
Chapitre 4 Effets des réactions de gonflement sur des structures soumises à un gradient hydrique

1	Comportement hydrique de structures soumises à un gradient hydrique	281
1.1	Introduction.....	281
1.2	Suivi hydrique global.....	281
1.2.1	Phase 1 : séchage de la partie supérieure.....	281
1.2.2	Phase 2 : humidification de la partie supérieure.....	283
1.3	Suivi hydrique local.....	284
1.3.1	Phase 1 : séchage de la partie supérieure.....	284
1.3.2	Phase 2 : remouillage de la partie supérieure.....	286
1.4	Détermination des mouvements hydriques dans les structures.....	287
1.4.1	Phase 1 : séchage de la partie supérieure.....	287
1.4.1.1	Cas d'une poutre faiblement réactive vis-à-vis de la RSI.....	287
1.4.1.2	Cas d'une poutre fortement réactive vis-à-vis de la RSI.....	290
1.4.1.2.1	Remontée du front d'imbibition en fonction de la racine carrée du temps.....	290
1.4.1.2.2	Modification de la cinétique de remontée hydrique.....	291
1.4.1.2.3	Modification de la modélisation du comportement hydrique en partie basse de la structure : comportement hydrique « binaire ».....	292
1.4.1.2.4	Modification du comportement hydrique en partie basse de la structure : prise de masse de gonflement libre pondérée par la cinétique d'imbibition.....	296
1.4.1.2.5	Discussion des différentes modélisations.....	298
1.4.2	Phase 2 : remouillage de la partie supérieure.....	299
2	Comportement mécanique des poutres non armées.....	300
2.1	Suivis dimensionnels de la poutre fortement réactive vis-à-vis de la RSI.....	300
2.1.1	Déformations dans la direction verticale.....	300
2.1.1.1	Mesures internes par jauges noyées.....	300
2.1.1.2	Mesures externes par cordes vibrantes.....	302
2.1.2	Déformations dans la direction transversale.....	303
2.1.2.1	Mesures internes par jauges noyées.....	303
2.1.2.2	Mesures en faces supérieure et inférieure (extensomètres à corde vibrante).....	304
2.1.2.3	Mesures externes par cordes vibrantes.....	306
2.1.2.4	Confrontation des différentes mesures et profils de déformation transversales.....	306
2.1.3	Fonctionnement de la poutre dans la direction longitudinale.....	307
2.1.3.1	Déformations longitudinales locales.....	307
2.1.3.2	Déformations longitudinales globales.....	309
2.1.3.3	Mesure de flèches.....	310
2.1.3.4	Profil de déformation horizontale moyen – description du fonctionnement structurel dans le cadre de la théorie des poutres.....	313
2.1.4	Evaluation de l'isotropie des déformations mesurées dans une poutre non armée ...	313
2.1.5	Description de l'évolution de l'état du corps d'épreuve : fissuration et déformation	315
2.2	Suivis dimensionnels de la poutre faiblement réactive vis-à-vis de la RSI.....	316
2.2.1	Déformations dans la direction verticale.....	316
2.2.2	Déformations dans la direction transversale.....	316
2.2.3	Fonctionnement de la poutre dans la direction longitudinale.....	317
2.2.4	Mesures de flèches.....	319
2.2.5	Conclusions.....	320
2.3	Suivis dimensionnels de la poutre réactive vis-à-vis de la RSI et de la RAG.....	321
2.3.1	Déformations dans la direction verticale.....	321

2.3.2	Déformations dans la direction transversale.....	322
2.3.3	Fonctionnement de la poutre dans la direction longitudinale	323
2.3.3.1	Déformations longitudinales locales.....	323
2.3.3.2	Déformations longitudinales globales.....	324
2.3.3.3	Mesure de flèches	325
2.3.3.4	Profil de déformation horizontale moyen – description du fonctionnement structurel dans le cadre de la théorie des poutres.....	326
2.3.4	Evaluation de l’isotropie des déformations mesurées.....	327
2.3.5	Description de l’évolution de l’état du corps d’épreuve : fissuration et déformation	328
2.4	Investigations complémentaires suite à la rupture spontanée des poutres non armées réactives	329
2.4.1	Introduction	329
2.4.2	Essais d’expansion résiduelle	331
2.4.3	Observations microscopiques.....	336
2.5	Synthèse du comportement mécanique expérimental des poutres non armées.....	339
2.6	Analyse mécanique des poutres non armées.....	340
2.6.1	Introduction	340
2.6.2	Principe de la modélisation et notations adoptées	340
2.6.3	Cas de la poutre P1 faiblement réactive vis-à-vis de la RSI.....	343
2.6.3.1	Influence des profils hydriques et des profils de déformations imposées.....	343
2.6.3.1.1	Modèle (Multon 2004).....	343
2.6.3.1.2	Modèle de comportement hydrique binaire et déformations de gonflement libre imposées	345
2.6.3.1.3	Modèle de comportement hydrique binaire et déformations de gonflement libre pondérées	346
2.6.3.1.4	Modèle de comportement hydrique et déformations de gonflement libre pondérés par la cinétique d’imbibition des poutres.....	346
2.6.3.1.5	Conclusions sur l’influence des données d’entrée	347
2.6.3.2	Influence d’une variation du module d’Young	348
2.6.4	Cas d’une poutre constituée d’un matériau à fort potentiel de gonflement	350
2.6.4.1	Poutre P2.....	350
2.6.4.1.1	Influence du type de modélisation	350
2.6.4.1.2	Variation du module d’Young	351
2.6.4.2	Poutre P5.....	354
2.6.5	Conclusions relatives à la modélisation des poutres non armées.....	355
2.7	Conclusions	355
3	Comportement mécanique des poutres armées	357
3.1	Suivi dimensionnel des structures.....	357
3.1.1	Cas des poutres P3 et P4 armées réactives vis-à-vis de la RSI.....	357
3.1.1.1	Déformations dans la direction verticale	357
3.1.1.2	Déformations dans la direction transversale	359
3.1.1.3	Fonctionnement des structures dans la direction longitudinale.....	361
3.1.1.3.1	Déformations longitudinales locales du béton	361
3.1.1.3.2	Déformations longitudinales globales du béton	364
3.1.1.3.3	Déformations des aciers longitudinaux.....	365
3.1.1.3.4	Mesures de flèches	366
3.1.1.3.5	Profil de déformation horizontale moyen – description du fonctionnement structurel dans le cadre de la théorie des poutres	369
3.1.1.4	Description de l’évolution de l’état des corps d’épreuve.....	371
3.1.2	Cas de la poutre armée P6 réactive vis-à-vis de la RSI et de la RAG.....	373
3.1.2.1	Déformations dans la direction verticale	373
3.1.2.2	Déformations dans la direction transversale	375
3.1.2.3	Fonctionnement de la structure dans la direction longitudinale.....	376
3.1.2.3.1	Déformations longitudinales locales du béton	376
3.1.2.3.2	Déformations longitudinales globales du béton	378
3.1.2.3.3	Déformations des aciers longitudinaux.....	378
3.1.2.3.4	Mesures de flèches	379
3.1.2.3.5	Profil de déformation horizontale moyen – description du fonctionnement structurel dans le cadre de la théorie des poutres	381

3.1.2.4	Description de l'évolution de l'état des corps d'épreuve	383
3.1.3	Conclusions sur le comportement mécanique expérimental des poutres armées	383
3.2	Analyse mécanique des poutres armées	384
3.2.1	Principe de modélisation.....	384
3.2.2	Influence de la donnée d'expansion imposée prise en compte.....	385
3.2.2.1	Cas des poutres fortement armées	385
3.2.2.2	Cas de la poutre faiblement armée	386
3.2.3	Influence de la prise en compte d'une diminution du module d'Young	387
3.2.3.1	Modélisation.....	387
3.2.3.2	Cas des poutres fortement armées	388
3.2.3.3	Cas de la poutre faiblement armée	390
3.2.4	Influence de la modélisation du profil hydrique	391
3.2.4.1	Cas des poutres fortement armées	391
3.2.4.2	Cas de la poutre faiblement armée	392
3.2.5	Conclusions relatives à la modélisation des poutres armées	394
3.3	Conclusions.....	394
4	Application d'une méthode de re-calcul au cas des poutres non armées	395
4.1	Introduction.....	395
4.2	Description de la méthode de re-calcul	396
4.2.1	Organisation du calcul	396
4.2.2	Lois mises en œuvre.....	397
4.2.2.1	Couplage histoire thermique au jeune âge / potentiel de gonflement.....	397
4.2.2.2	Couplage humidité / gonflement	397
4.2.2.3	Couplage contraintes / gonflements : anisotropie induite	398
4.2.2.4	Comportement du matériau vis-à-vis du retrait.....	399
4.2.2.5	Endommagement des matériaux sous l'effet des gonflements.....	400
4.3	Calculs hydriques – poutre P2.....	400
4.3.1	Calage des paramètres.....	401
4.3.2	Premier calcul hydrique	403
4.3.3	Second calcul hydrique	404
4.3.4	Conclusions.....	406
4.4	Calculs mécaniques – poutre P2	406
4.4.1	Données d'entrée	406
4.4.1.1	Calage de la loi de couplage gonflement / humidité	406
4.4.1.2	Calage de la loi de retrait.....	407
4.4.1.3	Synthèse des données d'entrée	407
4.4.2	Premier calcul mécanique	408
4.4.3	Second calcul mécanique	409
4.4.4	Application de la cinétique d'imbibition à la courbe de gonflement	410
4.5	Influence de la réactivité – calculs mécaniques des poutres P1 et P5	412
4.5.1	Données d'entrée	412
4.5.2	Résultats.....	413
4.6	Conclusions.....	414
5	Effets d'une humidification tardive en partie supérieure	415
6	Conclusions de l'analyse du fonctionnement de poutres soumises à des réactions de gonflement interne.....	417

