

Application sur structure de laboratoire

Introduction

Dans le chapitre précédent, les principaux aspects du modèle de béton armé homogénéisé utilisé dans ces travaux ont été présentés. Outre l'homogénéisation des armatures, le modèle permet la prise en compte de phénomènes propres au béton comme la plasticité et l'endommagement, le fluage, le retrait, ou les gonflements internes en les couplant fortement. A l'issue de la modélisation d'éléments de petites dimensions (éprouvettes), différentes hypothèses ont été formulées et implémentées. L'ajout d'un paramètre lié à la latence initiale pour la RGI a été validé, cependant l'hypothèse faite sur la mobilité du gel nécessite une évaluation à l'échelle de la structure de laboratoire. En effet, le phénomène est observable lors d'un changement d'état de contrainte après gonflement. C'est, par exemple, le cas d'une poutre testée jusqu'à rupture après une phase de vieillissement.

De plus, le choix de modélisation de ces structures de laboratoire est un intermédiaire en termes d'échelle entre le comportement du matériau et le calcul d'une structure réelle (chapitre suivant). Il permettra de tester l'utilisation de la loi de gonflement d'un béton armé homogénéisé en conditions contrôlées avec des résultats expérimentaux jusqu'à la rupture. Une étude comparative des résultats numériques obtenus par le modèle et des essais expérimentaux issus de la littérature a été menée [Ohno et al., 1989]. Ces essais ont été choisis pour les conditions de conservation (non accélérées, sans variation hydrique forte) dans le but de limiter les phénomènes de gradients de gonflement pouvant altérer la lisibilité du phénomène recherché (changement d'état de contrainte après gonflement).

Dans ces essais, les comportements de poutres armées réactives et non réactives sont étudiés et comparés durant deux phases :

- Une phase de vieillissement, durant laquelle une réduction des déformations est observée dans la direction des armatures, c'est la mise en place de la précontrainte chimique (phénomène décrit dans le chapitre précédent),
- Une phase de mise en charge par flexion quatre points jusqu'à rupture, où l'évolution du comportement due à la précontrainte chimique est mise en valeur.

L'étude comparative est menée durant ces deux phases afin d'évaluer le modèle à l'état limite de service (ELS) et à l'état limite ultime (ELU). De plus, afin d'évaluer la dépendance du modèle au maillage, une étude paramétrique sur la taille des éléments est également réalisée.

I. Présentation du cas d'étude

Les essais expérimentaux décrits et utilisés pour l'étude numérique sont issus de [Ohno et al., 1989]. Les caractéristiques de l'essai expérimental sont d'abord présentées avant de décrire celles de l'étude numérique.

I.1. Données de l'étude expérimentale pour la validation

I.1.1. Dimensions, conditions aux limites et échéances

Dans leurs travaux, [Ohno et al., 1989] étudient l'impact de la RAG sur l'évolution du comportement de structures de laboratoires. Les auteurs comparent les comportements réactif et non réactif de poutres en béton armé soumises à une première phase de vieillissement avant d'être sollicitées jusqu'à rupture. De plus, et afin de considérer deux niveaux d'endommagement de la RAG, les essais sont menés à deux échéances : 17 et 45 mois. Par échéance, deux poutres réactives et une poutre non réactive de contrôle sont testées.

Les poutres sont de dimensions 250*500*4000 mm, et sont armées par des cadres transversaux de 10 mm de diamètre ainsi que par quatre barres de 25 mm de diamètre en direction longitudinales (Figure I-1). Durant leurs vieillissements, celles-ci reposent sur des appuis simples, et sont chargées en flexion quatre points à 200 mm de la mi-travée durant leurs phases de sollicitation jusqu'à rupture. Les positions de ces conditions sont renseignées sur la Figure I-1.

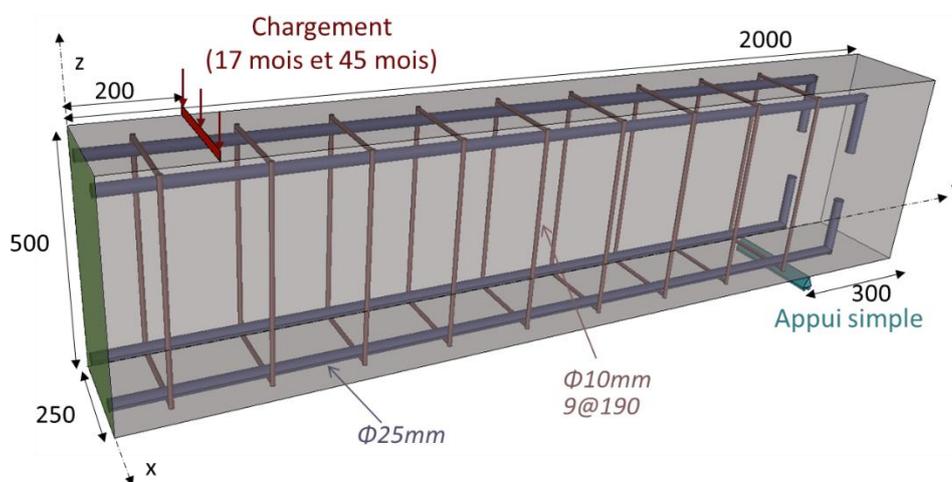


Figure I-1 Ferrailage et conditions limites d'une demi-poutre (ferrailage et dimensions identiques sur toutes les poutres)

I.1.2. Caractéristiques mécaniques

En parallèle du vieillissement des poutres, des essais de compression ont été menés sur des éprouvettes cylindrique de béton de contrôle réactif et non réactif à 28 jours et 17 mois, et sur des carottages pour l'échéance de 45 mois, afin d'évaluer la résistance à la compression ainsi que le module d'Young. L'évolution de ces valeurs est tracée respectivement en Figure I-2-a et en Figure I-2-b. L'observation des valeurs mesurées pour le cas réactif, et plus précisément la réduction du module d'Young et l'augmentation du Rc entre 28 jours et 17 mois atteste d'un couplage complexe entre le phénomène d'hydratation et d'endommagement de RAG. Le modèle prend en compte l'endommagement de RAG en fonction du temps (cf. chapitre précédent), mais pas les phénomènes d'hydratation du béton. Ainsi, il a été choisi d'utiliser comme référence pour les quatre cas d'étude (réactif et non réactif, 17 et 45 mois) les caractéristiques les plus cohérentes, soit celles mesurées à 17 mois sur le béton non réactif.

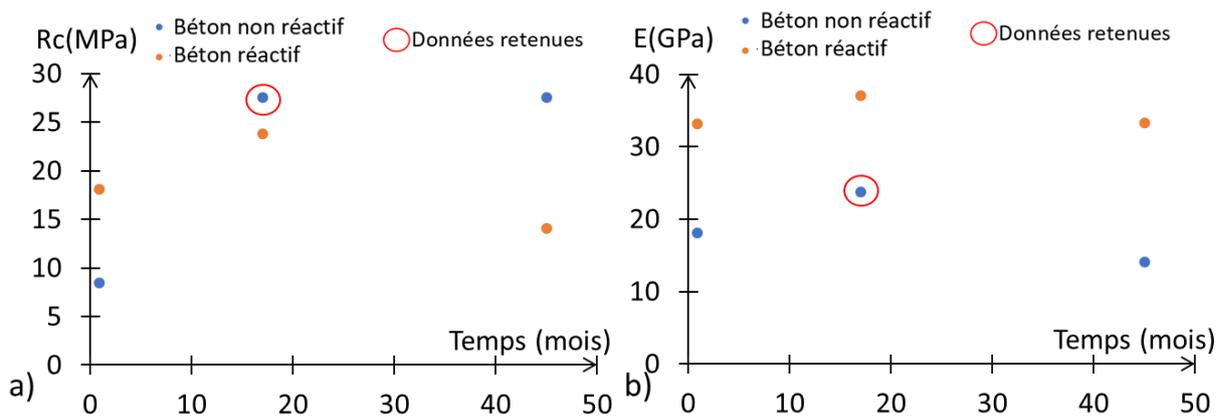


Figure I-2 Résistance à la compression et module d'Young mesurés à 28 jours, 17 mois et 45 mois, (Ohno et al. 1989)

La valeur de la résistance à la traction en est déduite selon la formule moyenne de l'Eurocode 2 (NF_EN_1992) :

$$f_{ctm} = 0.3(f_{ck})^{\frac{2}{3}} \quad (I-1)$$

$$f_{ck} = f_{cm} - 8 \text{ MPa}$$

Avec f_{cm} la résistance moyenne en compression, ici égale à 27,5 MPa, et f_{ctm} la résistance moyenne à la traction induite, égale à 2,2 MPa.

Concernant les armatures, seules les limites d'élasticité sont indiquées par les auteurs, et sont respectivement pour les aciers transversaux et longitudinaux, de 399 MPa et de 420 MPa. Le module d'Young et le module d'écroutissage n'étant pas renseignés, ceux-ci sont fixés à des valeurs typique, respectivement à 200 000 MPa et 1000 MPa.

1.2. Données de l'étude numérique

1.2.1. Caractéristiques générales

Comme évoqué précédemment, en plus de l'objectif de valider les hypothèses sur la migration du gel lors d'un changement de l'état de contrainte (décrit dans le chapitre précédent), il s'agit aussi ici d'étudier la dépendance du modèle de béton armé homogénéisé au maillage en contexte de RAG, en utilisant des maillages plus ou moins raffinés.

