

METHODOLOGIE POUR L'ÉVALUATION STOCHASTIQUE DES PERFORMANCES STRUCTURELLE ET FONCTIONNELLE DES BARRAGES EN BETON SOUS INCERTITUDES

Methodology for stochastic assessment of the structural and functional performances of concrete dams under uncertainties

Frédéric DUFOUR, David BOUHJITI, Julien BAROTH

Univ. Grenoble Alpes, CNRS, Grenoble INP¹, 3SR, F-38000 Grenoble, France

frederic.dufour@3sr-grenoble.fr ; david.bouhjiti@3sr-grenoble.fr ; julien.baroth@3sr-grenoble.fr

MOTS CLEFS

Béton, confinement, Thermo-Hydro-Mécanique, fissuration, éléments finis stochastiques, surfaces de réponse

KEY WORDS

Concrete, containment, Thermo-Hydro-Mechanical, cracking, stochastic finite elements methods, response surface

RÉSUMÉ

La modélisation du comportement Thermo-Hydro-Mécanique (THM) des grands ouvrages en béton, en particulier ceux avec un rôle de confinement (barrages, réservoirs, etc.), doit tenir compte des hétérogénéités du matériau béton, des incertitudes associées à son comportement multiphasique complexe et de la variation spatio-temporelle intrinsèque de ses propriétés et des chargements THM appliqués. Ces aléas affectent fortement la réponse structurale des ouvrages massifs, notamment en termes de fissuration et de perméabilité, et conditionnent leur conformité aux critères réglementaires, leur réparation et leur durée d'exploitation. Dans cette contribution, une méthodologie basée sur des éléments finis stochastiques est déployée pour modéliser physiquement et efficacement les couplages probabilistes non linéaires dans le comportement THM des grands ouvrages. En particulier : (a) la fissuration du béton sous chargement THM est modélisée par un modèle d'endommagement stochastique vieillissant, local et régularisé en énergie tenant compte des effets d'échelle, (b) la distribution spatiale des propriétés du béton est introduite par des champs aléatoires auto-corrélés discrets et projetés et (c) la propagation d'incertitudes THM est analysée moyennant des approches d'analyse de sensibilité adaptatives et de couplage probabiliste basés sur les Méthodes de Surfaces de Réponses. Cela permet d'améliorer la prévision de la fissuration et de mieux prévoir, dans un temps de calcul raisonnable, le risque de non-conformité réglementaire en termes de densité et d'ouverture de fissures. Le potentiel d'une telle approche dans le contexte de la sûreté des barrages en béton est important pour, entre autres, les risques (a) d'apparition d'ettringite secondaire à partir de la distribution de probabilité de pic de température au jeune âge et (b) de fissuration en pied amont de barrage avec une distribution de probabilité d'ouverture.

ABSTRACT

The modelling of the Thermo-Hydro-Mechanical (THM) behaviour of large concrete structures, especially those with a containment role (dams, reservoirs, etc.), should account for the concrete heterogeneities, the uncertainties associated with the complexity of its multi-phasic behaviour, the intrinsic spatiotemporal scattering of its properties and the variability of the applied THM loads. Such uncertainties strongly affect (a) the structural response of massive structures in terms of cracking and tightness, (b) their maintenance and repair operations' planning and (c) their operational lifespan. In this contribution a global FE- based stochastic methodology is presented to allow physically representative and efficient non-intrusive probabilistic coupling of strongly nonlinear and numerically expensive THM models describing large concrete structures' behaviour. In particular: (a) concrete cracking is modelled using a stochastic, local and energy regularized damage model accounting for size effects, (b) the spatial heterogeneity of properties is modelled using discretized and projected Random Fields and (c) uncertainties propagation is computed using non-intrusive probabilistic coupling based on Surface Response methods. Eventually, and without inducing hefty costs, this improves the prediction of concrete cracking risk both qualitatively and quantitatively and facilitates the reliability analysis and regulatory criteria conformity tests. The potential for such approach is clearly foreseeable for dams' safety assessment (the risk of Delayed Ettringite Formation (DEF) based on the Cumulative Density Function of the peak temperature at early age, the risk of concrete cracking at the up-stream base of the dam and the CDF of its associated opening, etc.).