1 Comportement hydrique de structures soumises à un gradient hydrique

1.1 Introduction

Les essais de caractérisation des couplages entre humidité et gonflement ont montré que la teneur en eau d'un matériau susceptible de RSI est un paramètre critique vis-à-vis des phénomènes d'expansion (cf. Chapitre 3) Les essais sur poutre sont basés sur l'application d'un gradient hydrique vertical au sein des structures avec pour objectif de développer des gradients de gonflement (cf. Chapitre 2). Par conséquent, pour comprendre le fonctionnement mécanique des structures, il est nécessaire d'en comprendre le fonctionnement hydrique. Cette section propose une description des résultats expérimentaux correspondant aux suivis hydriques locaux et globaux des différentes structures. Après avoir analysé ces observations, une modélisation des mouvements d'eau au sein des structures est proposée. On rappelle pour mémoire la nomenclature des poutres :

Tableau 4-1 : nomenclature des poutres testées

Désignation	P1	P2	P3	P4	P5	P6
Formule de béton	NR	R1	R1	R1	R2	R2
Renforcement	NA	NA	A	FA	NA	FA

(NA = Non Armé ; A = faiblement Armé ; FA = Fortement Armé)

1.2 Suivi hydrique global

1.2.1 Phase 1 : séchage de la partie supérieure

La Figure 4-1 représente le suivi massique global des poutres durant la phase de séchage de la partie supérieure. De par les conditions d'exposition des corps d'épreuve, ces évolutions de masse peuvent être assimilées aux échanges hydriques avec le milieu extérieur (néanmoins, des phénomènes tels que la lixiviation des alcalins au niveau de la face immergée ou la carbonatation au niveau de la face supérieure peuvent induire également des variations massiques ; il est toutefois difficile d'évaluer leur contribution à la lumière de nos données). L'origine de l'échelle des temps correspond à la mise en conditions expérimentales des corps d'épreuve, c'est-à-dire à l'instant où le scellement hydrique en parties supérieure et inférieure, mis en place pour pouvoir réaliser l'instrumentation sans dessécher le matériau, est enlevé pour soumettre les poutres au gradient hydrique. Cette première phase des expérimentations a duré 427 jours. A cette échéance, aucune des poutres ne semblait avoir atteint un état hydrique stable (les masses évoluaient toujours significativement).

Durant cette phase des expérimentations, la face supérieure des corps d'épreuve est soumise à l'environnement extérieur sec (30 % HR) tandis que les 7 cm inférieurs sont immergés dans un bac d'eau (volume utile : $0,38 \times 0,21 \times 3,15 \text{ m}^3$). Les évolutions massiques globales sont donc le fruit de la combinaison du séchage en partie haute et de l'absorption d'eau en partie basse. L'ensemble des poutres se comporte suivant un même schéma :

- dans un premier temps, on observe une perte de masse globale de chacun des corps d'épreuve (pente de la tangente à la courbe de suivi négative) : durant cette phase, la perte de masse par séchage est plus importante que le gain de masse issu de l'immersion. Le séchage est donc prépondérant par rapport à l'imbibition ;
- dans un second temps, la pente de la tangente à la courbe de suivi massique devient positive. Ceci implique que le phénomène d'imbibition devient dans ce cas prépondérant par rapport au séchage. La variation massique minimum est comparable pour tous les corps d'épreuve et est comprise entre -1,5 kg et -1,8 kg et est observée entre 30 et 80 jours après lancement des essais (cf. Figure 4-1.b). A l'exception de la poutre P1, cette dominance de l'absorption d'eau par rapport au séchage conduit les corps d'épreuve à présenter, au-delà de 150 jours environ, des variations relatives de masse positives par rapport à l'état initial. Celles-ci peuvent être très importantes (prise de masse d'environ 16 kg pour P5 après 150 jours d'exposition).

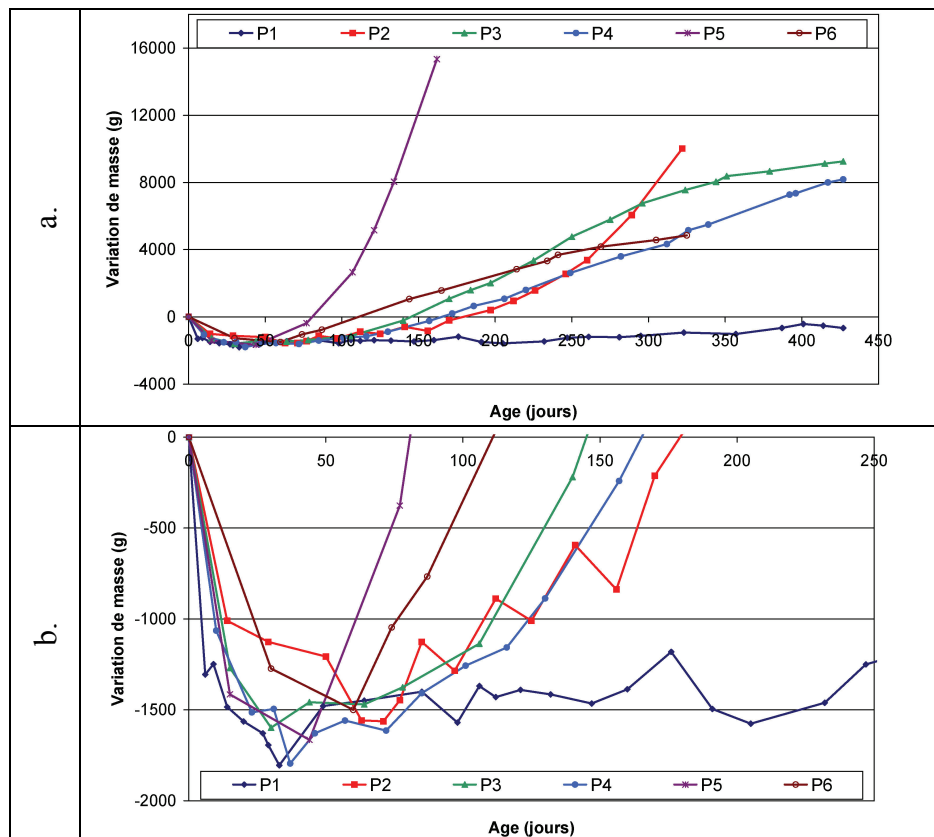


Figure 4-1 : suivi hydrique global des poutres durant la phase de séchage (a. vue d'ensemble ; b. zoom)

Contrairement au cas de l'étude de la RAG par (Multon 2004), les poutres présentent des comportements hydriques très variés en fonction de la réactivité du matériau choisi et du taux de renforcement par armatures de la structure. Ainsi, dans ses travaux, Multon n'observe que des pertes de masse globale des structures, indiquant que le séchage reste plus important que l'imbibition tout au long des expérimentations. Les pertes de masse suivent une évolution linéaire en fonction de la racine carrée du temps d'exposition. Dans ce contexte, (Multon 2004) définit une cinétique moyenne de perte de masse globale pour l'ensemble des corps d'épreuve témoignant d'un comportement hydrique global similaire pour tous les corps d'épreuve. Un tel résultat ne peut être établi dans le cas de notre étude : la Figure 4-1 met très nettement en évidence des comportements hydriques

très différents pour les six poutres considérées. Trois types de comportement hydrique peuvent être définis :

- Imbibition finale ne permettant pas d'aboutir à une teneur en eau plus importante qu'au moment de l'initialisation des essais : c'est le cas de la seule poutre P1. Dans ce cas, la plus faible réactivité du matériau NR n'a pas engendré une prise de masse suffisamment importante pour compenser le séchage en partie supérieure ;
- Imbibition finale conduisant à des prises de masse très importantes non stabilisées à l'issue de la première phase des essais : c'est le cas des poutres P2 et P5. Le suivi de ces structures est stoppé respectivement à environ 320 et 150 jours suite à leur ruine sous les effets combinés des gonflements et du poids propre (cf. section 2.3.1). L'imbibition en partie inférieure est considérable sous les effets de la très forte réactivité des matériaux R1 et R2. Au moment de la rupture, la courbe de suivi hydrique global ne semble pas indiquer que les phénomènes soient sur la voie d'une stabilisation ;
- Imbibition finale conduisant à des prises de masse assez importantes mais dont la stabilisation est amorcée à l'issue de la première phase des essais : c'est le cas des poutres armées P3, P4 et P6. L'imbibition de ces structures est suffisamment importante pour compenser les effets du séchage vis-à-vis de la prise de masse globale. Néanmoins, les courbes de suivi semblent indiquer que les phénomènes sont en voie de stabilisation à la fin de la première phase des expérimentations (ou tout du moins que les vitesses de prise de masse diminuent).

1.2.2 Phase 2 : humidification de la partie supérieure

Au moment de la rédaction de ce mémoire, l'intégralité des essais de remouillage n'a pas été lancée sur l'ensemble des poutres. La quantité de données disponibles est donc relativement limitée. La Figure 4-2 représente les suivis massiques des poutres après remouillage (échéance 427 jours). Pour les trois corps d'épreuve P1, P3 et P4 déjà soumis au remouillage, on note un comportement similaire caractérisé par une prise de masse quasi-instantanée importante et correspondant à une rapide reprise d'eau du matériau situé en partie supérieure. On observe par la suite une augmentation progressive et plus lente de la teneur globale en eau.