Ainsi, l'étude numérique est menée en deux temps. La première phase consiste en la validation de la modélisation par la comparaison des résultats expérimentaux et numériques, avec un maillage considéré comme fin (nommé M0 dans le reste de l'étude). Par suite, l'impact de la taille des éléments finis est étudié en comparant les résultats numériques de M0 avec ceux obtenus par deux autres maillages plus grossiers (M1 et M2). Il est à noter que les éléments finis utilisés dans cette étude sont des éléments de type cube à 8 nœuds à fonction linéaire.

1.2.2. Stratégie de maillage

Le maillage de référence M0 est relativement fin dans le but de répondre à la première phase de validation. Dans la direction longitudinale, le maillage est raffiné pour obtenir un faciès de fissuration précis. En direction transversale, et dû aux faibles sollicitations, un seul élément est défini. Enfin, dans la direction verticale, la stratégie de maillage dépend de la précision souhaitée sur les résultats, et plus précisément de l'homogénéisation des armatures. En effet, afin que la modélisation du comportement des poutres armées (réactive ou non réactive) soit la plus proche des réponses expérimentales, il s'agit de positionner avec réalisme les densités d'acier par rapport à leurs positions réelles, notamment leur centre de gravité. Selon la direction verticale, trois zones sont donc définies, afin d'imposer des densités d'armatures cohérentes en

fibre supérieure et inférieure. La hauteur des zones est centrée sur le centre de gravité des armatures considérées (Figure I-3).

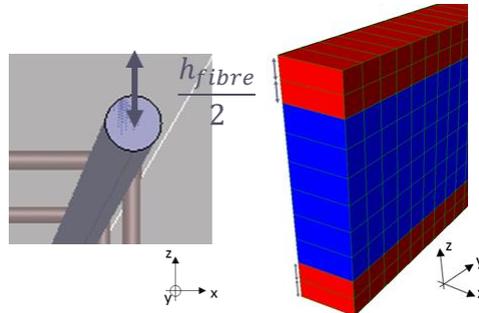


Figure I-3 Maillage M0, Homogénéisation des armatures sur une hauteur cohérente avec l'enrobage et le diamètre de l'acier

Dans cette étude, les armatures longitudinales ainsi que la partie transversale des cadres (Figure I-1) sont homogénéisées au béton en fibres supérieure et inférieure (Figure I-4-a et b). Des champs de paramètres 'matériau' sont donc imposés par zone. Du fait des effets limités dans cette direction et en vue de limiter le nombre d'éléments, la partie verticale des cadres est homogénéisée sur toute la hauteur de la poutre (Figure I-4-c).

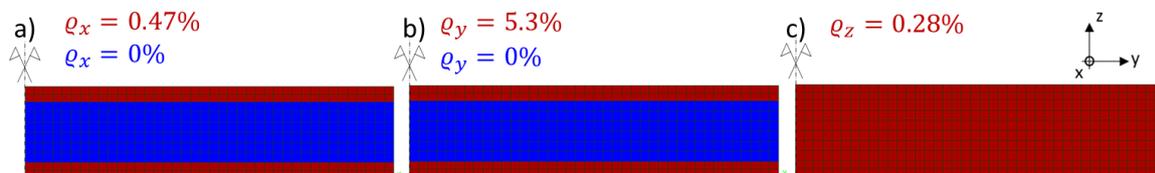


Figure I-4 M0, Homogénéisation des armatures, a) Armature longitudinale, b) Armature transversale, c) Armature verticale

Rappelons que ces ratios d'armatures (ρ_x , ρ_y , ρ_z) sont obtenus par le rapport entre la surface d'armature considérée dans une direction, et la section transversale de béton homogénéisé (Zone rouge dans la Figure I-4).

Afin d'étudier l'impact de la taille des éléments sur la stabilité du modèle, deux autres maillages sont établis (Figure I-5). A l'instar de M0, les ratios d'armatures imposés sont définis selon les armatures choisies pour l'étude (fibres supérieure et inférieure en marron sur la Figure I-5) et selon les conditions limites (positions des lignes d'appui et de charge). Outre ces conditions, les nouveaux maillages sont définis avec des mailles de plus grande taille, M1 étant considéré

comme maillage intermédiaire (Figure I-5-b) et M2 comme le maillage le plus grossier (Figure I-5-c).

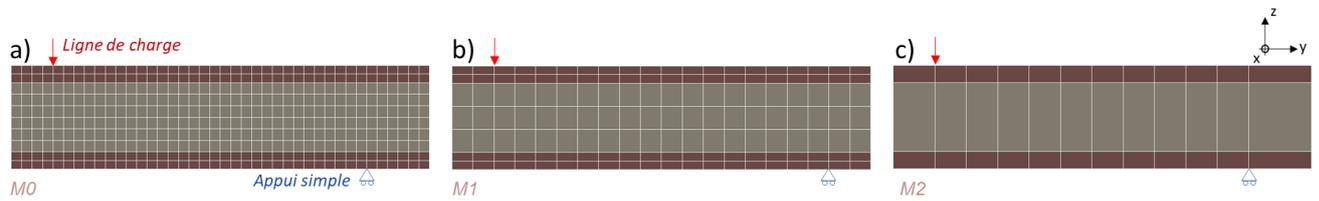


Figure I-5 Maillages pour l'étude de la stabilité du modèle, a) Maillage fin M0, b) Maillage intermédiaire M1, c) Maillage grossier M2

La structure d'étude étant doublement symétrique, seul un quart de la poutre est modélisé. Ces conditions aux limites de symétrie sont assurées par le blocage des déplacements normaux sortant sur les faces correspondantes aux plans de symétrie. L'appui simple est modélisé par un blocage des déplacements verticaux sur la ligne d'appui. La mise en charge est assurée par des déplacements verticaux imposés sur la ligne de charge. L'ensemble de ces conditions est présenté en Figure I-6 sur le maillage M0.

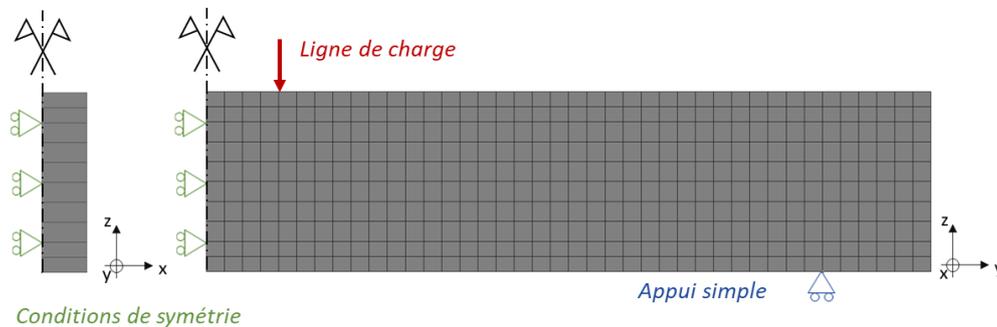


Figure I-6 Conditions aux limites

II. Résultats expérimentaux et numériques

Dans cette partie d'étude, seuls les résultats du maillage le plus fin (M0) sont présentés. Les résultats numériques et expérimentaux sont comparés pour les phases de vieillissement et pour la phase à rupture. L'impact de l'hypothèse de solidification du gel sur le comportement à rupture est observé et discuté.

II.1. Phase de vieillissement

II.1.1. Caractéristiques

Durant cette première phase de vieillissement, les poutres sont soumises à des conditions d'exposition météorologique naturelle. Les taux d'humidité durant ces essais n'ayant pas été mesurés, une humidité constante à 90 % est supposée pour cette étude. L'évolution des températures utilisée dans les essais numériques est présentée en Figure II-1. Il est à noter que ces températures ont été mesurées dans une station météorologique. Bien que celle-ci soit proche du laboratoire des auteurs, ces données peuvent donc présenter une certaine variation comparée aux températures réelles de l'essai.

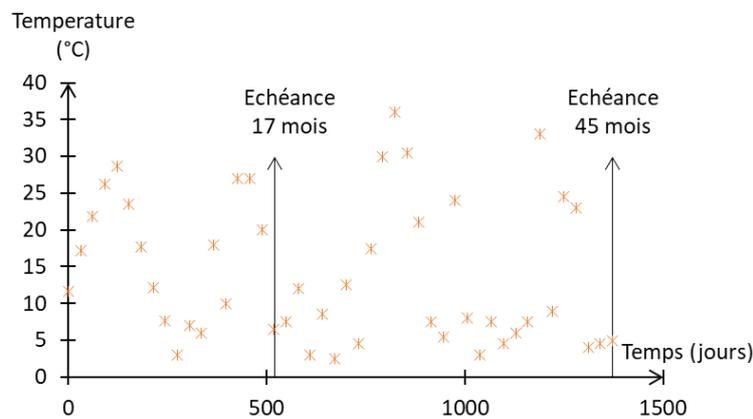


Figure II-1 Evolution de la température d'essai

Afin d'étudier l'évolution des déformations durant cette première phase de vieillissement, les auteurs ont fixé des points de suivis le long de la poutre. Six points de mesure ont été définis pour les déformations longitudinales et huit pour la direction verticale, à hauteur des armatures longitudinales, avec une base de mesure respective de 100 mm et de 300 mm. Ces informations étant propres à la poutre entière (et non pas à son quart comme dans le calcul numérique), seul quatre points de suivi numériques ont été définis sur le maillage (à mi-portée de la poutre, on considère le capteur longitudinal avec une demi base de mesure). Ceux-ci sont présentés respectivement par les flèches jaune et bleu sur le haut de la Figure II-2.

