des 427 jours d'exposition. Ces flèches sont considérablement plus importantes et évoluent beaucoup plus rapidement pour les poutres P2 (formule R1) et P5 (formule R2). Les forts potentiels d'expansion des matériaux R1 et R2 ont conduit à une rupture de ces structures respectivement après 330 jours et 180 jours d'exposition (correspondant à des flèches de l'ordre de 40 mm pour P2 et 70 mm pour P5). La rupture est le résultat de la remontée de fissures transversales à la poutre initiées au niveau de la face inférieure et se propageant vers la face supérieure à la faveur des expansions. Des essais d'expansion résiduelle ont été menés sur ces corps d'épreuve et ont permis de confirmer la création d'un gradient d'expansion par l'application d'un gradient hydrique.

L'ensemble des mesures dimensionnelles est présenté, critiqué et confronté aux mouvements hydriques dans les structures. Le fonctionnement mécanique des corps d'épreuve dans les trois directions a été étudié.

Dans la direction verticale, les mesures de déformation locale permettent d'estimer le degré d'avancement de la réaction, la poutre fonctionnant « librement » dans cette direction.

Dans la direction transversale, on note pour la poutre P5 une forte non linéarité du profil de déformation suivant la hauteur du corps d'épreuve. Ceci semble indiquer une progression très rapide et nette du front d'imbibition dans cette structure conduisant au développement d'expansions très localisées et induisant des autocontraintes probablement conséquentes dans cette zone. Cette non linéarité semble moins marquée pour la poutre P2 et pourrait donc témoigner d'une progression plus « diffuse » du front d'imbibition, ce qui apparaît cohérent avec les différences de cinétiques entre les bétons R1 et R2.

Enfin, dans la direction longitudinale, l'analyse des suivis dimensionnels a permis de mettre en évidence la validité de la théorie de la Résistance des Matériaux : les hypothèses de cette théorie sont d'une manière générale correctement satisfaites et ce malgré les déformations et les fissurations importantes. Ainsi, le fonctionnement de ces poutres dans la direction longitudinale peut être entièrement décrit par le profil sensiblement linéaire de déformation dans cette direction. Un profil moyen a été défini pour les poutres à la lumière de l'ensemble des données disponibles et est décrit quantitativement en termes de courbure et d'élongation moyenne à l'issue de chacune des analyses. En ce qui concerne la poutre P1, des problèmes métrologiques ont posé des difficultés de mesure rendant parfois délicate la vérification de ces hypothèses.

Le modèle de comportement hydrique développé par (*Multon 2004*) dans le cadre de son étude de la RSI s'est révélé inadapté à la description de nos essais. En effet, la modification importante du comportement hydrique des matériaux atteints mise en évidence dans le Chapitre 3 ne permet pas la retranscription des variations hydriques globales de la structure. Des approches alternatives ont ainsi été proposées. Néanmoins, elles ont nécessité la formulation d'hypothèses très fortes dont la validité n'a pu être complètement vérifiée à la lumière des données dont nous disposons actuellement. Ceci induit une incertitude importante sur les profils hydriques que nous avons déterminés même si leur confrontation aux suivis dimensionnels a permis une première évaluation de leur pertinence.

Cette incertitude sur la détermination des mouvements hydriques dans les structures pose évidemment problème dans le cadre de la modélisation de la réponse mécanique des poutres. L'identification du profil de déformations imposées à partir du profil hydrique peut se révéler problématique. Par ailleurs, l'utilisation des « données brutes » des essais de gonflement libre pourtant pertinente pour la modélisation des effets de RAG par

(Multon 2004) conduit à une large surestimation des déformations des structures dans les cas de RSI étudiés dans nos travaux. Une pondération du potentiel de gonflement libre par la cinétique d'imbibition globale des poutres a alors été proposée et semble raisonnablement satisfaisante pour le cas de poutres fortement réactives. La prise en compte d'une diminution du module dans les zones de forte expansion améliore à la marge la simulation.

3 Comportement mécanique des poutres armées

3.1 Suivi dimensionnel des structures

A ce stade du programme, les données issues des mesures par extensomètres à corde vibrante n'ont pu être intégrées au manuscrit : leur traitement permettra à terme de disposer de données complétant les premiers éléments présentés dans ce mémoire.

3.1.1 Cas des poutres P3 et P4 armées réactives vis-à-vis de la RSI

3.1.1.1 Déformations dans la direction verticale

La Figure 4-93 représente le suivi des déformations verticales des poutres P3 et P4 au cours des 427 premiers jours d'exposition. L'application d'un gradient hydrique conduit au développement d'un gradient de gonflement. Le capteur positionné à 0,37 m de profondeur a fonctionné de manière satisfaisante durant 300 jours (déformation de 0,4 %). La jauge positionnée en partie supérieure (profondeur 0,08 m) a fonctionné durant la totalité de la première phase des essais (427 jours).

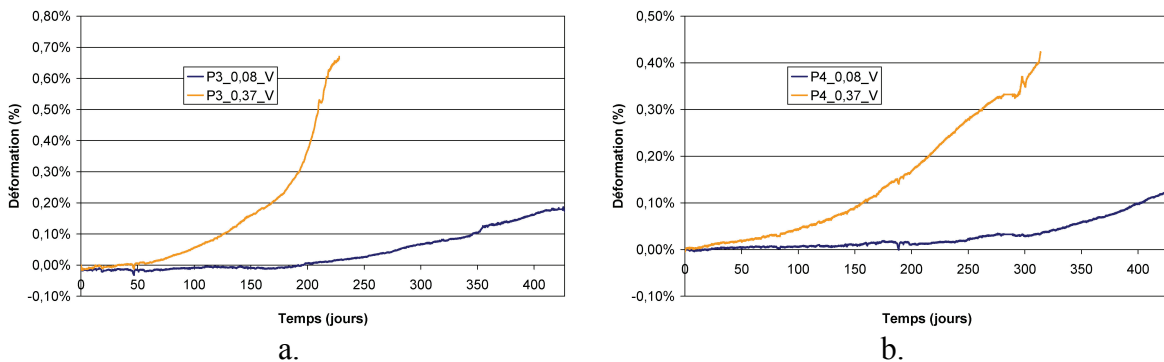


Figure 4-93 : suivi des déformations verticales locales des poutres armées réactives vis-à-vis de la RSI (a. P3 ; b. P4)

La Figure 4-94 compare l'évolution du gradient de déformations verticales aux profils hydriques estimés au sein des corps d'épreuve. On observe systématiquement le développement d'un gradient de déformation très sévère avec des gonflements en partie basse d'autant plus importants que le taux de renforcement est faible. En partie supérieure, très peu d'expansions sont notées. Ceci est cohérent avec les profondeurs d'imbibition estimées par les modélisations hydriques : le front de remontée hydrique n'a pas atteint une hauteur suffisante pour permettre le développement d'expansions significatives en partie haute des corps d'épreuve.