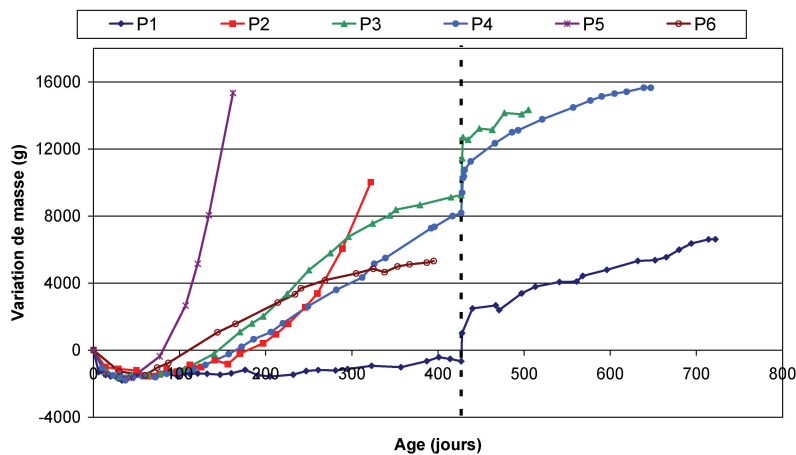


Figure 4-2 : suivi hydrique global des poutres durant la phase de remouillage (trait pointillé = instant de remouillage)

La Figure 4-3 correspond au suivi massique recalé sur l'instant de remouillage. On observe que la prise de masse quasi-instantanée est comparable pour les trois poutres, bien que leurs compositions puissent être différentes. Ceci semble confirmer que cette imbibition correspond à une reprise d'eau suite au séchage sévère imposé durant la première phase des essais plutôt qu'à une réaction de gonflement. En effet, la poutre P1 fabriquée avec le béton NR présente un potentiel d'expansion bien moins important que les poutres P3 et P4 coulées avec le béton R1. L'observation de prises de masse similaires semble donc indiquer que les processus de gonflement ne sont pas impliqués dans les premiers instants.

Par la suite, on observe une cinétique de prise de masse comparable pour les poutres P3 et P4 (formule R1, poutres respectivement faiblement et fortement armées). Durant cette phase, la prise de masse par mobilisation d'eau provient de la resaturation des zones de matériaux séchées d'une part et du gain de masse observé à la faveur des gonflements d'autre part (cf. Chapitre 3). En effet, la fissuration rapidement développée en face supérieure (on note un début de fissuration longitudinale après seulement une quarantaine de jours) atteste du développement d'expansions dans la partie supérieure des structures. Ceci indique que durant les 70 jours de suivi communs à P3 et P4 dont nous disposons à l'heure actuelle, les gonflements développés sont similaires.

Par ailleurs, on note un écart de prise de masse au cours du temps entre la poutre P1 (formule NR) et les poutres P3 et P4 (formule R1). Celui-ci peut s'expliquer par la différence de comportement hydrique de ces deux matériaux lorsqu'ils développent des expansions comme l'ont montré les résultats présentés dans le Chapitre 3. En effet, le potentiel expansif de R1 étant plus important que celui de NR, les prises de masse associées sont également plus importantes, expliquant ainsi potentiellement ces différences de comportement hydrique global lors du remouillage.

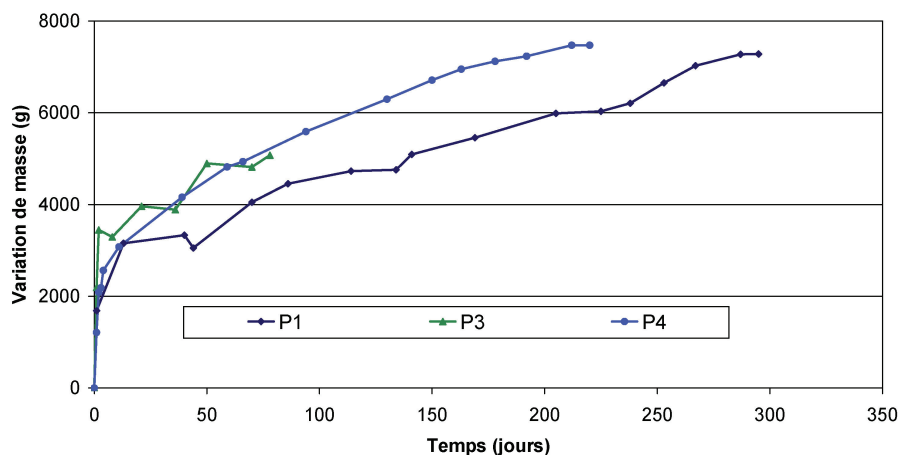


Figure 4-3 : suivi massique global des poutres après recalage à l'instant de remouillage

1.3 Suivi hydrique local

1.3.1 Phase 1 : séchage de la partie supérieure

Le suivi de la teneur hydrique locale par méthode de gammadensimétrie s'est révélé particulièrement délicat à réaliser : d'une part, des pannes du dispositif ont rendu cette tâche difficile ; d'autre part, les fortes déformations imposées aux structures les plus réactives ont compliqué la répétabilité de positionnement du banc de gammadensimétrie. La rotation des sections de mesure a notamment introduit un biais important dans les

mesures réalisées. Ainsi, la grande majorité des mesures de gammadensimétrie réalisées au cours de ce programme se sont révélées inexploitable.

Néanmoins, les mesures réalisées sur la poutre P1 dont la flexion est restée modérée apparaissent pertinentes. Jusqu'à une profondeur d'une dizaine de centimètres, elles ont fourni des données cohérentes. La Figure 4-4 représente les mesures effectuées jusqu'à une profondeur de 90 mm. Il semble que le séchage ait atteint cette profondeur à une échéance de 430 jours. Cette hauteur semble cohérente avec les résultats de (Multon 2004) : pour des matériaux de formulation comparable, la profondeur de séchage est évaluée à environ 12 cm après 400 jours d'exposition. Les différences de comportement hydrique entre ces deux études peuvent s'expliquer par la réalisation de la cure thermique qui conduit à une modification de la microstructure des matériaux (cf. Chapitre 3).

Afin de faciliter l'exploitation de ces données, les résultats expérimentaux sont représentés mathématiquement à l'aide de la relation (4-1). Cette représentation mathématique a été privilégiée à une cinétique en racine carrée du temps telle que celle proposée par (Multon 2004) en raison des variations de masses très rapides en début d'essai mal retranscrites par cette dernière. Ceci est le résultat des différences de comportements hydriques des matériaux vis-à-vis du séchage entre les bétons traités thermiquement de cette étude et ceux de l'étude de (Multon 2004) qui ne l'étaient pas comme cela a été mis en évidence au Chapitre 3. Le calage des paramètres de cette relation est donné dans le Tableau 4-2. La Figure 4-5 représente l'évolution du profil de séchage au sein de la poutre au cours du temps sur la base de ces estimations.

$$\left\{ \begin{array}{l} \left(\frac{\delta m}{m} \right)_\gamma (t) = A \cdot \left(\exp\left(-\frac{t}{\tau} \right) - 1 \right) \\ \left(\frac{\delta m}{m} \right)_\gamma (t) = \text{variation relative de masse locale à un instant } t \\ A = \text{variation relative de masse après stabilisation des phénomènes} \\ \tau = \text{temps caractéristique} \end{array} \right. \quad (4-1)$$

Tableau 4-2 : calage des paramètres pour représentation des profils de séchage

Profondeur (mm)	10	50	70	90
A	2,60%	1,60%	1,84%	1,06%
τ (jours)	10	80	1000	1000

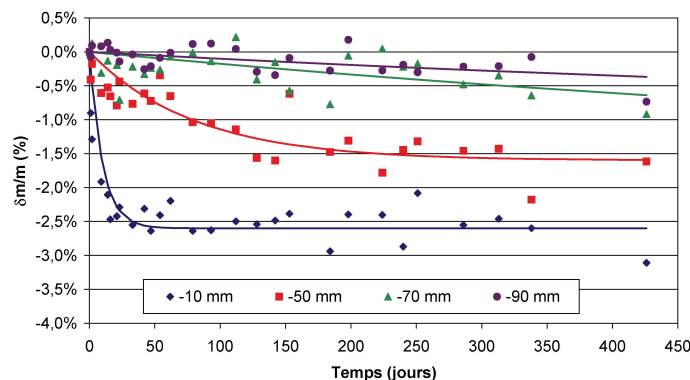


Figure 4-4 : évolution du séchage en fonction de la profondeur au sein de la poutre P1 (profondeur par rapport à la face supérieure du corps d'épreuve)

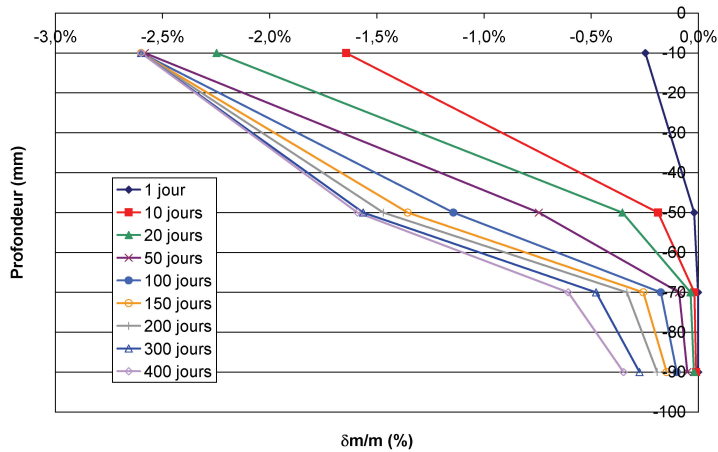


Figure 4-5 : évolution du profil de séchage au sein de la poutre P1

Par la suite, nous utiliserons le profil de séchage en partie supérieure de la poutre P1 pour l'ensemble des poutres. Cette hypothèse est justifiable par le fait que les matériaux NR, R1 et R2 ont été formulés de manière à présenter des propriétés similaires (squelettes granulaires comparables, même quantité de pâte de ciment, cf. Chapitre 2). Ainsi, les suivis massiques d'éprouvettes en séchage à 30 % HR ont révélé des cinétiques de perte de masse comparables (cf. Chapitre 3). Par ailleurs, cette hypothèse est également appuyée par la comparaison des profils de séchage obtenus par gammadensimétrie à une profondeur de 10 mm (mesure ayant le mieux fonctionné) : on observe des cinétiques de perte de masse comparables comme l'indique la Figure 4-6).