In situ, les déplacements sont relevés sur chacun des points de suivis et divisés par leur base de mesure pour en déduire des déformations moyennes par capteur. Elles sont par suite moyennées sur l'ensemble de ces capteurs. Numériquement, les mêmes opérations sont réalisées (extraction des déplacements relatifs et division par la base de mesure) (Figure II-2-a et en Figure II-2-b).

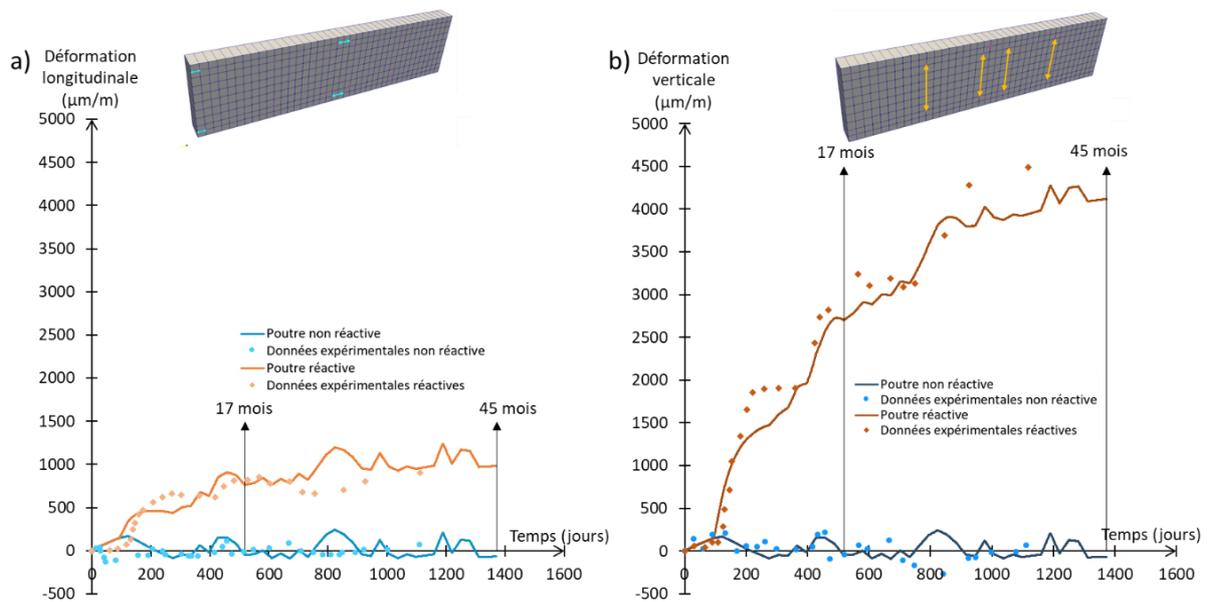


Figure II-2 Evolution des déformations et points de suivi de M0

La première étape consiste au calage des paramètres de RAG (cinétique et amplitude) afin d’assurer un gonflement réaliste vis-à-vis des données expérimentales. Bien que celui-ci soit préconisé sur des gonflements libres (chapitre précédent), l’absence de ces données pour cet essai oblige un calage directement sur la structure armée. Il est à noter que lors d’analyse structurelle, ces données sont peu souvent disponibles sur ouvrage, induisant ce type de calage lors de leur modélisation. Enfin, les paramètres calés sur le maillage réel (M0) sont présentés en Tableau 14.

Paramètre	Signification	Equation (Chapitre 2)	Valeurs
τ_{ref}^{RAG}	Temps caractéristiques de la réaction	(I-27)	60 jours
$\phi^{RAG,\infty}$	Volume maximum créable	(I-30)	7%
ϕ_{RGI}^v	Volume des vides	(I-31)	1.26%
A_{LAT}	Avancement latent	(II-4)	0.05

Tableau 14 Données d’entrée pour la RAG

II.1.2. Discussion des résultats

II.1.2.1. Déformations

L’évolution globale des déformations longitudinale et verticale (Figure II-2-a et Figure II-2-b) des poutres réactive et non réactive est correctement reproduite par le modèle.

Les déformations de la poutre non réactives ne rendent compte que des variations thermiques. Appliquées via le coefficient de dilatation (10^{-5} K^{-1}), elles sont du même ordre dans la direction verticale et dans la direction longitudinale. Comparées aux données expérimentales, certains écarts et variations sont visibles. Comme explicité précédemment, dû à la différence du lieu d'essai et de la station météorologique, les températures appliquées en surface des poutres diffèrent des températures réelles de l'essai. Ainsi, les déformations thermiques diffèrent aussi, néanmoins il reste notable que l'ordre de grandeur est cohérent tout au long de la phase de vieillissement.

Concernant les déformations de la poutre réactive, obtenues avec le paramétrage présenté dans le Tableau 14, l'anisotropie de gonflement induite par la présence d'armatures est correctement reproduite. Dans le modèle, une loi d'écrouissage (Equation I-32 chapitre 2), régissant l'évolution de la résistance en traction locale, anisotrope et effective en fonction du gonflement, permet de diriger l'évolution anisotrope de la plasticité. Il est important de noter que ces résultats ont été obtenus sans recalibrer le module d'écrouissage de cette loi. Ce module (3 % du module d'Young) a préalablement été calé dans les travaux de [Morenon et al., 2019] portant sur la modélisation d'éprouvettes réactives de laboratoire issues des essais expérimentaux menés par [Multon, 2003]. Bien que la déformation longitudinale soit légèrement surestimée, cette loi d'écrouissage permet d'assurer de façon stable et correcte l'anisotropie de gonflement de la RAG.

Afin de souligner l'effet limitant des armatures longitudinales sur l'évolution du gonflement de RAG, les déformations sont observées et comparées aux niveaux des centres de gravités verticaux des aciers et du béton (Figure II-3). Aux deux échéances de vieillissement, et en comparaison au béton, les zones armées voient leurs gonflements diminués de moitié. De plus, dû à l'effet de Poisson induit par le poids propre de la poutre, la déformation de la fibre inférieure est légèrement supérieure à celle de la fibre supérieure (de l'ordre de $50 \mu\text{m}$)

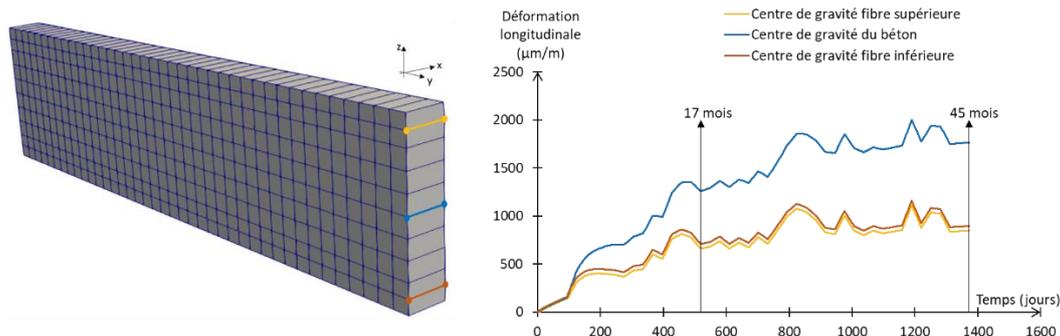


Figure II-3 Evolution des déformations longitudinales aux niveaux des centres de gravités des aciers et du béton

II.1.2.2. Précontrainte chimique

Comme explicité dans le premier chapitre de ces travaux, la présence d'armatures dans une structure réactive induit dans leurs directions une limitation du gonflement de RAG, menant à un développement d'une compression interne dite de précontrainte chimique. Proportionnelle au gonflement, cette précontrainte chimique est d'autant plus importante avec l'avancement de la réaction. Afin de mettre en valeur cet effet, les profils de contraintes longitudinales ont été tracés à l'issue des périodes de vieillissement de 17 mois et de 45 mois. Les contraintes sont relevées aux points de Gauss à mi-portée, sur la surface correspondante au plan de symétrie (Surface verte, Figure I-1 et Figure I-6), puis l'évolution est obtenue par extrapolation linéaire entre ces valeurs (Figure II-4).

En fin de phase de vieillissement, la précontrainte chimique moyenne estimée par le modèle est de 2,6 MPa pour la poutre âgée de 17 mois et de 3,4 MPa pour celle de 45 mois. Ces valeurs sont en accord avec les précédentes remarques ainsi qu'avec le faisceau de valeurs théoriques estimées par [Ohno et al., 1989], allant de 3 à 6 MPa.

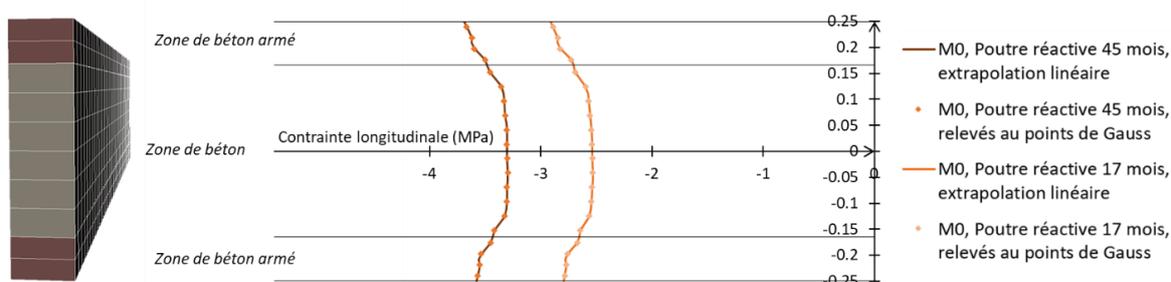


Figure II-4 Profils de contraintes longitudinales pour les cas réactifs à 17 et 45 mois, obtenus avec M0

Outre le développement de cette précontrainte chimique, la limitation du gonflement par les armatures induit leurs reports dans les directions libres. Ce report de déformation est donc accompagné par un report d'endommagement.