¹ Institute of Engineering Univ. Grenoble Alpes

1. INTRODUCTION

1.1 Problématique et enjeux industriels

La durabilité des grands ouvrages en béton dépend fortement du vieillissement du matériau et de l'évolution temporelle de ses propriétés sous différentes sollicitations Thermo-Hydro-Mécaniques (THM). Particulièrement, pour les structures avec un rôle de confinement (barrage et réservoirs, etc.), les performances structurelles de résistance aux sollicitations de service et fonctionnelles d'étanchéité sont étroitement liées à l'endommagement induit par les chargements THM qui réduisent la rigidité et le confinement structurels. Le sujet est davantage prégnant tenant compte des incertitudes associées :

(a) Au comportement complexe multiphasique et multi-physique du béton dans les grandes structures [1] : le béton, comme tous les matériaux, est par nature en déséquilibre thermodynamique permanent. Plusieurs mécanismes se mettent alors en place afin de tendre progressivement vers un état stable et équilibré entre les différentes phases (air, liquide, vapeur) constituantes du béton et leur environnement avoisinant. Or, étant donné les changements perpétuels de l'environnement, cet état d'équilibre est difficilement atteignable. Cela induit un effet de "vieillesse" sur les propriétés du béton et sur la réponse structurale aux chargements THM appliqués. Parmi les différents processus associés au vieillissement, il existe :

- L'hydratation au jeune âge accompagnée par des augmentations importantes de température et des gradients de déformations (entre le cœur du béton et ses bords libres) d'origine thermique et chimique induisant de la fissuration (en fonction des conditions aux limites). En fin d'hydratation, le cœur du béton peut être soumis à des contraintes de traction qui peuvent, si importantes, induire de la fissuration. A titre illustratif, c'est le cas d'une levée de béton frais coulée sur un substrat plus rigide (fondation rocheuse ou levée précédente). Ces fissures seront, si non bouchées dans leur intégralité, des chemins privilégiés d'écoulement et conditionnent, durant toute la durée d'exploitation, la stabilité mécanique de l'ouvrage (e.g., risque de soulèvement par poussée de l'eau infiltrant entre le rocher et le béton fissuré [2]). La montée en température peut affecter la stabilité chimique (e.g., risque d'endommagement par gonflement suite au développement de l'ettringite secondaire quand le pic de température au jeune âge dépasse les 65°-70°C et le niveau de saturation est important [3]).
- Les déformations différées irréversibles liées à la nature viscoélastique et multiphasique du béton [4]. Parmi ces déformations, et sous conditions de superposition des effets des phénomènes de vieillissement, il existe le fluage du béton (sous poids propre, contraintes résiduelles, efforts de précontrainte, poussée de l'eau, etc.) et son retrait-gonflement par séchage-humidification sous flux hydriques variables dans le temps. Etant sensibles à la température, à l'humidité relative et au niveau de contrainte appliquée, ces déformations peuvent être à l'origine de moments de flexion supplémentaires au niveau de l'ouvrage. En effet, dans le cas d'un barrage, de forts gradients thermiques (et hydriques) sont observés entre le haut et le bas de l'ouvrage et entre ses faces amont et aval [5]. Le comportement différé est donc hétérogène dans la structure, ce qui pourrait éventuellement affecter sa tenue mécanique.
- (Bien qu'ils ne soient pas considérés dans cette contribution) Les gonflements pathologiques associés aux Réactions Alkali-Granulats, sulfatiques, lixiviation, ...

(b) Aux variations spatio-temporelles intrinsèques de ses propriétés et des chargements THM appliqués [6] : le béton est par définition un matériau hétérogène. Cela induit naturellement une variabilité spatiale de ses propriétés et de leurs évolutions dans le temps. A titre illustratif, une variation de 10 % est associée au module de Young et à la résistance à la traction du béton et une variation deux fois plus importante est associée aux propriétés viscoélastiques. A cela s'ajoute la variabilité des chargements THM (pouvant atteindre 40 %) dans la structure (associées aux changements de saisons, à l'exposition au rayonnement solaire, à la variation du niveau de la retenue, etc.) qui mènent à une réponse locale hétérogène et souvent plus critique que celle globale en termes de performance fonctionnelle.

Ainsi, une modélisation numérique stochastique, tenant compte des incertitudes THM associées au béton et à ses chargements, s'impose afin de :

- (a) accroître le caractère prédictif des modèles physiques THM et leur capacité à quantifier les risques associés à l'exploitation d'ouvrages stratégiques en béton dans des conditions normales ou accidentelles.
- (b) Suivre, en temps réels, l'évolution de la performance de l'ouvrage (état d'endommagement, étanchéité ou autre) tout en lui associant un niveau de confiance donné par le biais d'une probabilité d'occurrence.
- (c) Evaluer le risque de non-conformité aux critères réglementaires. Ce point dépendant du type d'ouvrage et de son exploitation n'est pas développé dans cette contribution présentant une méthodologie générique.
- (d) Optimiser la stratégie de maintenance et planifier des actions de réparation préventives.
- (e) Prévoir, à un niveau de fiabilité admissible, l'état de l'ouvrage réparé et sa durée d'exploitation opérationnelle.