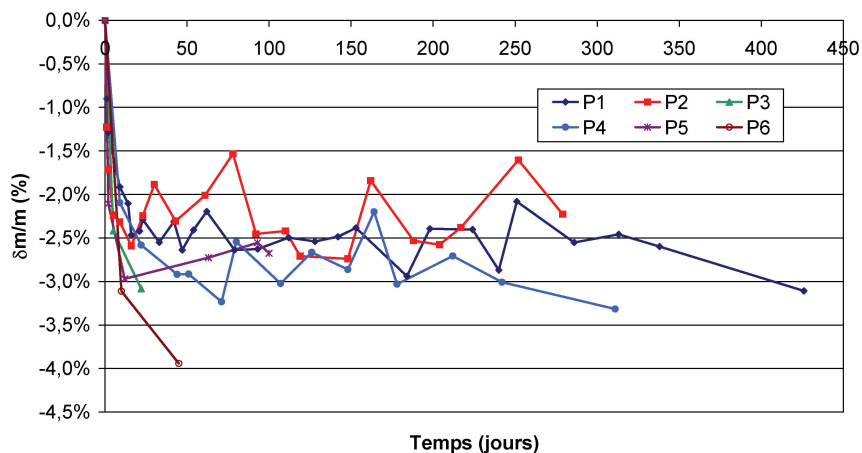


Figure 4-6 : comparaison des séchages mesurés à une profondeur de 10 mm sur les différentes poutres

1.3.2 Phase 2 : remouillage de la partie supérieure

Les difficultés rencontrées lors de la mise en œuvre de la méthode de gammadensimétrie ont empêché la collecte de données pertinentes lors de la phase de remouillage des corps d'épreuve. Ceci pose donc un problème quant à l'évaluation du profil hydrique des poutres en partie supérieure lors de cette phase des expérimentations. Parmi les solutions envisagées pour pallier ce manque durant la suite du programme expérimental, le suivi hydrique local de corps d'épreuve de géométrie similaires à celle des poutres mais dont la mesure est réalisable plus facilement est envisagée. L'utilisation d'un banc de gammadensimétrie fixe (mesures sur éprouvettes) plutôt que le banc mobile mis en œuvre dans cette étude pourrait par exemple améliorer les problèmes de positionnement

des points de mesure liés aux importantes déformations. En tout état de cause, dans cette éventualité, des essais doivent être mis en œuvre pour chaque formule car, contrairement au front de séchage, le front d'imbibition en partie supérieure dépendra fortement du potentiel d'expansion du matériau considéré ainsi que de l'état de fissuration qui sera développé. La position du front de remouillage pourra également être estimée par l'intermédiaire d'une méthode numérique (résolution du problème de diffusion). Ceci nécessite toutefois de nombreuses hypothèses d'où des difficultés probables de calibrage.

1.4 Détermination des mouvements hydriques dans les structures

1.4.1 Phase 1 : séchage de la partie supérieure

1.4.1.1 Cas d'une poutre faiblement réactive vis-à-vis de la RSI

L'utilisation combinée des techniques de pesée et de gammadensimétrie a pour objectif de permettre de caractériser les mouvements hydriques dans les structures (*Multon et al. 2004, Multon & Toutlemonde 2004*) : par la connaissance du profil de séchage en partie supérieure par la méthode de gammadensimétrie, et connaissant les variations globales de masse des poutres, il est possible d'évaluer à chaque instant la position du front d'imbibition en partie inférieure, moyennant une hypothèse sur sa cinétique de remontée. Dans cette section, l'approche développée par (*Multon 2004*) est appliquée au cas de la poutre P1 (formule NR) dont la réactivité est relativement faible vis-à-vis de la RSI, présentant ainsi une amplitude de gonflement finale comparable à la RAG (de l'ordre de 0,3 %).

Les variations de masse dans les poutres résultent du cumul du séchage du matériau en partie supérieure et de son humidification par immersion de la partie inférieure :

$$\Delta M_{\text{global}}(t) = \Delta M_{\text{imbibition}}(t) + \Delta M_{\text{séchage}}(t) \quad (4-2)$$

La contribution du séchage peut être évaluée grâce aux données issues des mesures de gammadensimétrie. Pour une fine tranche de poutre de surface S_p et d'épaisseur dz , il est possible d'écrire la variation de masse issue du séchage $dm_{\text{séchage}}$ (cf. relation (4-3)). Cette écriture est possible car le gradient de séchage est vertical de par le mode de conservation des poutres. Ainsi, la contribution du séchage à la variation de masse globale de la structure peut être calculée en sommant les variations massiques de chacune de ces parties de poutre élémentaires, c'est-à-dire en intégrant cette relation selon z sur la partie séchante de la structure. Cette partie se borne aux 11 cm supérieurs de la poutre d'après les mesures de gammadensimétrie décrites en section 1.3.1 (dernière mesure de variation relative de masse non nulle effectuée à une profondeur de 9 cm). Il vient alors la relation (4-4).

$$\left\{ \begin{aligned}
 dm_{\text{séchage}}(t) &= m_{\text{initiale}} \cdot \left(\frac{\delta m}{m} \right)_{\gamma}(z, t) \\
 &= M_v \cdot S_p \cdot dz \cdot \left(\frac{\delta m}{m} \right)_{\gamma}(z, t) \\
 m_{\text{initiale}} &= \text{masse initiale de la tranche de poutre} \\
 M_v &= \text{masse volumique initiale du matériau} \\
 \left(\frac{\delta m}{m} \right)_{\gamma}(z, t) &= \text{variation locale de masse mesurée par} \\
 &\quad \text{gammadensimétrie à la profondeur } z
 \end{aligned} \right. \quad (4-3)$$

$$\Delta M_{\text{séchage}}(t) = \int_{\text{partie séchante=ps}} dm_{\text{séchage}}(t) = M_v \cdot S_p \cdot \int_{ps} \left(\frac{\delta m}{m} \right)_{\gamma}(z, t) \cdot dz \quad (4-4)$$

Les gains de masse de chaque poutre correspondent par ailleurs à l'absorption d'eau sous les effets des réactions de gonflement mais également à la remontée d'un front d'imbibition par capillarité. Le développement de la fissuration peut aussi faciliter cette remontée. Afin d'estimer la position du front d'imbibition à chaque instant, il est nécessaire de formuler une hypothèse sur le type de cinétique suivi par ce paramètre. (Multon 2004) propose la relation (4-5), $\zeta(t)$ représentant la hauteur de remontée du front d'imbibition, en prenant comme référence la surface du niveau d'immersion de la poutre (cf. Figure 4-7).

$$\left\{ \begin{aligned}
 \zeta(t) &= D\sqrt{t} \\
 D &= \text{coefficient d'absorption}
 \end{aligned} \right. \quad (4-5)$$

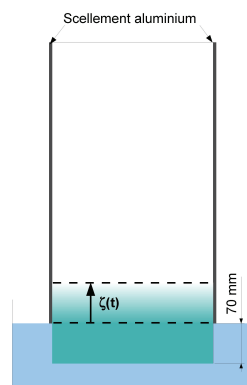


Figure 4-7 : remontée capillaire du front d'imbibition dans la section transversale d'une poutre

La partie immergée de la poutre, d'une hauteur de 7 cm, est supposée subir une absorption d'eau brutale lors de la mise en eau. On considère à cet instant initial que le front de remontée capillaire est au niveau de l'eau ($\zeta = 0$). Afin de tenir compte de la pénétration progressive d'humidité dans le bloc immergé, il est considéré que les prises de masse se font suivant une cinétique identique à celle mesurée sur les éprouvettes de gonflement libre. Cette manière d'exprimer les prises de masse revient donc à considérer que la part de variations massiques issues de l'imbibition résulte des gains de masse du

bloc immergé combiné à la remontée capillaire du front. Ainsi, la contribution de l'imbibition s'écrit de la façon suivante :

$$\left\{ \begin{array}{l} \Delta M_{\text{imbibition}}(t) = (0,07 + \zeta(t)) \cdot S_p \cdot M_v \cdot \left(\frac{\delta m}{m} \right)_{\text{épreuve}}(t) \\ \left(\frac{\delta m}{m} \right)_{\text{épreuve}}(t) = \text{variation relative de masse sur éprouvette} \\ \text{de gonflement libre à l'échéance } t \end{array} \right. \quad (4-6)$$

En combinant les relations (4-2), (4-3) et (4-6), il vient la relation (4-7). ΔM_{global} est connu par pesée des poutres. Il est donc possible d'évaluer une valeur de D à partir de la relation (4-8) à chaque échéance de pesée disponible. Ainsi, il devient possible de caractériser la position du front d'imbibition au cours du temps.

$$\Delta M_{\text{global}}(t) = (0,07 + \zeta(t)) \cdot S_p \cdot M_v \cdot \left(\frac{\delta m}{m} \right)_{\text{épreuve}}(t) + M_v \cdot S_p \cdot \int_{\text{ps}} \left(\frac{\delta m}{m} \right)_{\gamma}(z, t) \cdot dz \quad (4-7)$$

$$D = \left(\frac{\frac{\Delta M_{\text{global}}(t)}{S_p} - M_v \cdot \int_{\text{ps}} \left(\frac{\delta m}{m} \right)_{\gamma}(z, t) \cdot dz}{M_v \cdot \left(\frac{\delta m}{m} \right)_{\text{épreuve}}(t)} - 0,07 \right) \cdot \frac{1}{\sqrt{t}} \quad (4-8)$$