Dans le chapitre précédent, le modèle utilisé dans ces travaux a été présenté. Celui-ci permet la différenciation des endommagements locaux structuraux et des endommagements diffus, comme celui induit par cette réaction de gonflement interne. Afin de mettre en valeur ce phénomène menant à un endommagement diffus anisotrope, les champs d'endommagement dans les directions longitudinale et verticale sont tracés à 17 et 45 mois respectivement en Figure II-5-a et Figure II-5-b. Ceux-ci sont comparé au schéma de fissuration diffuse issu de [Ohno et al., 1989] et présenté en Figure II-5-c. Bien que le relevé de fissuration soit approximatif, cette fissuration semble préférentielle en direction verticale, attestant bien d'une limitation et du report de l'endommagement longitudinal. Cette particularité est bien retrouvée par le modèle. A l'issue de la période de vieillissement, et la remarque reste vraie quelle que soit sa durée, la modélisation rend compte d'un endommagement vertical environ 1,8 fois supérieur à l'endommagement longitudinal.

Enfin, l'impact de l'avancement et de l'endommagement croissants induits par une phase de vieillissement plus longue est bien visible entre les deux cas. Dans cette configuration d'étude et avec notre modèle, il semble que les 28 mois séparant les deux cas d'étude (Figure II-5-a et Figure II-5-b) induisent un endommagement supérieur d'environ 25 % dans les deux directions. Néanmoins il est important de noter que si le schéma de fissuration (Figure II-5-c) permet de souligner le report d'endommagement, celui-ci n'est pas assez précis pour faire une comparaison quantitative entre la réponse du modèle et le relevé expérimental.

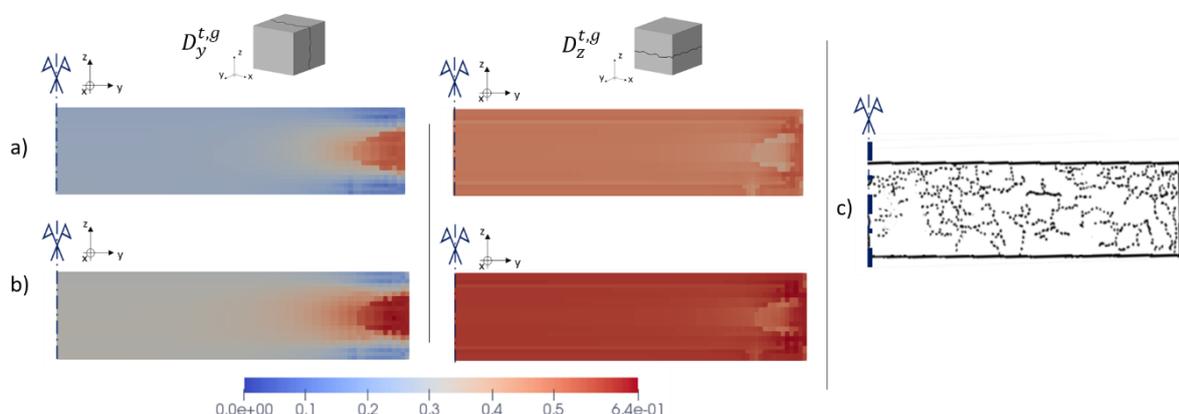


Figure II-5 Champs d'endommagement de RAG en direction longitudinale et verticale, a) 17 mois, b) 45 mois, c) Schéma de fissuration diffuse [Ohno et al., 1989]

II.2. Phase de rupture

II.2.1. Caractéristiques

A l'issue de leurs périodes de vieillissement, les poutres sont soumises à un essai de flexion quatre points. Il est à noter que les poutres âgées de 17 mois ont d'abord subi un cycle de charge avant d'être sollicitées jusqu'à rupture. Néanmoins, et en vue d'étudier l'impact de l'avancement de RAG, le cas à 17 mois sera aussi étudié en sollicitation directe jusqu'à rupture. Après la phase de vieillissement, le déplacement est imposé sur la ligne de charge.

II.2.2. Réponses structurales

II.2.2.1. Essai jusqu'à rupture

a) Impact de l'hypothèse de solidification du gel dans la porosité

Rappelons que l'hypothèse formulée dans le chapitre précédent porte sur le vieillissement des produits dans la porosité, sans migration possible lors d'un changement d'état de contrainte. Cette hypothèse est appliquée via la loi de pression de gonflement interne, et plus précisément par la quantité de produits dans la porosité connectée. Lorsqu'il est créé, le gel est quasi-fluide et peut passer dans la porosité connectée en fonction de la pression à cet instant. Ainsi, plus la pression est grande, plus le gel peut occuper d'espace autour de son site de création. Lors d'une sollicitation extérieure, la pression peut être amenée à baisser, ce qui pourrait faire ressortir le gel de la porosité connectée et provoquer un gonflement si on le considère comme quasi-fluide. Ce phénomène ne paraît pas réaliste (cf. Chapitre 2), ce qui a conduit à considérer un vieillissement (solidification) du gel. Ainsi, si la pression baisse, le gel présent dans la porosité y reste. C'est donc la pression maximale atteinte dans la vie du béton P_{RAG}^{MAX} qui pilote la porosité accessible au gel.

La mise en flexion des poutres réactives à l'issue d'une période de vieillissement constitue donc un contexte structural adéquat pour la comparaison de ces hypothèses. Ainsi, la mise en charge est modélisée pour la poutre réactive âgée de 17 mois. Pour plus de commodité, ces cas seront appelés avec et sans P_{RAG}^{MAX} dans le reste de l'étude, et sont présentés en Figure II-6.

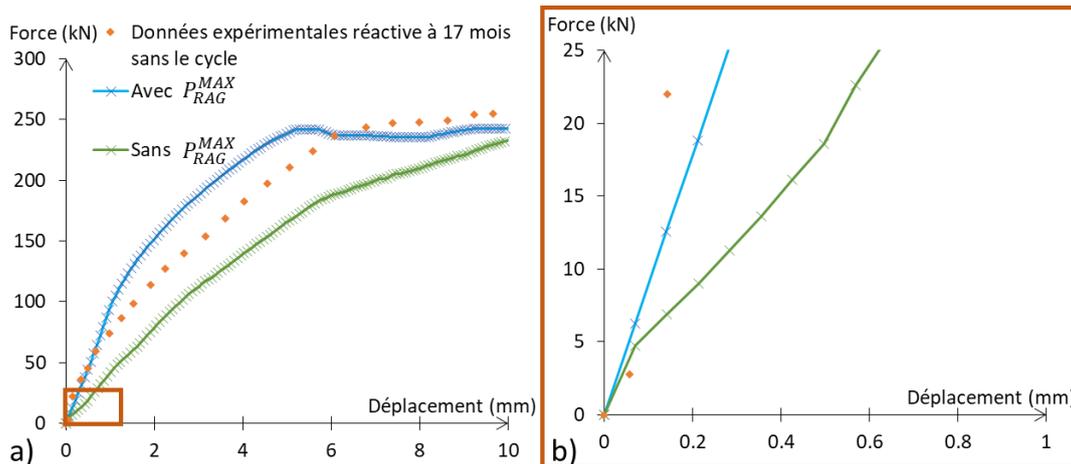


Figure II-6 Comparaison des réponses structurales avec et sans l'usage de la pression maximale, a) Evolution globale, b) Focus sur l'évolution initiale

L'observation de ces courbes met en valeur l'importance de cette hypothèse sur la réponse structurale. De façon globale, le cas avec P_{RAG}^{MAX} induit un déplacement réduit pour la même force appliquée (Figure II-6-a). De plus, et comme vu dans l'étude numérique menée sur cube dans le chapitre précédent, la rigidité initiale du cas sans P_{RAG}^{MAX} est bien plus réduite qu'avec (Figure II-6-b). Comme explicité précédemment, le retour de ces produits quasi-fluides vers leurs sites de réaction induit un gonflement rapide et donc un endommagement quasi instantané de la matrice, réduisant ainsi sa rigidité initiale. Enfin, et toujours en comparaison du cas avec P_{RAG}^{MAX} , la sollicitation jusqu'à rupture de cette matrice plus endommagée induit donc une réponse structurale plus limitée en termes de force.

En comparant ces différentes évolutions aux données expérimentales, l'hypothèse avec l'utilisation de P_{RAG}^{MAX} semble à nouveau bien plus réaliste que l'hypothèse sans. Néanmoins, cette évolution induit une surestimation du comportement, notamment du début de fissuration. Cette dernière remarque laisse penser qu'un compromis entre cet état quasi-fluide et une cristallisation devrait plutôt être utilisé. Néanmoins, en l'absence de données quantitatives ainsi que de loi empirique propre à la solidification du gel, et bien qu'elle surestime la réponse structurale, l'hypothèse avec P_{RAG}^{MAX} est conservée pour le reste de l'étude.

b) Calcul théorique des forces de première fissuration

La partie précédente ayant servi pour la validation de l'hypothèse de solidification, il s'agit maintenant d'évaluer les différentes réponses du modèle vis-à-vis des données expérimentales. A titre de référence, les forces de première fissuration et de plastification de l'acier sont

évaluées selon les formules de l'EC2 (NF_EN_1992). Les détails des calculs sont présentés en Annexe 1.