1.2 Solutions proposées

En vue d'une modélisation THM stochastique fiable et robuste, la stratégie proposée dans cette contribution se décline en six étapes (Figure 1) [7] :

- (a) Etablir une analyse fonctionnelle et structurelle de l'ouvrage afin de définir et identifier les sources de nocivité, les critères et marges de sûreté associés au fonctionnement normal ou accidentel.
- (b) Définir des modèles numériques THM adaptés au comportement de l'ouvrage et à la complexité des problèmes physiques traités.
- (c) Quantifier les incertitudes à l'échelle du matériau (variabilité intrinsèque spatiale des propriétés THM, erreurs sur la mesure, etc.) et celles liées au chargement (variabilité des conditions aux bords, des effets structuraux de bridage ou empêchement de déformations, etc.) en entrée du modèle THM retenu.
- (d) Analyser la sensibilité du modèle (dont la validité est démontrée aux échelles de l'éprouvette et de la structure) aux incertitudes identifiées. Cela permet de cerner le domaine de validité du modèle, d'identifier les paramètres et phénomènes influents et, éventuellement, de justifier des simplifications du modèle ou le besoin de recourir à des descriptions plus complexes.
- (e) Analyser les effets de propagation d'incertitudes sur la réponse THM simulée. Les modèles physiques retenus sont, généralement, fortement non-linéaires et très coûteux en temps de calcul. Cela nécessite le développement d'une approche probabiliste adaptée. Dans ce travail, les méthodes basées sur les surfaces de réponse adaptatives et sur les approches spectrales sont retenues pour définir des métamodèles THM et permettre l'application de la méthode de Monte Carlo à faible coût.
- (f) Evaluer la conformité de l'ouvrage dans la durée aux critères de sûreté retenus, le besoin de travaux de réparation et la durée d'exploitation prévisionnelle future.

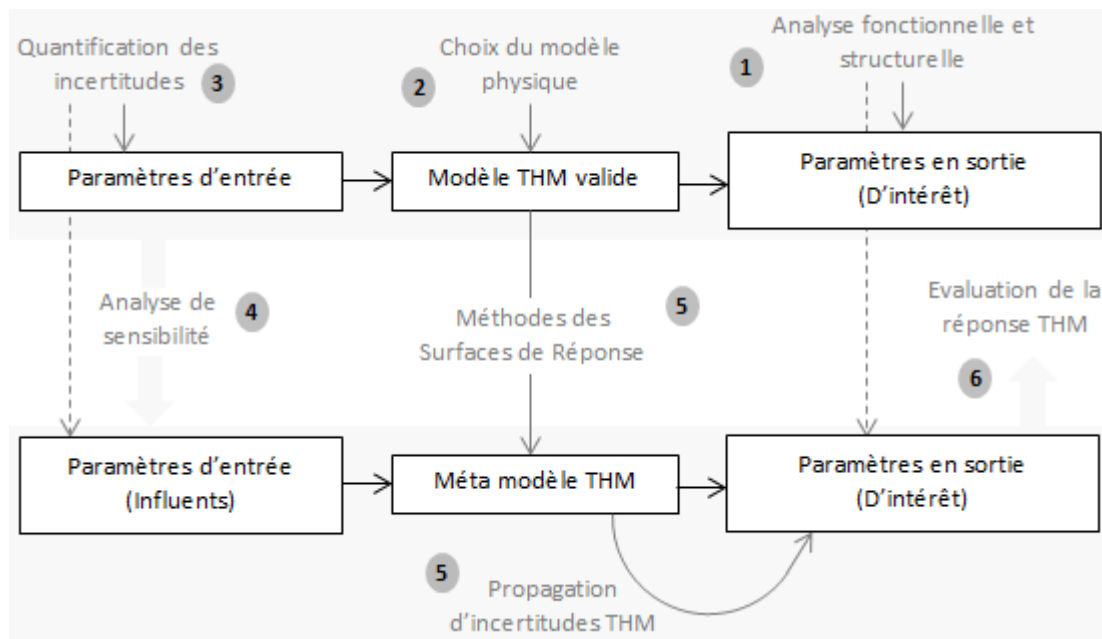


Figure 1 : Stratégie globale d'analyse stochastique THM des grands ouvrages en béton

2. MODELISATION THM STOCHASTIQUE

Dans cette partie, nous présentons les principales hypothèses de modélisation THM stochastique pour un calcul physiquement représentatif et numériquement peu coûteux. En particulier, sachant que les calculs de barrage en béton se font généralement dans un cadre élastique et que le risque de fissuration est souvent établi moyennant un ratio de contrainte principale maximale à la résistance à la traction du béton [8][9][10], un intérêt particulier est accordé à une modélisation plus élaborée de la fissuration et de ses effets sur les propriétés de transfert du béton sous incertitudes, notamment pour quantifier le risque de fissuration et permettre une description plus réaliste du comportement local après amorçage des fissures.

2.1 Le modèle THM

La modélisation THM retenue consiste à chainer les calculs Thermique, Hydrique et Mécanique respectivement [1] en distinguant la phase de jeune âge et celle du long terme (post-hydratation du béton).