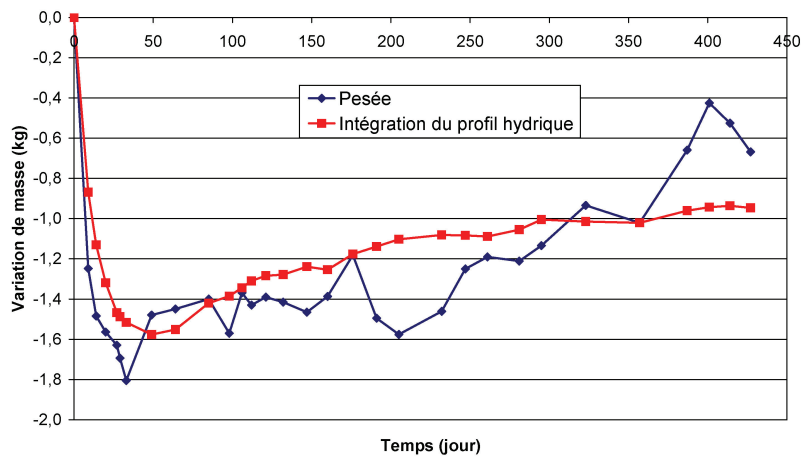


Figure 4-8 : modélisation du suivi hydrique global de la poutre P1

Le calcul de D peut être effectué pour chaque instant où on dispose des différentes données nécessaires. On évalue ainsi autant de valeurs possibles du coefficient D que de pas de temps de calcul. La valeur de D sélectionnée est celle minimisant l'écart quadratique entre les variations de masse des poutres mesurées par pesée et celles calculées à partir de la relation (4-7). Ceci conduit à l'évaluation d'un coefficient D égal à $1,83 \cdot 10^{-3} \text{ m} \cdot \text{jour}^{-1/2}$ cohérente avec les ordres de grandeurs avancés par (Multon 2004). Les valeurs de D établies par (Multon 2004) sont comprises entre $2,35 \cdot 10^{-3}$ et $7,48 \cdot 10^{-3} \text{ m} \cdot \text{jour}^{-1/2}$. Néanmoins, (Multon 2004) a montré que les incertitudes correspondant à ce paramètre sont relativement importantes. La Figure 4-8 confronte les prédictions

établies par la modélisation aux mesures de masse réelle. Le comportement hydrique général est correctement reproduit. L'écart quadratique entre les deux approches est de 324 g/m^2 , valeur cohérente avec les résultats de (Multon 2004).

1.4.1.2 Cas d'une poutre fortement réactive vis-à-vis de la RSI

1.4.1.2.1 Remontée du front d'imbibition en fonction de la racine carrée du temps

L'approche développée en section 1.4.1.1 a été appliquée au cas de la poutre P2 (formule R1, non armée). Le résultat de cette modélisation est donné par la Figure 4-9. Le coefficient D est évalué à $3,29 \cdot 10^{-3} \text{ m.jour}^{-1/2}$ pour un écart quadratique de 3145 g/m^2 (soit 10 fois plus que pour P1). Des écarts semblables sont observés pour les modélisations des poutres P3 à P6. Ainsi, le résultat de cette modélisation n'est pas pertinent dans le cas d'une poutre fortement réactive. Ceci suggère que le front de remontée capillaire ne suit pas la loi définie par la relation (4-5).

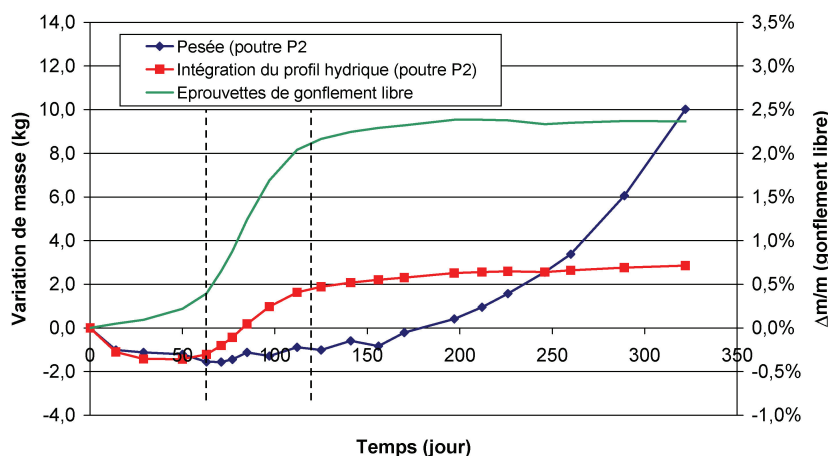


Figure 4-9 : modélisation du comportement hydrique global de P2 par le modèle de (Multon 2004)

D'autre part, ceci semble impliquer que le comportement hydrique (et donc l'avancement des réactions de gonflement) est différent pour un matériau situé dans une poutre et dans une éprouvette : la relation (4-6) implique que la partie de poutre soumise à la remontée hydrique se comporte de la même façon que les éprouvettes de gonflement libre en terme d'absorption d'eau (intervention de la mesure de variation relative de masse sur cylindres dans cette expression). La Figure 4-9 confronte le suivi massique des éprouvettes aux évolutions massiques évaluées par le modèle de (Multon 2004). On observe pour la poutre une prise de masse rapide entre 70 et 120 jours puis l'apparition d'un palier. Ces deux phases ne correspondent pas à la réalité et sont en fait imposées par la forme du comportement hydrique des éprouvettes. Ceci indique qu'avec ce jeu d'hypothèse, la considération d'un comportement hydrique du matériau imbibé identique à celui d'une éprouvette de gonflement libre induit un biais en ce qui concerne la retranscription des variations massiques de la poutre. Il s'en suit que le modèle de cinétique d'imbibition en racine carrée du temps couplé à un coefficient D constant ne permet pas de simuler un comportement hydrique réaliste.

1.4.1.2.2 Modification de la cinétique de remontée hydrique

Afin de représenter les échanges hydriques de manière plus réaliste, une modification de la cinétique de remontée du front d'imbibition a été envisagée. En soustrayant au suivi hydrique global par pesée la contribution du séchage en partie supérieure (obtenue par intégration du profil de séchage considéré identique pour toutes les poutres – cf. section 1.3.1), on obtient la fraction des variations massiques imputable à l'absorption d'eau en partie inférieure (cf. Figure 4-10). Celle-ci peut être représentée en calant une loi d'avancement sigmoïde (équation (4-9)) dont les paramètres sont donnés dans le Tableau 4-3. On notera que le calage de ces paramètres se révèle délicat dans le cas présent, les phénomènes n'ayant pas amorcé leur phase de stabilisation.

On émet alors l'hypothèse que la cinétique de remontée du front d'imbibition est égale à celle de la prise de masse par absorption d'eau. Ceci semble cohérent avec le mécanisme d'action de la RSI : au-delà d'un certain degré de détérioration, on observe une accélération brutale des phénomènes avant d'atteindre un palier. La cinétique de remontée du front d'imbibition s'écrit alors suivant la relation (4-10). H peut être évalué à chaque instant par l'expression (4-11).

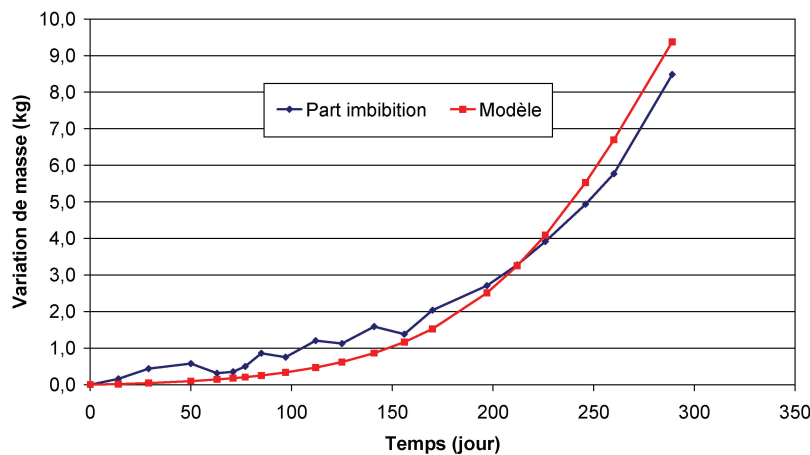


Figure 4-10 : contribution de l'imbibition aux variations massiques de P2 et représentation mathématique

$$\left\{ \begin{array}{l} \Delta M_{\text{imbibition}}(t) = A_m \cdot \frac{1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau_{c_m}}\right)}{1 + \exp\left(-\frac{t - \tau_{l_m}}{\tau_{c_m}}\right)} \\ A_m = \text{amplitude de la prise de masse par imbibition} \\ \tau_{c_m} = \text{temps caractéristique} \\ \tau_{l_m} = \text{temps de latence} \end{array} \right. \quad (4-9)$$

Tableau 4-3 : paramètres de modélisation de la fraction d'imbibition pour la poutre P2

τ_{c_m} (j)	τ_{l_m} (j)	A_m (kg)
50	290	19

$$\zeta(t) = H \cdot \frac{1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau_{c_m}}\right)}{1 + \exp\left(-\frac{t - \tau_{l_m}}{\tau_{c_m}}\right)} \quad (4-10)$$

H = hauteur d'absorption en fin de réaction

$$H = \left(\frac{\frac{\Delta M_{\text{global}}(t)}{S_p} - M_v \cdot \int_{ps} \left(\frac{\delta m}{m}\right)_{\gamma}(z, t) \cdot dz}{M_v \cdot \left(\frac{\delta m}{m}\right)_{\text{épreuvette}}(t)} - 0,07 \right) \cdot \frac{1 + \exp\left(-\frac{t - \tau_{l_m}}{\tau_{c_m}}\right)}{1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau_{c_m}}\right)} \quad (4-11)$$

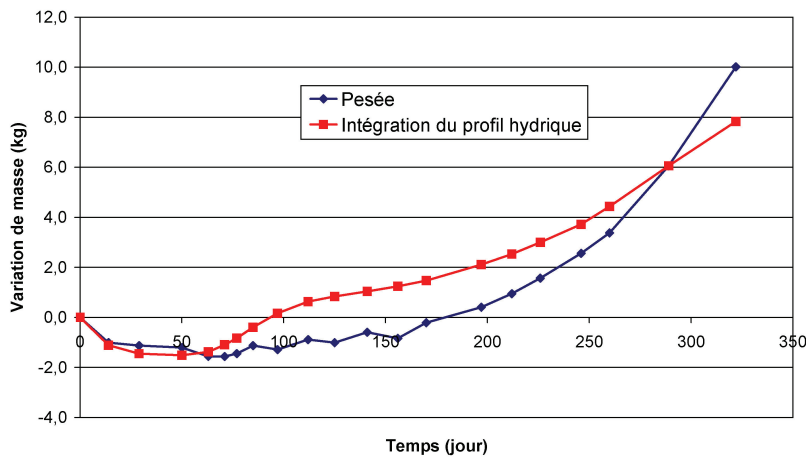


Figure 4-11 : modélisation du comportement hydrique de P2 pour une cinétique de remontée capillaire sigmoïde

Comme pour le paramètre D, la valeur de H choisie est celle minimisant l'écart quadratique entre les prédictions et les mesures. Les résultats de la modélisation sont donnés par la Figure 4-11. H est évalué dans ce cas à 0,28 m avec un écart quadratique de 1689 g/m².