Ainsi, en considérant la section de la poutre, son ferrailage et ses caractéristiques mécaniques, la force de première fissuration du cas non réactif est estimée à 56,4 kN. Concernant les poutres réactives, l'évaluation de cette force nécessite plus d'hypothèses de calcul. Celles-ci rendent compte de l'impact de l'endommagement de RAG sur les caractéristiques de fissuration obtenue pour la poutre non réactive. Dans ce cas, l'axe neutre et l'inertie non fissurée sont considérés non impactés par cet endommagement. Dans ce calcul, celui-ci n'impacte que la résistance à la traction utilisée pour le calcul du moment (Equation (0-6)). Finalement, les forces de premières fissurations estimées pour les cas réactifs sont de 123,6 kN et de 145,4 kN, respectivement pour les ruptures à 17 et à 45 mois.

c) Comparaison des comportements

Comme dit précédemment et afin de voir l'impact de l'évolution de l'avancement sur la réponse structurale, les poutres âgées de 17 mois sont aussi modélisées sans le cycle avant rupture et sont comparées avec celles de 45 mois. Celle-ci sont présentées en parallèle des forces de premières fissurations estimées en Figure II-7.

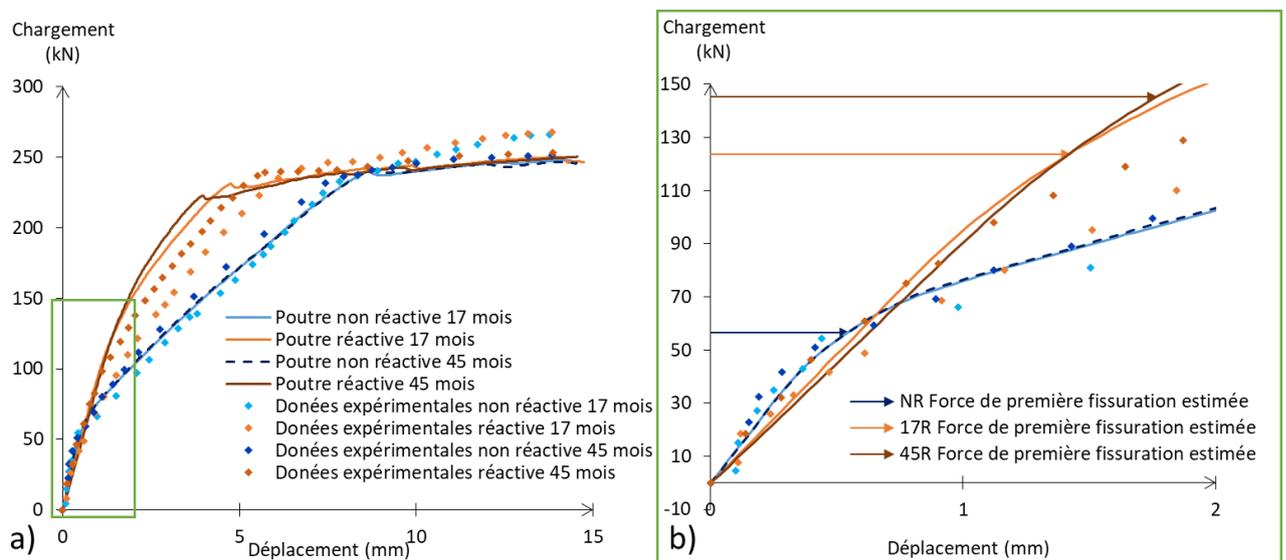


Figure II-7 Evolution des courbes forces déplacements des essais jusqu'à rupture a) Evolution globale, b) Focus sur l'évolution initiale

De façon générale, ces courbes forces/déplacements sont en accord avec les données expérimentales. L'évolution du comportement induite par la RAG est correctement retrouvée par la modélisation :

- Durant l'évolution initiale, et dû à l'endommagement de RAG développé durant la phase de vieillissement, la rigidité des poutres non réactives est supérieure à celles des poutres réactives (Figure II-7-b).
- L'initiation de la fissuration des poutres non réactives, correspondant à la valeur estimée (54,6 kN), induit une rupture brutale de leurs rigidités. Ce comportement diffère fortement pour les poutres réactives, dont la rigidité évolue de façon quasi constante, grâce à la précontrainte chimique développée par la RAG. Pour la même raison, les poutres réactives voient ainsi leurs fissurations structurales retardées [Morenon et al., 2019]. Au regard des données expérimentales, il semble que les forces de premières fissurations théoriques soient quelque peu surestimées. Néanmoins, elles sont cohérentes avec les valeurs obtenues par la modélisation.
- La plastification de l'armature est atteinte pour des charges similaires (palier final), néanmoins, les flèches obtenues lors de cette phase sont supérieures dans les cas non réactifs. Ces différences traduisent pour les cas réactifs la mise en traction préalable des armatures longitudinales due à sa sollicitation par la RAG durant la phase de vieillissement.

L'impact de la durée de la phase de vieillissement est moins significatif. Sur les poutres non réactives, et du fait de l'absence de prise en compte des phénomènes d'hydratation du béton, les comportements modélisés sont quasiment identiques. Pour la même raison, de légères variations entre les comportements non-réactifs expérimentaux sont visibles. Concernant les poutres réactives, l'impact de cette durée est plus visible. Au début de la sollicitation et dû à un endommagement de RAG supérieur, la rigidité de la poutre à 45 mois est légèrement inférieure à celle testée à 17 mois. Néanmoins, due à une précontrainte chimique plus limitée induite par une période de vieillissement plus courte, la poutre de 17 mois se voit fissurer en premier. La réduction de sa rigidité par cette fissuration inverse les tendances et soulignent l'impact d'une précontrainte chimique plus importante et donc d'une rigidité supérieure dans le cas de la poutre testée à 45 mois.

Bien que l'ensemble de ces différences comportementales soient correctement retrouvées et/ou assurées par le modèle, les forces reprises par les poutres réactives sont quelques peu

surestimés. Ce phénomène est d'autant plus marqué entre la phase d'élasticité initiale et la phase de plasticité de l'armature. Cette surestimation intermédiaire peut être due à la surestimation de l'évaluation de la rigidité initiale et/ou à la sous-estimation de sa réduction au cours de l'essai. Dans le premier cas, la surestimation de la rigidité initiale peut être due à l'utilisation de certains paramètres « matériau » fixés à des valeurs calibrées par ailleurs (énergie de fissuration, vitesse de fluage, rigidité du gel...). Ces usages sont nécessaires afin de limiter le nombre de données d'entrée, mais aussi en l'absence de données complémentaires. En effet, certaines variables considérées comme constantes dans notre modèle nécessitent des essais particuliers pour leurs évaluations :

- La loi d'endommagement de RAG en traction est définie selon une déformation caractéristique fixée à 0,3% dans les travaux de [Capra and Sellier, 2003]. Cette déformation pondérant l'endommagement induit en fonction de la déformation plastique générée, des essais complémentaires sur l'évolution de l'endommagement mené avant la phase de rupture sont nécessaires pour son calibrage.
- La loi d'écroutissement plastique de RAG calibré dans les travaux de [Morenon et al., 2019] assure une part de l'anisotropie du modèle en dirigeant l'évolution de la pression. Ainsi son calibrage nécessite également des essais complémentaires, basés sur l'évolution du gonflement sous contrainte.

Dans le second cas, la sous-estimation de la réduction peut être due aux hypothèses de calculs :

- L'hypothèse de solidification du gel, utilisée pour remplacer la considération d'un gel quasi-fluide, peut-être trop sévère. Une combinaison des deux hypothèses serait probablement plus correcte mais complexe à évaluer.
- L'hypothèse d'adhérence parfaite entre l'armature et le béton est utilisée dans le modèle par l'usage des armatures homogénéisées. Durant les essais de flexion, la perte d'adhérence s'initie généralement au début de la phase intermédiaire (entre la première fissuration et la plastification des aciers). Le glissement entre les deux matériaux pouvant induire de plus grandes fissures de flexion, et donc une rigidité inférieure à celle prédite pourrait aussi expliquer cet effet.

II.2.2.2. Essai cyclique avant la rupture

Dans leurs essais, [Ohno et al., 1989] ont soumis les poutres âgées de 17 mois à un cycle de charge avant de les solliciter jusqu'à rupture. Les courbes forces-déplacements obtenues par la modélisation et comparées aux résultats expérimentaux sont présentées en Figure II-8. Les différences comportementales entre les deux poutres sont bien retrouvées par le modèle et sont similaires à celles énoncées lors des sollicitations directes.

Le comportement non réactif est très bien reproduit, notamment l'évolution de sa rigidité par l'endommagement structural. Concernant le comportement réactif, malgré la surestimation de la capacité portante en flexion, la rigidité est correctement évaluée durant la phase de décharge. Cette dernière remarque atteste donc plus d'une surestimation intermédiaire induite par la surestimation de l'évaluation de la rigidité initiale plutôt qu'à la sous-estimation de la réduction de la rigidité au cours de l'essai.