2.1.1 Calcul thermique

Au jeune âge, le calcul thermique consiste à résoudre l'équation de la chaleur avec un terme source Q représentatif de la quantité de chaleur dégagée par hydratation du ciment (Eq. 1).

$$\dot{\beta}(T) - \nabla \cdot (\lambda_c \nabla T) = Q_\infty \tilde{A}(\alpha) e^{-\frac{E_a^{th}}{RT(T)}} \quad \text{Eq. 1}$$

avec T la température en °C, $\dot{\beta}(T)$ l'enthalpie thermique en J/m^3 , λ_c la conductivité thermique ($J/s/m/^\circ C$), Q_∞ la chaleur d'hydratation (J/m^3), $\tilde{A}(\alpha)$ la fonction d'affinité associée à la cinétique d'hydratation, R la constante universelle des gaz parfaits ($J/^\circ C/mol$), E_a^{th} l'énergie d'activation associée au processus d'hydratation (J/mol).

Une fois l'hydratation achevée, la réponse thermique sur le long terme est principalement pilotée par les conditions aux bords d'échange (convectif, radiatif, etc.). La stratégie de calcul thermique par volume élémentaire présentée dans [5] peut être utilisée afin de tenir compte des gradients thermiques structurels responsables des effets thermiques (effet principal contribuant aux déplacements totaux du barrage).

2.1.2 Calcul hydrique

La deuxième étape de calcul consiste à résoudre l'équation de chaleur descriptive de la diffusion de l'eau dans le béton (Eq. 2) moyennant un facteur global de diffusivité, prenant en compte le phénomène de thermo-activation et nécessitant un calage sur des essais expérimentaux, sous flux hydriques exprimés en humidité relative (conditions aux bords de type Neumann).

$$\dot{C}_w = \nabla \cdot \left(A_w e^{B_w C_w} \frac{T}{T_{ref}} e^{-\frac{E_a^w}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{ref}} \right)} \nabla C_w \right) \quad \text{Eq. 2}$$

avec C_w la teneur en eau évaporable en kg/m^3 , A_w et B_w coefficients de diffusivité identifiés par essais de séchage.

2.1.3 Calcul mécanique

La dernière étape de calcul consiste à résoudre les équations descriptives du comportement viscoélastique endommageable associé au béton. Le tenseur de déformation total est décomposé, par superposition des effets, en six parties (Eq. 3) : une composante élastique ϵ_{ELAS} , une thermique ϵ_{TH} associée à la variation de la température dans le temps, une de retrait endogène au jeune âge ϵ_{ES} reliée au taux d'hydratation, une de retrait de dessiccation ϵ_{DS} reliée à l'évolution de la teneur en eau, une de fluage propre ϵ_{BC} et une dernière de fluage de dessiccation ϵ_{DC} descriptive du caractère viscoélastique du béton de partiellement saturé à saturé conformément au modèle rhéologique vieillissant et thermo-activé de Burgers [1].

$$\epsilon_{TOT} = \epsilon_{ELAS} + \epsilon_{TH} + \epsilon_{ES} + \epsilon_{DS} + \epsilon_{BC} + \epsilon_{DC} \quad \text{Eq. 3}$$

Pour décrire la fissuration du béton, un modèle d'endommagement local, unilatéral, régularisé en énergie et basé sur un critère de déformation est retenu [11] (Eq. 4). Les ouvertures de fissures w_{ck} sont directement déduites à partir du champ de déformation via l'Eq. 5.

$$\sigma = (1 - d) C_0 : \epsilon \quad \text{Eq. 4}$$

$$w_{ck} = h_{EF} d (\epsilon_{ELAS,I} + \epsilon_{BC,I} + \epsilon_{DC,I}) \quad \text{Eq. 5}$$

avec d la variable d'endommagement entre 0 et 1, C_0 le tenseur de rigidité initiale en l'absence d'endommagement, h_{EF} la taille caractéristique des éléments finis fissurés, $\epsilon_{ELAS,I}$, $\epsilon_{BC,I}$, $\epsilon_{DC,I}$ les déformations principales maximales élastique, de fluage propre et de dessiccation respectivement.

Finalement, les effets d'échelle énergétique et statistique sont pris en compte respectivement en :

(a) Définissant une loi d'échelle probabiliste basée sur la théorie de Weibull [12] permettant de relier la résistance à la traction R_t au volume effectif sollicité $V = V_{eff}$ (Eq. 6). Plus le volume sollicité V_{eff} est important moins est importante la résistance à la traction et, par conséquent, plus important est le risque de fissuration.

$$R_t(V) = \left(\frac{V_{eff}}{V_{ref}} \right)^{-\frac{1}{m}} R_{t,ref} \quad \text{Eq. 6}$$

avec $R_{t,ref}$ la résistance à la traction d'un volume de référence donné V_{ref} et m le module de Weibull.

(b) Associant les propriétés mécaniques (particulièrement le module de Young) à des champs aléatoires auto corrélés dont la valeur en un point dépend des valeurs voisines pondérées par une fonction de corrélation spatiale, discrétisés et projetés sur les éléments finis.