La modification de la forme de la cinétique de remontée du front d'imbibition a permis d'améliorer la prédiction du modèle par rapport aux mesures expérimentales. Néanmoins, des écarts notables sont encore observés. En particulier, la prise de masse brutale modélisée entre 70 et 120 jours est toujours présente. En revanche, au delà de 300 jours, la prise de masse est sous estimée. Une telle modélisation ne semble donc pas encore suffisamment pertinente pour estimer la remontée d'eau dans la structure.

1.4.1.2.3 Modification de la modélisation du comportement hydrique en partie basse de la structure : comportement hydrique « binaire »

Même si la modélisation mise en œuvre dans la section 1.4.1.2.2 a permis d'améliorer la prédiction des variations massiques globales, il apparaît que l'assimilation du comportement hydrique du matériau soumis à l'imbibition à celui d'une éprouvette de gonflement libre conduit à des incohérences.

Dans ce contexte, une troisième modélisation est proposée pour ces structures. Les modèles mis en œuvre jusqu'à présent considèrent des variations massiques progressives du matériau au cours du temps. Ceci est certes plus proche de la réalité mais la modification radicale du comportement hydrique dans la cas d'une RSI (très peu observée dans le cas d'une RAG – cf. [Multon 2004]) et le manque de données expérimentales relatives aux variations massiques des poutres en partie inférieure rendent ce type d'approche délicat. La RSI est une pathologie dont les effets en terme de teneur en eau sont très marqués (prises de masse supérieures à 2 %) et dont les cinétiques sont relativement rapides. Ainsi, il est envisageable en première approche de considérer la progression du front d'imbibition comme un processus binaire : on considère que les matériaux affectés par l'absorption d'eau passent instantanément de leur état d'origine à leur état dégradé (i.e. les matériaux passent directement de leur état hydrique initial à leur état saturé). Si cette hypothèse se révèle clairement très contraignante et pessimiste, elle présente l'intérêt de représenter plus clairement les différences de teneur en eau locale sur la hauteur de la structure.

Dans un premier temps, l'approche a consisté à considérer que le bloc constitué par les 7 cm inférieurs de la poutre se comporte hydriquement comme une éprouvette de gonflement libre puis que la progression du front d'imbibition est un processus régi par une loi sigmoïde, le matériau passant instantanément à l'état dégradé saturé. Ceci revient à considérer un système vérifiant la relation (4-12). Néanmoins, cette relation conduit à des estimations dont la forme générale est similaire à celle de la modélisation décrite en section 1.4.1.2.2 : le fait d'imposer une variation massique semblable aux éprouvettes pour les 7 cm inférieurs conduit une fois de plus à une prise de masse brutale initiée aux alentours de 70 jours.

$$\begin{aligned} \Delta M_{\text{global}}(t) = & \underbrace{0,07 \cdot S_p \cdot M_v \cdot \left(\frac{\delta m}{m} \right)_{\text{épreuve}}(t)}_{\text{contribution des 7 cm inférieurs}} + \underbrace{\zeta(t) \cdot S_p \cdot M_v \cdot \left(\frac{\delta m}{m} \right)_{\text{épreuve}}(\infty)}_{\text{contribution de la zone affectée par le front d'imbibition}} \\ & + \underbrace{M_v \cdot S_p \cdot \int_{ps} \left(\frac{\delta m}{m} \right)_{\gamma}(z, t) \cdot dz}_{\text{contribution de séchage}} \end{aligned} \quad (4-12)$$

Par conséquent, pour corriger ce problème, la pénétration du front de remontée capillaire binaire a été considérée dans un deuxième temps à partir de la face inférieure de la poutre suivant la Figure 4-12. Dans cette approche, on néglige la pénétration d'eau par les faces latérales de la partie immergée de la poutre, ce qui revient à sous estimer la profondeur de pénétration de l'eau (d'autant plus que l'instant de calcul considéré est proche du début des essais). De plus, en considérant que le matériau passe instantanément de son état initial à son état saturé, on surestime la prise de masse du matériau touché par l'imbibition (d'autant plus que le temps d'exposition est faible puisque la réaction est dans ce cas moins avancée) ce qui revient une fois de plus à une sous estimation de la profondeur de pénétration du front. Malgré toutes ces approximations, cette approche présente l'avantage de la simplicité et permet d'obtenir une première estimation de l'importance de la remontée d'eau au sein du matériau. Le front de pénétration suit une cinétique sigmoïde dont les paramètres d'avancement sont calés sur la cinétique d'imbibition globale (cf. relation (4-13)). Dans ce cas, l'évolution du système vérifie la relation (4-14). A chaque instant, la valeur du paramètre P peut donc être calculée suivant la relation (4-15).

$$\xi(t) = P \cdot \frac{1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau_{c_m}}\right)}{1 + \exp\left(-\frac{t - \tau_{l_m}}{\tau_{c_m}}\right)} \quad (4-13)$$

P = hauteur d'absorption en fin de réaction

$$\Delta M_{\text{global}}(t) = \underbrace{\xi(t) \cdot S_p \cdot M_v \cdot \left(\frac{\delta m}{m}\right)_{\text{épreuve}}}_{\text{contribution d'imbibition}} (\infty) + \underbrace{M_v \cdot S_p \cdot \int_{ps} \left(\frac{\delta m}{m}\right)_{\gamma}(z, t) \cdot dz}_{\text{contribution de séchage}} \quad (4-14)$$

$$P = \left(\frac{\frac{\Delta M_{\text{global}}(t)}{S_p} - M_v \cdot \int_{ps} \left(\frac{\delta m}{m}\right)_{\gamma}(z, t) \cdot dz}{M_v \cdot \left(\frac{\delta m}{m}\right)_{\text{épreuve}} (\infty)} \right) \cdot \frac{1 + \exp\left(-\frac{t - \tau_{l_m}}{\tau_{c_m}}\right)}{1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau_{c_m}}\right)} \quad (4-15)$$

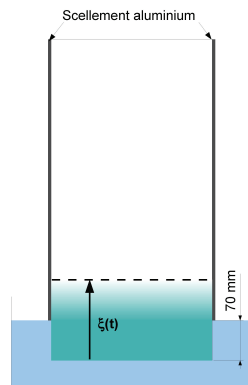


Figure 4-12 : représentation du front de remontée capillaire par la face inférieure de la poutre (section transversale)

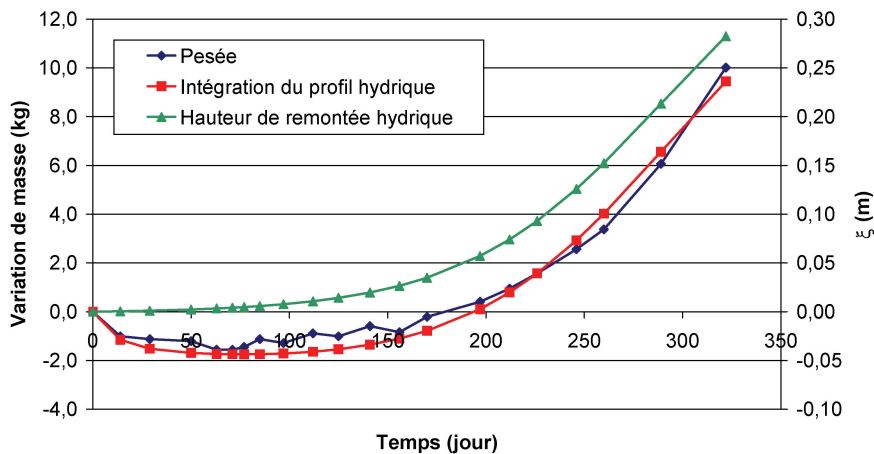


Figure 4-13 : modélisation des évolutions massiques de P2 pour une cinétique de remontée capillaire sigmoïde et un comportement hydrique binaire du matériau

L'application numérique au cas de P2 conduit aux résultats représentés par la Figure 4-13. Le paramètre P est évalué à 0,43 m et l'écart quadratique est de 597 g/m².

Avec cette modélisation, la reproduction des variations massiques globales est nettement meilleure. La profondeur du front ainsi estimée en fin de réaction correspond à une remontée hydrique à 7 cm de la surface supérieure. Bien que sous-estimée, cette valeur semble considérable et traduit les différentes approximations inhérentes aux hypothèses que nous avons formulées sur la forme et sur la cinétique de remontée du front d'imbibition. On notera par ailleurs que le calage des paramètres cinétiques de la loi sigmoïde dans ce cas est relativement délicat du fait du degré d'avancement limité des réactions et peut ainsi induire des erreurs de modélisation. Néanmoins, malgré toutes les approximations réalisées, il semble que la hauteur de pénétration estimée à environ 0,3 m à une échéance de 320 jours soit cohérente avec l'estimation du degré d'avancement des expansions sur la hauteur des poutres (cf. essais d'expansions résiduelle en section 2.4.2 ci-après).

La Figure 4-14 synthétise les résultats issus de l'application de ce modèle à l'ensemble des poutres fortement réactives. Les valeurs estimées des différents paramètres sont regroupées dans le Tableau 4-4 (on trouvera le détail du calcul d'incertitude du paramètre P en Annexe 8). Les positions des fronts d'imbibition au cours du temps dans les différentes poutres sont comparées dans la Figure 4-15.