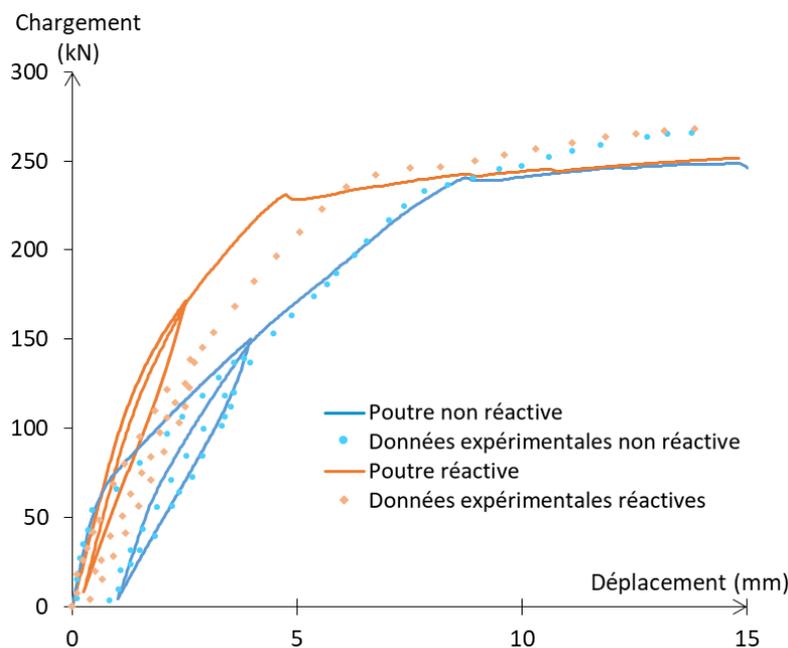


Figure II-8 Courbes force/déplacement des cas à 17 mois avec sollicitation cyclique

Ainsi, et comme vu dans le chapitre 1 rendant compte de la littérature, la RAG semble avoir un impact limité sur la capacité portante ultime pour des structures correctement armées. L'impact semble principalement induire une évolution du comportement en flexion en phase de service.

Cette évolution est visible durant la phase initiale, par la réduction de la rigidité induite par l'endommagement de RAG. Ainsi que durant la phase intermédiaire, où la précontrainte chimique permet d'obtenir une rigidité supérieure et une fissuration retardée.

II.2.2.3. Fissuration structurelle

Les fissurations structurelles observées expérimentalement à l'issue de la phase de rupture sont présentées sur la Figure II-9-a. La comparaison de ces faciès de fissuration souligne bien la limitation des fissures structurales dans le cas réactif. Les faciès de fissuration obtenus par la modélisation sont présentés en Figure II-9-b par impression du champ d'ouverture de fissure maximale sur le maillage utilisé. Le modèle permet d'obtenir des faciès corrects, en respectant le nombre, la direction et la position des fissures schématisées par les auteurs (Figure II-9-a).

Du fait de la présence de la précontrainte chimique, la courbure de la poutre réactive est plus limitée que celle de la poutre non réactive. La compression de la fibre supérieure est accentuée alors que la tension de la fibre inférieure est retardée. De part ces doubles limitations, les fissurations de cisaillement au voisinage des appuis sont plus limitées dans les cas réactifs. Celles-ci sont au nombre de trois pour la poutre non réactive contre deux moins ouvertes dans le cas réactif à 17 mois. Ce phénomène visible entre la poutre réactive et la poutre non réactive est d'autant plus marqué que la précontrainte chimique est importante, induisant pour la poutre réactive la plus âgée, une fissuration de cisaillement encore plus limitée (~1 fissure peu ouverte).

Enfin, et bien que la limitation de la fissuration structurelle par la RAG soit notable, il convient de souligner à nouveau l'importance de la fissuration diffuse pouvant fortement altérer la durabilité de ces structures (Figure II-5).

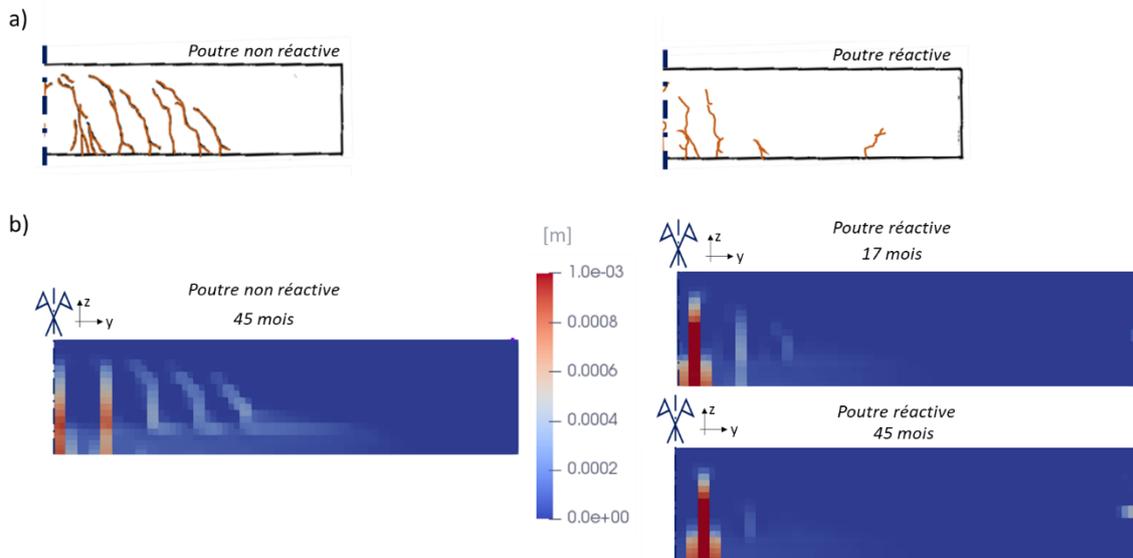


Figure II-9 Ouverture de fissure structurelle, a) Schéma de fissuration issue de [Ohno et al., 1989], b) Schéma de fissuration obtenue par la modélisation

III. Etude de l'influence du maillage

Afin d'étudier l'impact de la taille des éléments finis sur la stabilité du modèle, l'étude est relancée pour deux autres maillages plus grossiers (Figure I-5). Les évolutions du comportement obtenues durant la phase de vieillissement, ainsi que durant leurs sollicitations jusqu'à rupture sont comparées entre elles et avec le maillage plus fin M0.

III.1. Phase de vieillissement

Durant la phase de vieillissement, l'étude paramétrique permet de comparer les déformations obtenues ainsi que les états de contraintes obtenus avec les différents maillages.

Trois densités de maillages sont utilisées, allant du plus fin au plus grossier, ceux-ci sont dénommés M0, M1 et M2. De la même façon que pour M0, des points de mesures sont définis sur chacun des maillages, avec des bases de références proches de celles des capteurs utilisés par les auteurs dans leurs essais. Ces points sont présentés en Figure III-1-a. Les déformations obtenues à l'issue de ces suivis numériques sont présentées en Figure III-1-b et en Figure III-1-c.

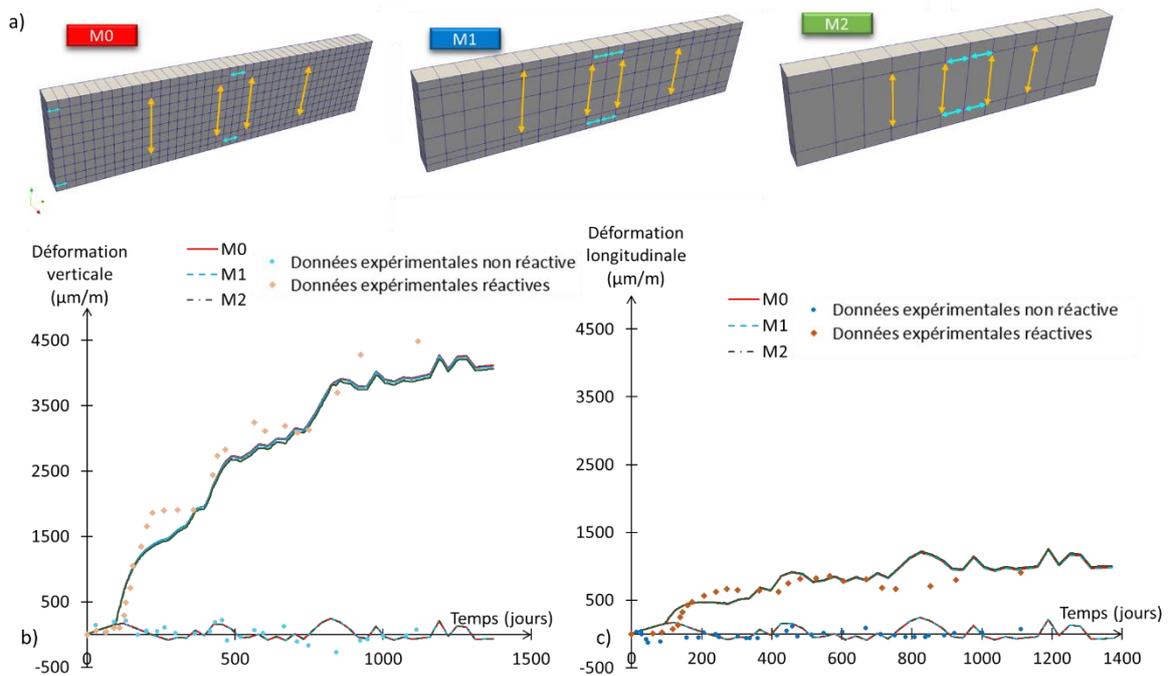


Figure III-1 Evolution des déformations a) Points de suivi sur les différents maillages, b) Déformation verticale, c) Déformation longitudinale

En première remarque, il est à noter que les variations induites par la taille des éléments finis est très limitée. Dans le cas des déformations de la poutre non-réactive, les variations maximales de M1 et M2 par rapport à M0 sont inférieures à 0,005 % (3 et 4 µm/m respectivement). Concernant les déformations des poutres réactives, les variations sont plus importantes, mais restent toujours limitées, et sont inférieures à 0,01 % (respectivement 30 et 75 µm/m). Ces variations plus importantes peuvent être justifiées par la prise en compte de l'effet de l'état de contrainte sur les gonflements de RAG dans le modèle. En effet, l'utilisation d'éléments finis plus grossiers génère des approximations de contrainte ce qui a pour effet de modifier légèrement les gonflements. De plus, plusieurs mécanismes étant souvent couplés (plasticité, endommagement, fluage...), les approximations sur plusieurs phénomènes peuvent avoir des répercussions sur les réponses finales. Ainsi, les calculs des poutres réactives sont plus sensibles aux variations de taille des éléments.