En résultat, la loi de comportement (σ, ϵ) est dépendante du volume soumis à des efforts de traction et est spatialement variable. Cela permet d'introduire de l'aléa au niveau du comportement simulé en phase élastique et en phase adoucissante ; ce qui se manifeste par une description plus réaliste de la fissuration en termes d'amorçage et de propagation aléatoire des fissures dans le temps et l'espace, notamment lorsque le chargement est quasi homogène.

2.2 Le couplage probabiliste non intrusif

Dans cette partie, des méthodes stochastiques sont présentées en adéquation avec la complexité, le nombre important de paramètres et le coût des calculs THM à l'échelle structurelle [7]. Particulièrement, les méthodes de surface de réponse sont retenues pour faciliter l'accès à une description probabiliste des réponses THM d'intérêt. Cette méthode permet de développer un modèle analytique approché \hat{M} permettant des calculs probabilistes de type Monte-Carlo sans pour autant modifier la structure du modèle THM aux éléments finis M permettant lui de construire une réponse plus réaliste mais forcément plus coûteuse.

2.2.1 Quantité discontinue dans le temps

Pour les quantités discontinues (dans l'espace car localisé ou dans le temps à l'amorçage) et bornées (par des considérations énergétiques), comme la fissuration du béton, les méthodes de surface de réponse adaptatives basées sur les plans d'expérience sont retenues car plus adaptées que les développements spectraux continus.

Afin de simplifier, la méthode proposée est présentée ici pour le cas 1D où un paramètre en entrée X varie entre deux bornes $[a, b]$. L'identification de la surface de réponse consiste à mener les calculs aux points $X=a$ et $X=b$ et de comparer les réponses simulées. L'ajout d'un point de calcul $a < X=c < b$ est conditionné par deux éléments (Figure 2) :

(a) la différence des réponses aux bords. En effet, pour la même réponse aux points a et b , et sachant que la fissuration est de nature monotone en fonction du chargement appliqué, le même état de fissuration pour tout point X entre a et b est attendu. Toutefois, si réponses différentes, le point de transition du profil de fissuration au point a à celui du point b doit être strictement compris entre a et b , ce qui justifie l'ajout d'un point central c selon le principe de dichotomie. Cette analyse est itérée ensuite pour tout segment du domaine $[a, b]$. Etant donnée la nature adaptative du processus, le nombre de segment n'est pas connu a priori.

(b) le respect d'une condition de discrétisation spatiale maximale du domaine $[a, b]$. Par exemple, en se donnant un nombre maximal de segments dans le domaine $[a, b]$ en visant une précision donnée du paramètre X .

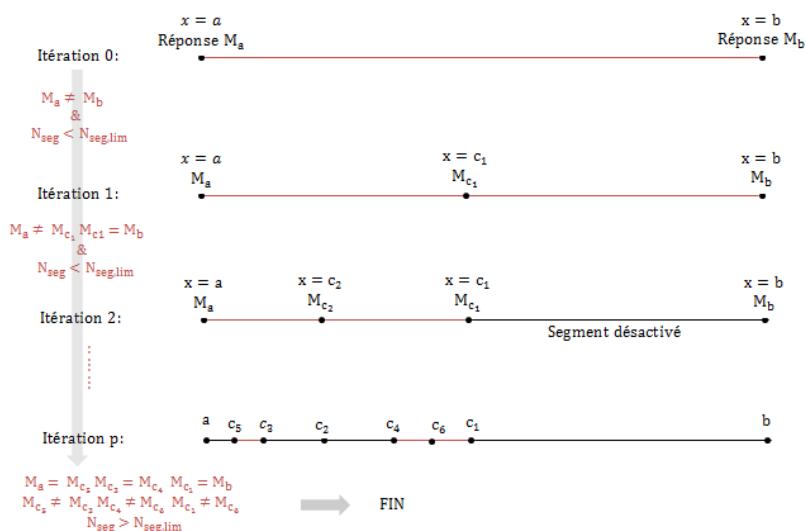


Figure 2 : Méthode de surface de réponse adaptative basée sur les plans d'expérience (cas 1D)

Cet algorithme peut facilement être généralisé pour N paramètres en entrée, ce qui permet d'avoir N directions de discrétisations spatiales adaptatives.

2.2.2 Quantité continue dans le temps

Pour les quantités continues dans le temps (e.g., température, taux de saturation, déformations et contraintes loin des fissures, ouvertures de fissures post-amorçage, etc.), les développements spectraux, et plus particulièrement les chaos polynomiaux sont retenus [13]. Le principe consiste à approcher la réponse du modèle M sur un domaine donné par une combinaison pondérée par des coefficients y de polynômes $\Psi(X)$ (Eq. 7) adaptée à la distribution associée des paramètres dans l'espace Hilbertien (base polynomiale d'Hermite pour les distributions normales, de Legendre pour celles uniformes).

$$M \approx \hat{M} = \sum_{\alpha=0}^{Q < \infty} y_{\alpha} \Psi_{\alpha}(X) \quad \text{Eq. 7}$$

L'ordre de troncature Q peut être défini en fonction de l'erreur relative du métamodèle \hat{M} et du modèle M en termes de moyenne, de variance, de temps de calcul, ... (ou une combinaison de critères) [13].