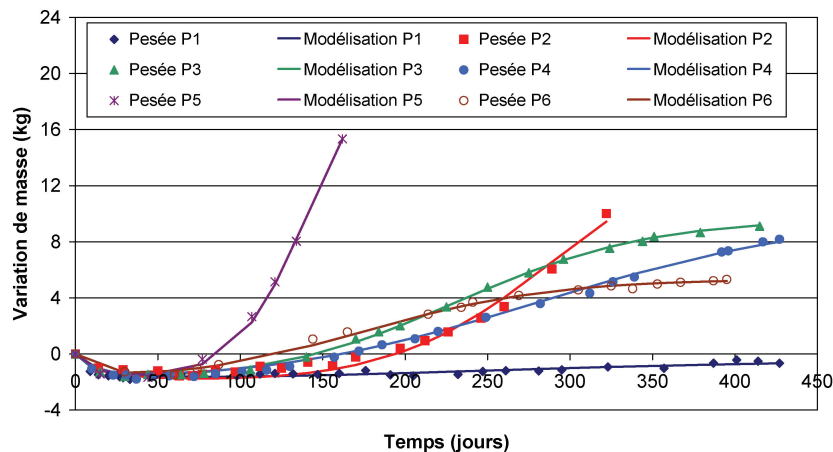


Figure 4-14 : comparaison des suivis hydriques globaux expérimentaux et modélisés (intégration du profil hydrique obtenu à l'aide du modèle hydrique binaire)

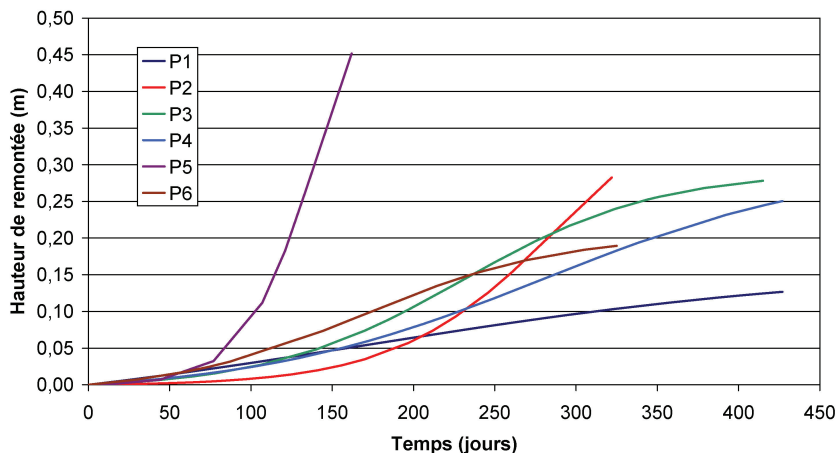


Figure 4-15 : évolution des profondeurs de front d'imbibition dans les différentes poutres (modèle hydrique binaire)

Tableau 4-4 : valeurs des différents paramètres du modèle de comportement hydrique binaire

	P1	P2	P3	P4	P5	P6
τ_{c_m} (j)	150	50	60	90	22	60
τ_{l_m} (j)	170	290	230	280	140	170
A_m (kg)	2,5	19	12	12,5	24	8
P (m)	0,16	0,43	0,29	0,30	0,62	0,20
Incertitude sur P (m)	0,05	0,22	0,07	0,06	0,22	0,02
Ecart quadratique (g/m ²)	313	597	150	278	306	265

1.4.1.2.4 *Modification du comportement hydrique en partie basse de la structure : prise de masse de gonflement libre pondérée par la cinétique d'imbibition*

La modélisation « binaire » proposée en section 1.4.1.2.3 revient à imposer un comportement hydrique binaire au matériau conduisant au développement instantané de la totalité des effets de la pathologie (tout du moins du point de vue hydrique à ce stade de notre réflexion) lors du passage du front d'imbibition. Ce passage brutal du front ne retranscrit pas de manière très réaliste le comportement hydrique : en effet, dans la réalité, l'évolution massique des matériaux atteints par la remontée d'eau se fait de manière beaucoup plus progressive, à l'image des variations massiques imposées par (Multon 2004) (cf. équation (4-6)).

Ainsi, pour tenter de retranscrire ce phénomène, une possibilité alternative de modélisation du comportement hydrique des structures peut consister en une modification du comportement hydrique du matériau imbibé (à la place de la modification de cinétique de remontée du front proposée en section 1.4.1.2.3). Pour cela, on propose d'appliquer la loi sigmoïde calée sur la contribution d'imbibition globale de la poutre à la valeur limite de prise de masse des éprouvettes de gonflement libre (cf. relation (4-16)). Ceci revient à modifier la donnée d'entrée que constitue la variation massique d'une éprouvette de gonflement libre immergée. Une fois de plus, il paraît difficile de vérifier la validité de cette hypothèse à la lumière des données dont nous disposons à l'heure actuelle. Néanmoins, cette supposition nous semble qualitativement cohérente dans la mesure où la majorité de la prise de masse semble être le fruit du développement des gonflements intenses développés par la RSI (cf. Chapitre 3). L'application de cette hypothèse à l'approche décrite par (Multon 2004) conduit alors à la relation (4-17).

$$\left(\frac{\delta m}{m}\right)_{\text{modifié}}(t) = \left(\frac{\delta m}{m}\right)_{\text{éprouvette}}(\infty) \cdot \frac{1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau_{c_m}}\right)}{1 + \exp\left(-\frac{t - \tau_{l_m}}{\tau_{c_m}}\right)} \quad (4-16)$$

$$\Delta M_{\text{global}}(t) = (0,07 + D \cdot \sqrt{t}) \cdot S_p \cdot M_v \cdot \left(\frac{\delta m}{m}\right)_{\text{modifié}}(t) + M_v \cdot S_p \cdot \int_{ps} \left(\frac{\delta m}{m}\right)_\gamma(z, t) \cdot dz \quad (4-17)$$

L'application de ce modèle à nos données expérimentales conduit aux résultats reportés dans le Tableau 4-5. Pour les poutres fortement réactives P2 à P5, on évalue des coefficients de diffusion environ dix fois supérieurs à ceux avancés par (Multon 2004),

traduisant ainsi les mouvements hydriques plus rapides dans les corps d'épreuve étudiés dans nos travaux. On trouvera le détail du calcul d'incertitude en Annexe 8. Si le comportement hydrique global est relativement bien reproduit dans ce cas (cf. Figure 4-16), les écarts quadratiques entre expérience et calcul restent néanmoins plus importants que pour le « modèle binaire » présenté en section 1.4.1.2.3, indiquant ainsi sa moins bonne aptitude à retranscrire globalement les résultats expérimentaux. Par ailleurs, le changement d'hypothèse entre ces deux modélisations conduit à un changement radical de l'évolution de remontée du front d'imbibition (cf. Figure 4-17). On notera par ailleurs que pour les poutres P2 et P5 dont les prises de masse ont été les plus conséquentes et les plus rapides, les derniers instants de calcul révèlent une pénétration du front d'imbibition dans la zone de séchage aboutissant même au dépassement de la hauteur de la structure dans le cas de P5. Il est évident que le domaine de validité du calcul est dans ces cas largement dépassé.

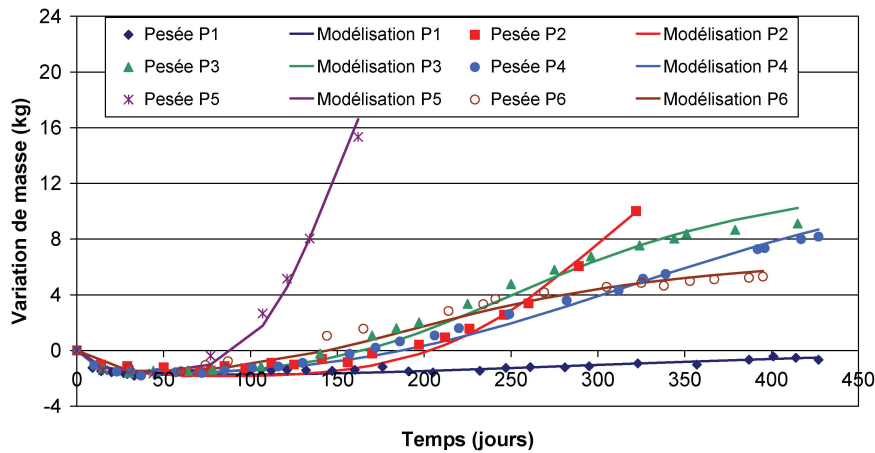


Figure 4-16 : comparaison des suivis hydriques globaux expérimentaux et modélisés (intégration du profil hydrique obtenu à l'aide du modèle hydrique de gonflement libre pondéré)

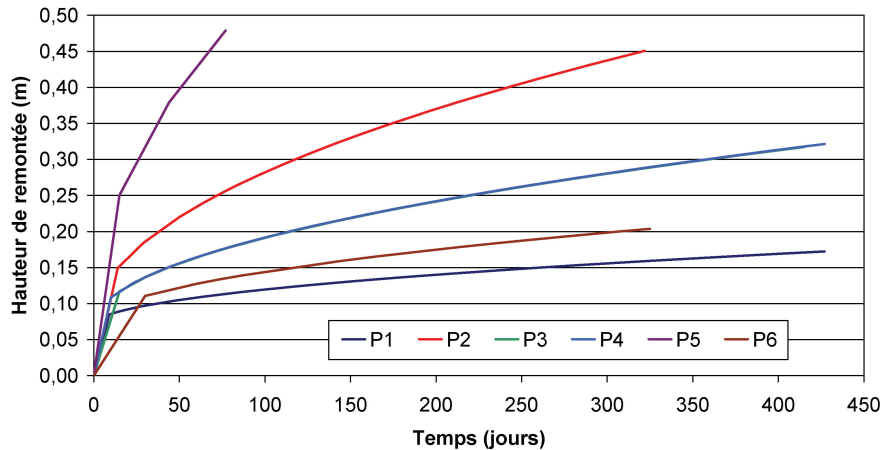
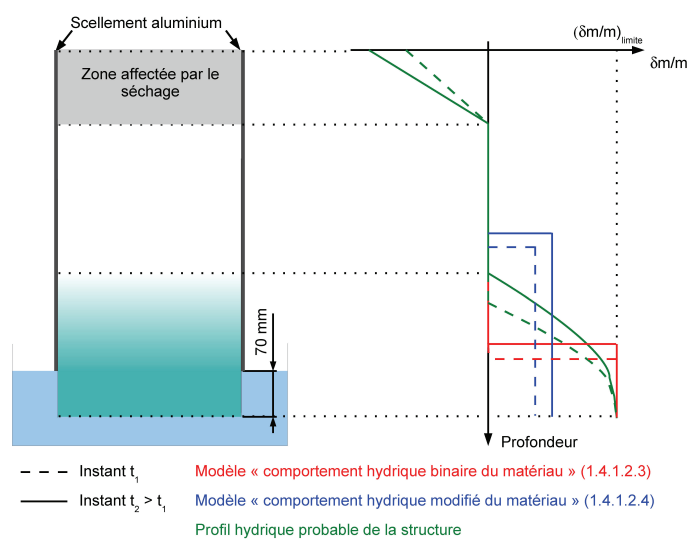