Au regard de ces valeurs, il peut être conclu que la taille des éléments impacte très peu l'évolution des réponses en déformation.

Les profils de contraintes longitudinales sont tracés pour les cas réactifs afin d'étudier les valeurs des précontraintes chimiques induites par les armatures longitudinales. Les profils sont tracés par maillage afin de pouvoir les comparer entre eux et sont présentés sur la Figure III-2.

Outre une évolution devenant plus saccadée avec la réduction du nombre de points de Gauss, les différents maillages rendent compte de profils très similaires. Afin de quantifier les variations, les valeurs moyennes des données relevées aux points de Gauss sont présentées pour toute la hauteur et par zone sur la Figure III-2. De la même façon que pour les déformations, les densités de maillages possèdent un impact limité sur les valeurs de précontrainte chimique obtenue. Comparé au maillage le plus fin (M0), le maillage intermédiaire (M1) et le maillage le plus grossier (M2) ont présenté les variations maximales pour la valeur moyenne de la précontrainte chimique, de l'ordre de 2,1 et de 1,5 % respectivement.

De plus, et bien qu'elles soient de très faibles ampleurs, il est à noter que les moyennes en zone de béton seul subissent une plus grande variation que les moyennes en zones armées.

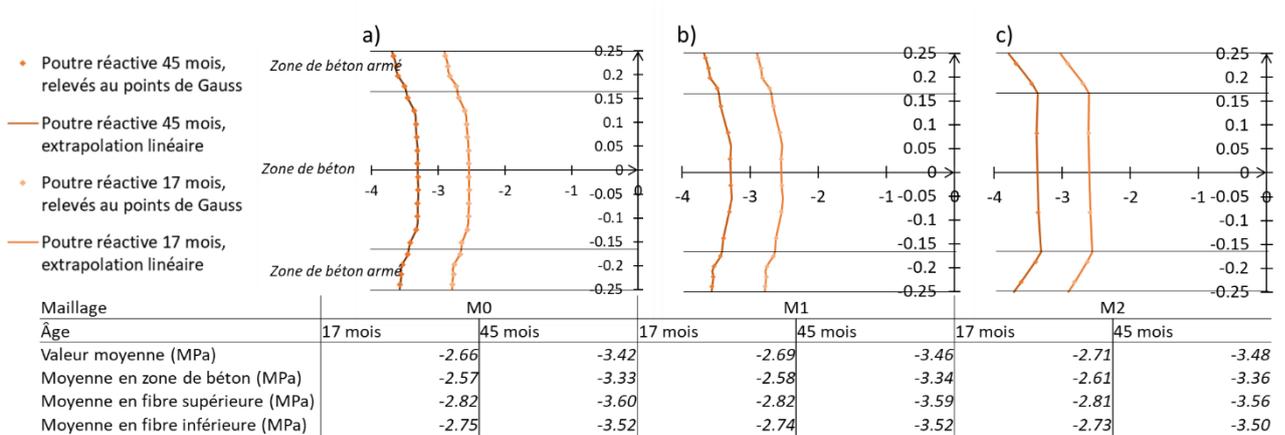


Figure III-2 Profils de contrainte longitudinale pour les cas réactifs à 17 et 45 mois, a) Maillage M0, b) Maillage M1, c) Maillage M2

Ainsi, face à ces faibles variations des résultats, l'étude paramétrique menée sur la taille des éléments finis a permis de souligner son impact négligeable lors de la phase de vieillissement du béton. En effet, au regard des déformations ou de l'état de contrainte final généré, le maillage le plus grossier rend compte du même comportement que le maillage le plus fin avec un temps de calcul bien plus limité.

Il est à noter que les temps et résolution de calculs n'ont pas été des points d'évaluation de l'étude paramétrique, aussi les gains de temps de calcul induit par les variations de maillage ne sont pas décrits quantitativement ici.

III.2. Phase de rupture

Les variations de comportement induites par un cycle de charge précédent la sollicitation à rupture étant semblables à celles obtenues sans le cycle, le comportement à rupture a été comparé pour les trois densités de maillage en sollicitation directe uniquement. Celle-ci sont présentées de façon indépendantes afin de faciliter leurs comparaisons en Figure III-3.

Dans tous les cas et quel que soit le maillage utilisé, l'évolution comportementale durant la sollicitation est bien reproduite par le modèle. Même le maillage le plus grossier (M2), ne détenant qu'un seul élément fini entre les deux zones armées, obtient une évolution très proche des deux autres maillages.

Les poutres non réactives, aux deux échéances de vieillissement, présentent un comportement pratiquement identique jusqu'à leur première fissuration. En effet, selon le maillage, la phase élastique se termine pour différentes valeurs de chargement relativement proches. Afin de souligner cet effet, un agrandissement de ces courbes est présenté dans les cadres bleus à côté de leurs évolutions globales (Figure III-3-a et Figure III-3-b). Variant de quelques kN, la force de première fissuration est suivie d'une rupture de pente attestant d'une réduction de la rigidité de la poutre. Durant cette phase intermédiaire, le maillage M0 présente une rigidité supérieure, le maillage M2, une évolution proche mais bruitée, et le maillage M1, une évolution intermédiaire entre ces deux cas. Ces variations sont conservées jusqu'à la plastification des armatures, obtenue pour des états équivalents, quoiqu'avec une flèche légèrement plus réduite (1 mm environ) dans le cas du maillage M0, due à son comportement plus rigide durant la phase intermédiaire.

Les courbes obtenues par la modélisation des poutre réactives présentent un fuseau de résultats moins étendu que celui des courbes non réactives. Pour ces courbes, et pour les deux échéances de vieillissement, le maillage M1 induit un comportement très similaire de celui du maillage M0. De plus, le maillage grossier M2 présente pour ces courbes une évolution moins saccadée que pour les courbes non réactives. Une légère différence est observable autour des charges de première fissuration estimées (II.2.2.1-b). En vue de mettre en valeur ce phénomène, et de la même façon que pour les poutres non réactives, un agrandissement de ces courbes est présenté dans les cadres orange à côté de leurs évolutions globales (Figure III-3-c et Figure III-3-d). Cette différence de comportement, induisant une rigidité légèrement inférieure, est conservée jusqu'à la plastification des aciers ou le comportement de M2 subit un léger saut. Néanmoins,

l'évolution du comportement ultime ainsi que des valeurs finales de M_2 reste très proche de celle des autres maillages. Enfin, bien que les évolutions comportementales entre 17 et 45 mois aient bien été retrouvées par le modèle, la surestimation du comportement réactif durant la phase de fissuration est également conservée pour tous les maillages. La dispersion limitée de ces valeurs, et d'autant plus pour le cas réactif, permet d'attester de variations très peu dépendantes de la taille des éléments finis utilisés.