2.3 Exemples de validation

2.3.1 Enceintes de confinement des réacteurs nucléaires

Les enceintes de confinement sont des grands ouvrages en béton armé et précontraint dont le rôle fonctionnel consiste à confiner les substances radioactives et empêcher leur fuite dans l'environnement. Elles sont similaires aux barrages dans le sens où leur performance est définie par leur perméabilité [14] et leur durabilité est intégralement dépendante de leur état de fissuration et de vieillissement. Par ailleurs, la massivité, le niveau de charge permanent et le niveau de risque acceptable sont des caractéristiques communes. A titre illustratif, nous présentons l'étude probabiliste d'un bâtiment réacteur expérimental à l'échelle 1:3 (maquette VeRCoRs [15]). Le modèle numérique de cette maquette compte en entrée plus de 60 paramètres et la simulation du comportement structurel THM nécessite une dizaine d'heure de calcul. En appliquant la stratégie globale décrite dans la Figure 1, et après quantification des incertitudes des paramètres en entrée, une analyse de sensibilité de la réponse du modèle THM a été menée. Cela a permis de réduire la liste des paramètres THM influents à 15 seulement [7]. Ce sont ces paramètres (représentatifs de la thermo-hydratation, de la fissuration au jeune âge, du séchage, du fluage et de la perméabilité) qui ont été retenus pour la propagation d'incertitudes THM. Nous présentons ici deux exemples de résultats obtenus en appliquant les méthodes stochastiques définies dans la partie 2.3.

(a) Fissuration au jeune âge : Les levées des enceintes de confinement, particulièrement celles coulées sur des volumes relativement plus rigides, sont soumises au jeune âge à de forts retraits empêchés augmentant considérablement le risque de fissuration. Ci-après nous présentons le cas du gousset (1^{ère} levée du mur de confinement coulée sur le radier dans la Figure 3a). Suite à l'analyse de sensibilité, 4 paramètres sont retenus (la résistance à la traction, le module de Young, le coefficient de retrait endogène et celui thermique) comme influents sur la fissuration du béton au jeune âge (avec un coefficient de variation estimé à 10% et une distribution de nature lognormale). En utilisant le modèle THM précédent et en adoptant l'approche stochastique dans la partie 2.3.1, une surface de réponse à 4 dimensions est obtenue avec une précision associée à la déformation équivalente au sens du modèle d'endommagement [11] de $3 \mu\text{m}/\text{m}$. Suite à l'application de l'approche adaptative, et après application de la méthode de Monte Carlo au méta modèle résultant, les profils de fissurations prédits (Figure 3b) par le modèle sont bien descriptifs de ceux observés sur site avec un gain en temps de simulation évalué à 50% (par rapport à un schéma non adaptatif). Cela permet de souligner l'intérêt du schéma adaptatif d'un point de vue numérique et l'importance relative des retraits empêchés et des propriétés mécaniques (surtout le seuil d'endommagement défini comme le ratio de la résistance à la traction au module de Young) vis-à-vis de la fissuration des ouvrages massifs.

(b) Ouverture de fissures en surpression : Sur le long terme, et suite aux pertes de précontrainte dues au séchage et au fluage du béton, les ouvertures de fissures du jeune âge se rouvrent sous les efforts de pressurisation. Ici, une surpression absolue de 0,52 bars est considérée. Suite à l'analyse de sensibilité, 4 paramètres sont retenus (diffusivité hydrique, contraintes tangentielles de surpression et de précontrainte, retrait de dessiccation) comme influents sur les ouvertures différées des fissures de jeune âge (avec des coefficients de variation de 20%, 50%, 50%, 10% respectivement et des distributions lognormales). En appliquant la méthode des chaos polynomiaux décrite dans la partie 2.3.2, et en considérant un ordre polynomial maximal de $Q=3$ (développement polynomial avec 56 termes identifiés par la méthode de projection avec 4 points de gauss [7]), le métamodèle obtenu approche la réponse par éléments finis avec une erreur absolue moyenne de $16 \mu\text{m}$ considérée comme acceptable par rapport à l'incertitude de mesure d'ouvertures de fissures sur site. Les fonctions de répartition obtenues (Fig. 3c) montrent une augmentation des ouvertures de fissure (140% en moyenne avec un coefficient de variation décroissant de 90% à 45%) dans le temps pendant les 6 années d'exploitation prévue de VeRCoRs. Ces résultats impactent directement l'étanchéité de l'ouvrage et sa capacité à respecter les critères réglementaires. En l'occurrence, pour VeRCoRs, il est prévu que son taux de fuite dépasse le seuil réglementaire, en moyenne, pendant la 5^{ème} année de service. En fin de vie, le risque de ce dépassement est estimé à 40% ; ce qui nécessite une planification de travaux de maintenance afin d'étanchéfier la maquette et réduire son taux de fuite au-dessous de celui imposé par la réglementation.