Figure 4-17 : évolution des profondeurs de front d'imbibition dans les différentes poutres (modèle hydrique de gonflement libre pondéré)

Tableau 4-5 : valeurs des différents paramètres du modèle de comportement hydrique de gonflement libre pondéré par la cinétique d'imbibition

	P1	P2	P3	P4	P5	P6
τ_{c_m} (j)	150	50	60	90	22	60
τ_{i_m} (j)	170	290	230	280	140	170
A_m (kg)	2,5	19	12	12,5	24	8
D (m.jour ^{-1/2})	4,95E-03	2,12E-02	1,21E-02	1,22E-02	4,66E-02	7,42E-03
Incertitude sur D (m.jour ^{-1/2})	1,99E-03	4,22E-03	1,04E-03	1,31E-03	5,93E-03	8,39E-04
Ecart quadratique (g/m ²)	345	716	731	463	844	769

La Figure 4-18 compare les modes d'estimation du front d'imbibition pour le modèle proposé dans cette section et celui de la section 1.4.1.2.3. Si ce dernier surestime la prise de masse des matériaux atteints par le front d'imbibition, le modèle de la présente section a un comportement inverse : dans cette approche, la variation de masse des matériaux affectés par la remontée d'eau est sous-estimée ce qui revient à surestimer la hauteur de pénétration du front (par exemple, dans le cas de la poutre P2, la variation relative de masse des matériaux touchés par le front est estimée à environ 1,6 % en fin de suivi, or il est très probable que le matériau en partie basse, très largement affecté par les expansions, ait absorbé une quantité d'eau plus importante, les variations relatives de masse asymptotiques des éprouvettes de gonflement libre ayant été évaluées à environ 2,4 %).

**Figure 4-18 : comparaison des différentes modélisations de l'imbibition**

1.4.1.2.5 Discussion des différentes modélisations

Les modélisations présentées en sections 1.4.1.2.3 et 1.4.1.2.4 impliquent un certain nombre de simplifications qui peuvent nuire au réalisme des résultats. Néanmoins, elles permettent d'obtenir une première estimation de ce paramètre.

Les modélisations basées sur l'assimilation du comportement hydrique du matériau d'une poutre à celui du matériau d'une éprouvette de gonflement libre se révèlent peu pertinentes dans le cas d'une structure dont le matériau a un caractère fortement expansif. Les gonflements importants dans ce cas conduisent à une modification très marquée du comportement hydrique du matériau ce qui n'est pas ou peu observé dans le cas d'une

RAG (*Multon 2004*) ou d'une formule faiblement réactive (formule NR). Ceci implique que les comportements hydriques des matériaux des structures (et donc probablement les comportements expansifs à la lumière des résultats issus des essais sur éprouvettes) sont différents de ceux d'éprouvettes de gonflement libre.

Cette différence pourrait être expliquée d'une part par des propriétés des matériaux différentes. Or, les matériaux ont été fabriqués de manière semblable. Seule la technique de préparation des éprouvettes diffère (carottage dans les cas considérés) et pourrait induire une microfissuration facilitant l'absorption d'eau par rapport à la surface moulée d'une poutre. Néanmoins, même si cette différence peut avoir une importance significative, elle ne peut a priori pas expliquer à elle seule les différences de cinétiques de prise de masse.

D'autre part, les différences de conditions de conservation hydrique des corps d'épreuve jouent également très probablement un rôle dans ces écarts de comportement hydrique : au contraire d'une éprouvette de dimensions réduites facilement saturée par une immersion, les poutres ne sont que partiellement immergées. Ceci induit des gradients hydriques. Ainsi, il est possible que, sous les effets de la diffusion de l'eau des parties humides vers les parties plus sèches, la partie basse des poutres soit moins saturée à une échéance donnée que l'éprouvette correspondante.

Enfin, on observe sur la Figure 4-1 que les prises de masse des poutres armées sont moins importantes que celles des poutres non armées. Il semble que les déformations empêchées par les aciers conduisent à des prises de masse moins importantes (ce point sera analysé plus en détail lors de l'analyse du fonctionnement mécanique des poutres en section 2). La création d'un gradient hydrique dans les structures a pour objectif de créer un gradient de déformation. Il paraît envisageable que la partie supérieure des poutres (soumises à un séchage et donc à un retrait) empêche une partie des gonflements développés en partie basse sous les effets de l'imbibition. Or, le Chapitre 3 a mis en évidence la corrélation entre les expansions d'un matériau et la prise de masse correspondante lors du développement d'une RSI. Ainsi, on pourrait observer une diminution de la cinétique de prise de masse du matériau des poutres par rapport à celui des éprouvettes de gonflement libre inhérent au fonctionnement mécanique de la structure. Le mécanisme prépondérant serait donc une augmentation critique des coefficients de transfert par ouverture des fissures, comme analysé théoriquement par (*Bary 2010*).

Le modèle présenté en section 1.4.1.2.3 suggère une modification de la cinétique de remontée du front d'imbibition supposée identique à la cinétique de prise de masse de la poutre. Ce calcul conduit à des estimations satisfaisantes des variations massiques globales des corps d'épreuve. Cependant, il est difficile dans l'état de nos connaissances actuelles d'évaluer la pertinence de ce modèle. Son utilisation pour la réalisation d'un calcul mécanique (cf. sections 2 et 3) permettra de disposer de premiers éléments de réflexion.

Une démarche similaire à l'aide du modèle de la section 1.4.1.2.4 permettra également de tester certaines des hypothèses formulées au cours de notre raisonnement. La large sous-estimation de la prise de masse en fin de réaction peut néanmoins d'ores et déjà être identifiée comme problématique. En revanche, ce modèle semble qualitativement plus correct durant les premiers instants de calcul en reproduisant d'une manière plus satisfaisante l'imbibition de la partie immergée des corps d'épreuve.

1.4.2 Phase 2 : remouillage de la partie supérieure

L'absence de mesures de gammadensimétrie durant la phase de remouillage pose problème pour l'évaluation de la pénétration du front de remouillage en partie supérieure.

Dans l'état actuel de l'avancement du programme expérimental, il nous apparaît délicat d'étudier ce cas de figure sans introduire de nouvelles hypothèses qui conduiraient à l'estimation de résultats dont la précision pourrait difficilement être évaluée. La poursuite du programme expérimental et les éventuelles investigations complémentaires devront permettre de compenser ce manque pour faciliter l'exploitation des données expérimentales issues de la phase de remouillage.

2 Comportement mécanique des poutres non armées

La présente section synthétise les résultats des suivis dimensionnels locaux et globaux des structures non armées soumises à un gradient hydrique imposé par un séchage à 30 % HR / 38°C de la face supérieure et une humidification par immersion des 7 cm inférieurs des corps d'épreuve. Après avoir analysé le comportement mécanique expérimental de ces structures, une analyse mécanique de ces corps d'épreuve dans le cadre de la théorie des poutres est proposée.

D'une manière générale, les données présentées correspondent à celles qui ont pu être traitées dans le cadre de ces travaux. En particulier, les difficultés rencontrées pour la mise en œuvre d'extensomètres à corde vibrante n'ont permis de disposer que des données relatives à la poutre P2 au moment de la rédaction du présent manuscrit.

2.1 Suivis dimensionnels de la poutre fortement réactive vis-à-vis de la RSI

2.1.1 Déformations dans la direction verticale

2.1.1.1 Mesures internes par jauges noyées

La Figure 4-19 représente les suivis dimensionnels verticaux réalisés à l'aide des jauges pain de sucre noyées dans la poutre P2 au moment du coulage. La jauge située à 0,37 m de profondeur a permis de réaliser des mesures durant environ 215 jours. La jauge disposée à 0,08 m de profondeur est quant à elle restée en bon état de fonctionnement durant les 330 jours de vie du corps d'épreuve (cf. section 2.4). Il convient par ailleurs de garder à l'esprit que ces jauges d'une longueur de base de 100 mm induisent nécessairement une intégration des déformations réelles dans cette direction : la partie inférieure de la jauge est située dans un béton plus humide que la partie supérieure de par l'existence du gradient hydrique. Ainsi le gonflement réel du matériau en ces deux points est différent. Les résultats issus de ces mesures constituent donc une moyenne des déformations réelles.

Etant donné le mode d'exposition de corps d'épreuve (gradient hydrique vertical, absence d'armatures), les gonflements dans la direction verticale sont a priori libres de toute contrainte. Ainsi, la confrontation de ces mesures locales aux résultats d'un essai de gonflement libre sur un matériau identique (en l'occurrence les essais R1_GL_28_I-H30) permet de se faire une idée du degré d'avancement de la réaction à une date donnée. Ainsi, on observe qu'après 200 jours d'exposition, seul environ 10 % du potentiel de gonflement libre est développé à une profondeur de 0,37 m. Ce même niveau est atteint à 0,08 m de profondeur après 330 jours d'exposition (cf. Figure 4-19.b), indiquant le développement de gonflements y compris dans ces parties élevées de la structure. Ce décalage des cinétiques