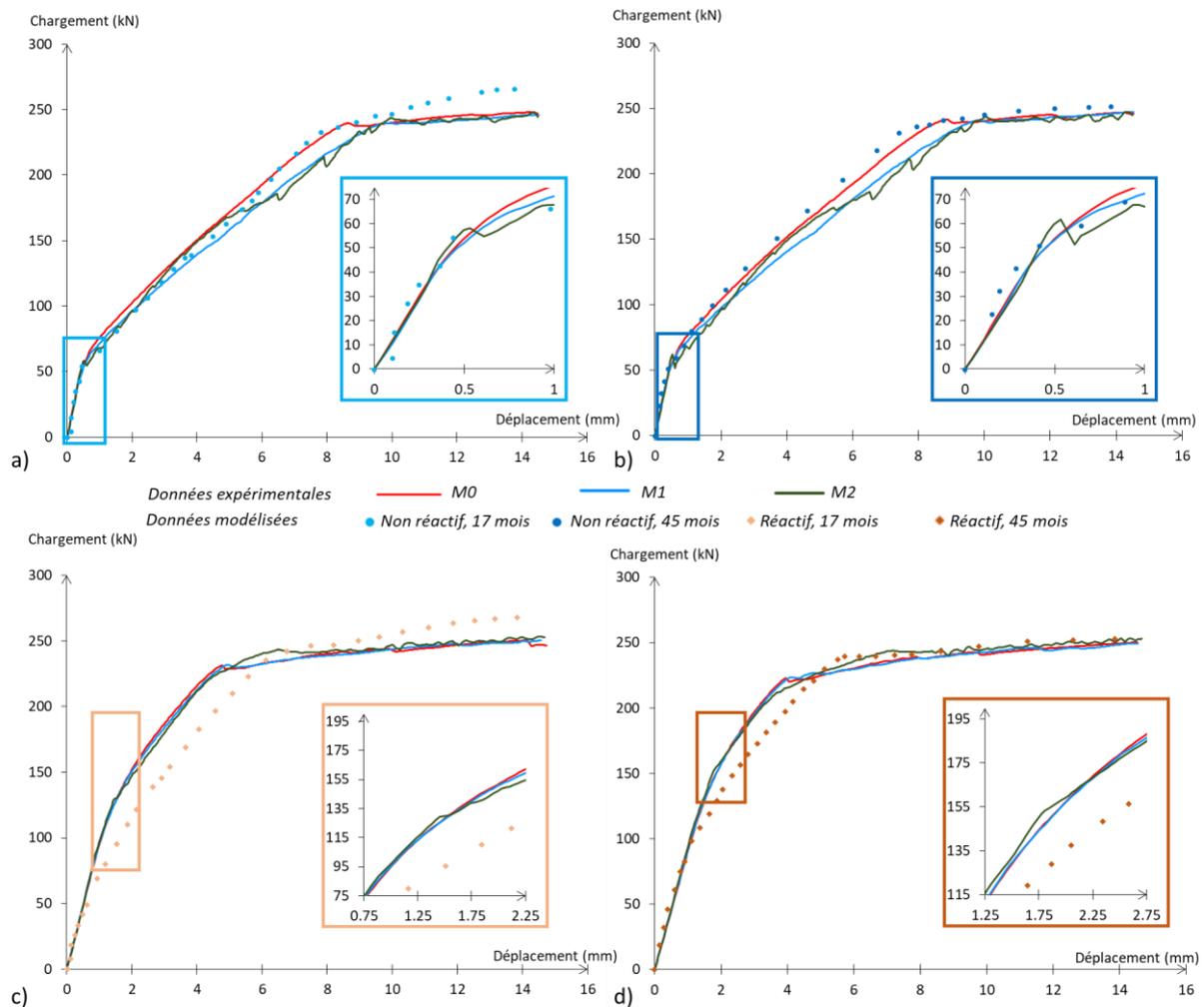


Figure III-3 Courbes forces/déplacement obtenues en charge directe, a) Poutre non réactive 17 mois, b) Poutre non réactive 45 mois, c) Poutre réactive 17 mois, d) Poutre réactive 45 mois

Enfin, pour terminer cette étude paramétrique sur la phase de rupture, les faciès de fissuration obtenus à l'issue de ces essais sont comparés et présentés en Figure III-4. Outre un faciès moins précis dû à un nombre plus limité d'éléments longitudinaux avec l'évolution des maillages, les positions des fissurations structurales sont globalement bien reproduites.

Dans le cas de la poutre non réactive, le maillage M2 ne présente qu'une seule fissure de flexion, contre deux bien distinctes sur le maillage M0. De plus, l'espacement entre fissures visibles sur M0 est inférieur à la taille des éléments longitudinaux pour M1 et M2. Ainsi, pour ces maillages, la différenciation de ces fissures de cette zone ne peut être obtenues. Néanmoins, les valeurs obtenues pour la fissure de M2 est environ le double de celles obtenue avec M0. Ainsi, bien qu'une perte de précision soit notable sur la position, le résultat en termes d'ouverture de fissure cumulée est le même. De plus, le nombre de fissures par éléments de béton armé peut être obtenu selon les conditions d'ancrages (longueur caractéristique, force d'adhérence...) et selon l'énergie de fissuration [Sellier and Millard, 2019]. Concernant les fissures de cisaillement, la même remarque peut être faite : si celles-ci sont visibles bien distinctement sur M0, elles se diffusent avec l'augmentation de la taille de l'élément. Ainsi même si elles sont moins bien reproduites sur M1 et M2, elles sont quand même bien reproduites par le modèle à travers les zones endommagées.

Concernant les poutres réactives, les variations induites par une plus longue période de vieillissement sont aussi bien retrouvées. En effet, bien que limitée, la distribution de la fissuration diffère même sur le maillage le plus grossier. Enfin, et pour les deux périodes de vieillissement, la limitation des fissures de cisaillement par la précontrainte chimique est assurée par le modèle.

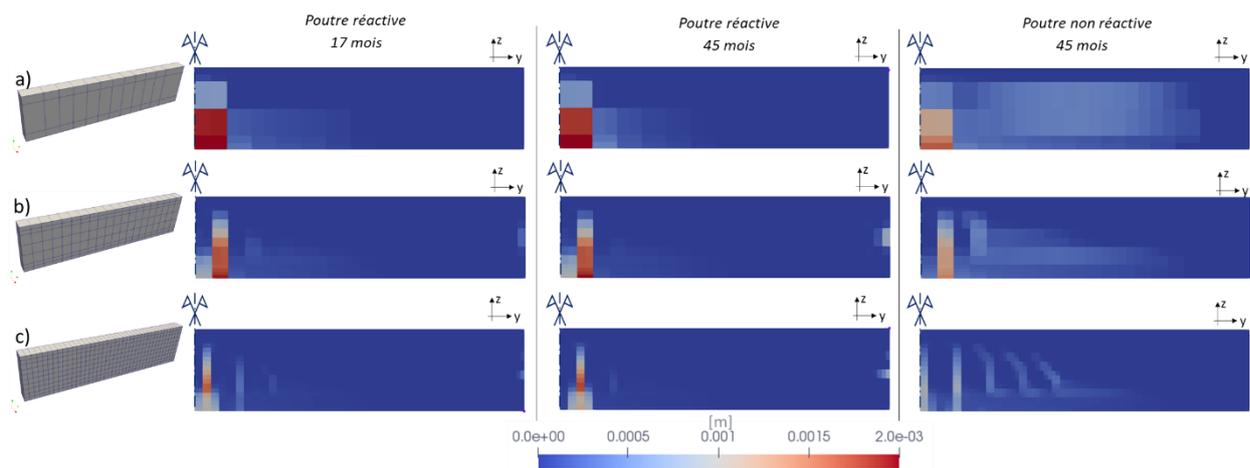


Figure III-4 Ouverture de fissures pour les trois maillages

Conclusion

Dans ce chapitre, un double objectif devait être résolu. Il s'agissait en un premier temps de valider les hypothèses postulées dans le chapitre précédent ainsi que l'usage global du modèle de béton armé homogénéisé en contexte de RGI. Pour cela, des travaux numériques ont été menés dans ce chapitre, basé sur la modélisation de poutres réactives armées issues de la littérature. Les évolutions du comportement de ces poutres réactives, en service et à rupture ont été étudiées pour deux états d'avancement chimique différents, et comparés avec celles obtenues sur poutres saines.

Il s'agissait donc en premier temps de valider l'hypothèse faite sur la solidification du gel. Cette hypothèse, assurée par l'utilisation du P_{RGI}^{MAX} dans la loi de pression, nécessitait une réduction de la valeur de pression par une sollicitation extérieure après une période de vieillissement (ici la sollicitation extérieure est de la flexion). La validité de l'hypothèse a donc pu être étudiée et comparée à l'hypothèse de retour du gel de la porosité connectée vers le site réactif initial lors de la phase de chargement, notamment sur les courbes de forces/déplacements.

En autorisant les mouvements des produits de RAG dans la porosité, on considère que ceux-ci sont dans un état de fluidité constant. En prenant en compte leurs vieillissements par l'usage de P_{RAG}^{MAX} dans la loi de pression, le modèle considère alors leurs cristallisations dans la porosité connectée. Ainsi, bien qu'induisant une légère surestimation de la rigidité des poutres réactives sollicitées jusqu'à rupture, l'hypothèse de solidification du gel rend compte d'un comportement plus réaliste que dans sa configuration initiale (réduction brutale de la rigidité par retour des produits de RAG vers leurs sites de formation initiale). Ainsi, bien qu'un compromis entre ces deux hypothèses semble être le plus plausible (mais difficile à caractériser), la solidification du gel est conservée pour le reste de l'étude.

Cette hypothèse validée, il s'agissait alors d'évaluer la validité de la prise en compte des armatures homogénéisées en contexte de RGI. Pour cela, les résultats numériques ont été comparés avec les résultats expérimentaux de l'étude, pour la phase de vieillissement et pour la phase de rupture. Durant la première phase de vieillissement (correspondant à l'ELS), le modèle a été capable de retrouver l'anisotropie de gonflement induite par différentes quantités de ferrailage dans les trois directions. Lors de la phase de rupture (ELU), les évolutions de comportement induites par la RAG ont aussi été fidèlement reproduites par le modèle. Les évolutions de rigidité sur les courbes force/déplacement, inférieures pour les poutres réactives

en phase élastique et supérieures après la première fissuration ont été correctement retrouvées. De plus, les fissurations induites ont été observées et ont présenté les mêmes caractéristiques qu'expérimentalement : la limitation de la fissuration structurale par la RAG lors d'un chargement extérieur. En effet, dans le modèle comme dans la réalité, la précontrainte chimique a notamment permis de limiter les fissures de cisaillement (en nombre et en ouverture), et de façon d'autant plus marquée avec l'évolution de l'avancement chimique. Ainsi à l'issue de cette partie d'étude, l'usage du modèle de béton armé homogénéisé en contexte de RGI a donc pu être validé.

Enfin, et afin d'attester de la stabilité du modèle, une étude comparative avec différentes densités de maillages a été menée. A l'issue de la phase de vieillissement les déformations et précontraintes chimiques ont été comparées. Les réponses obtenues sont très proches (différences inférieures à 1 %) quel que soit le maillage utilisé. De même, durant la phase de rupture, les courbes forces/déplacement et faciès de fissuration ont été des points d'évaluation de cette étude paramétrique. Les différents résultats obtenus ont présenté une dispersion très limitée, attestant d'une dépendance faible de notre modèle à la taille des éléments finis utilisés.