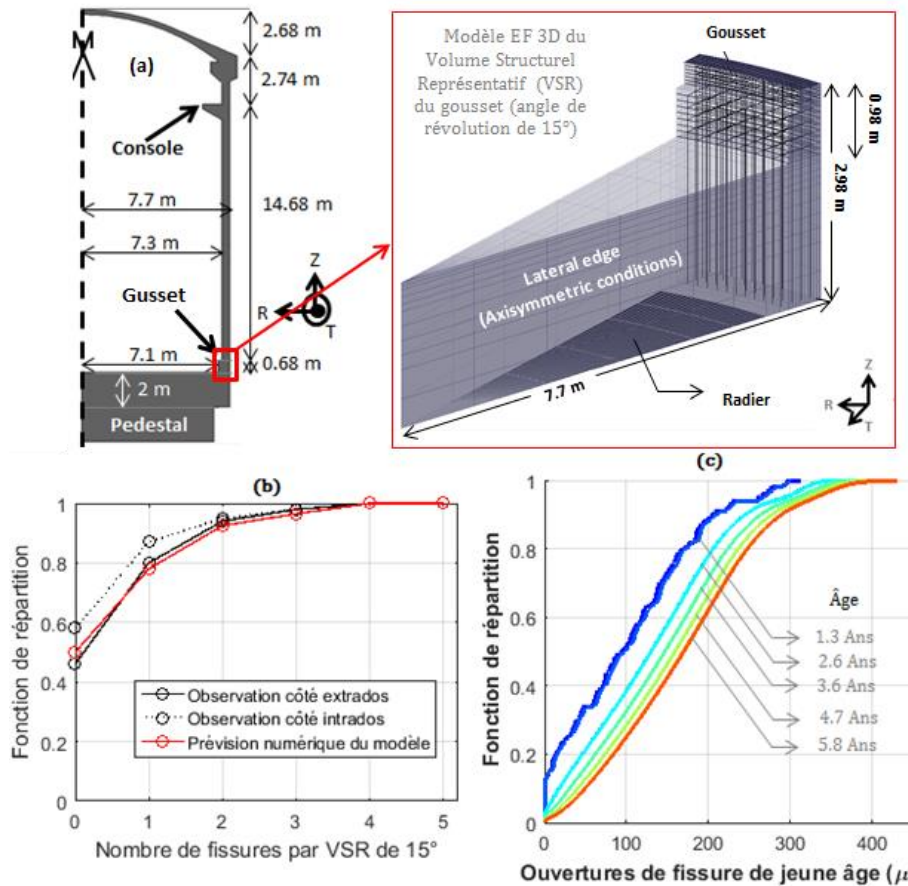


Figure 3 : (a) Vue 2D Axisymétrique de VerCoRs et modèle EF du Volume Structurel Représentatif du gousset (b) Comparaison des résultats prédictifs du modèle et ceux observés sur site (c) Evolution de la fonction de répartition des ouvertures de fissure

2.3.2 Applicabilité aux barrages en béton

Dans le cas des barrages en béton, l'intérêt de la prise en compte de ces effets THM dans un cadre stochastique est évident afin de mieux prévoir l'endommagement dans le béton ou aux interfaces béton-rocher et de mieux évaluer les conséquences sur les propriétés de transfert. Parmi les quantités d'intérêt éventuelles :

- (a) les températures de jeune âge, l'efficacité des dispositions de refroidissement, l'humidité relative dans le volume, etc. pour l'évaluation du risque de dégradation chimique par formation d'ettringite secondaire [3].
- (b) les ouvertures du contact béton-rocher, les ouvertures de joints de plots ou de reprises de bétonnage, les fissurations avec développement de fuites, etc. pour l'évaluation du risque de non-stabilité ou de rupture [16].

3. CONCLUSIONS

Dans cette contribution une méthodologie globale THM stochastique est présentée en vue d'une meilleure modélisation prédictive de la fissuration et du vieillissement des grands ouvrages en béton, particulièrement les barrages et réservoirs. L'approche retenue est basée sur (a) un modèle THM chaîné et vieillissant, physiquement représentatif, intégrant les effets de jeune âge, de fluage, de séchage et les effets d'échelle et de structure pilotant la fissuration du béton (b) des couplages probabilistes basés sur les surfaces de réponses discrets adaptatifs ou continus par développement spectraux permettant d'accéder, à moindre coût, aux moments statistiques des grandeurs THM d'intérêts. L'applicabilité de cette méthode au cas des enceintes de confinement des réacteurs nucléaires a été démontrée avec succès, tant d'un point de vue de la représentativité physique que d'un point de vue méthodologique d'optimisation des coûts numériques. Le potentiel de la méthode vis-à-vis de l'amélioration des simulations prédictives du vieillissement des barrages en termes de stabilité et de durabilité est encourageant et mérite d'être exploré davantage pour des cas d'application réalistes et pour l'aide à la décision dès la phase de conception.

RÉFÉRENCES ET CITATIONS

- [1] D. E.-M. Bouhjiti, J. Baroth, M. Briffaut, F. Dufour, B. Masson. 2018. Statistical modelling of cracking in large concrete structures under Thermo-Hydro-Mechanical loads: Application to Nuclear Containment Buildings. Part 1: Random Field effects (reference analysis). *Nuclear Engineering and design*. 333: 196-223. DOI : 10.1016/j.nucengdes.2018.04.005
- [2] Comité Français des Barrages et Réservoirs. 2018. Recommandations provisoires pour la justification du comportement des barrages-voûtes. ISBN : 979-10-96371-07-5.
- [3] C. Pina. 2017. Expansive reactions in concrete dams in Portugal: the old and the new ones. Symposium annuel du Comité Français des Barrages et Réservoirs. Lien : barrages-cfbr.eu/IMG/pdf/symposium2017_09_pina_expansive_reactions_in_concrete_dams_in_portugal.pdf
- [4] C. Serra, A. L. Tavares de Castro. 2011. Creep of dam concrete evaluated from laboratory and in situ tests. *Strain*. 48(3): 241-255. DOI: 10.1111/j.1475-1305.2011.00818.x
- [5] M. Tatin, M. Briffaut, F. Dufour, A. Simon, J.-P. Fabre. 2018. Statistical modelling of thermal displacements for concrete dams: influence of water temperature profile and dam thickness profile. *Engineering Structures*. 165: 6-75. DOI: 10.1016/j.engstruct.2018.03.010
- [6] D. E.-M. Bouhjiti, M. C. Blasone, J. Baroth, F. Dufour, B. Masson, S. Michel-Ponnelle. 2018. Statistical modelling of cracking in large concrete structures under Thermo-Hydro-Mechanical loads: Application to Nuclear Containment Buildings. Part 2: Sensitivity analysis. *Nuclear Engineering and design*. 334(1): 1-23. DOI : 10.1016/j.nucengdes.2018.04.013
- [7] D. E.-M. Bouhjiti. 2018. Analyse probabiliste de la fissuration et du confinement des grands ouvrages en béton armé et précontraint. *Mécanique des matériaux*. Université Grenoble Alpes. Français. Lien : tel.archives-ouvertes.fr/tel-01926903/
- [8] M. Rita, E. Fairbairn, F. Ribeiro, H. Andrade, H. Barbosa. 2018. Optimization of mass concrete construction using a twofold parallel genetic algorithm. *Applied sciences*. 8(3): 399. DOI: 10.3390/app8030399
- [9] M. Azenha, R. Lameiras, C. De Sousa, J. A. O. Barros. 2014. Application of air cooled pipes for reduction of early age cracking risk in a massive RC wall. *Engineering Structures*. 62-63: 148-163. DOI: 10.1016/j.engstruct.2014.01.018
- [10] R. Luna, Y. Wu. 2000. Simulation of temperature and stress fields during RCC dam construction. *Construction Engineering and management*. 126(5): .DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9364(2000)126:5(381)
- [11] J. Mazars, F. Hamon, S. Grange. 2015. A new 3D damage model for concrete under monotonic, cyclic and dynamic loadings. *Materials and structures*. 48(11): 3779-3793 DOI: 10.1617/s11527-014-0439-8
- [12] A. Sellier, A. Millard. 2014. Weakest link and localization WL^2 : a method to conciliate probabilistic and energetic scale effects in numerical models. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*. 18(10): 1177-1191 DOI: 10.1080/19648189.2014.906368
- [13] J. Baroth, D. Breysse, F. Schoefs. 2011. *Construction Reliability: Safety, Variability and Sustainability*. Wiley-ISTE.
- [14] D. E.-M. Bouhjiti, M. Ezzedine El Dandachy, F. Dufour, S. Dal Pont, M. Briffaut, J. Baroth, B. Masson. 2018. New continuous strain-based description of concrete's damage-permeability coupling. *Numerical and Analytical Methods in geomechanics*. 42(14): 1671-1697. DOI: 10.1002/nag.2808
- [15] Projet VeRCors: fr.xing-events.com/OLD-EDF-vercors-project.html
- [16] E. Bourdarot. 2016. Discussion sur les mécanismes de défaillance des barrages-voûtes. Retour d'expérience de l'accidentologie et de l'incidentologie. Colloque CFBR. DOI : 10.24346/cfbr_colloque2016_e02