

# Applications industrielles études de cas et analyse de sensibilité

*Suite à la réalisation d'une première démonstration de l'outil développé dans cette thèse (benchmark VeRCORs), ce chapitre regroupe des applications pratiques supplémentaires dont le but est d'illustrer son potentiel à répondre à certains besoins industriels précis.*

*Le premier cas améliore la représentativité du calcul effectué dans le Chapitre 3 en prenant en compte les débits de fuite locaux des défauts issus de l'inspection visuelle, en particulier les fissures traversantes du gousset.*

*Le second cas propose une quantification de l'impact sur la fuite totale des incertitudes des paramètres de l'écoulement au travers des fissures relativement à celui de la variabilité des paramètres de l'écoulement par le béton poreux. Une projection des résultats en fin de vie de la maquette est également réalisée.*

*Le dernier cas présente la prise en compte de l'étanchéification de la paroi et la possibilité d'optimiser la quantité de travaux en amont d'une visite décennale.*

## SOMMAIRE

|            |  |            |
|------------|--|------------|
| <b>4.1</b> | <b>Prise en compte des défauts identifiés visuellement</b> | <b>113</b> |
| 4.1.1      | Fissuration du gousset au jeune âge                        | 113        |
| 4.1.2      | Autres défauts   | 116        |
| 4.1.3      | Méthodologie d'analyse des zones fuyardes                  | 117        |
| <b>4.2</b> | <b>Analyse de sensibilité</b>                              | <b>119</b> |
| 4.2.1      | Au cours de l'essai $VC_0$                                 | 120        |
| 4.2.1.1    | Impact des incertitudes du paramètre $\zeta$               | 120        |
| 4.2.1.2    | Impact de la variabilité du paramètre <i>Kinta</i>         | 120        |
| 4.2.1.3    | Bilan  | 121        |
| 4.2.2      | Extrapolation à l'essai $VD_5$                             | 122        |
| 4.2.2.1    | Impact des incertitudes du paramètre $\zeta$               | 122        |
| 4.2.2.2    | Impact de la variabilité du paramètre <i>Kinta</i>         | 123        |
| 4.2.2.3    | Bilan  | 124        |
| <b>4.3</b> | <b>Etanchéification de la paroi interne</b>                | <b>125</b> |
| <b>4.4</b> | <b>Conclusions du chapitre</b>                             | <b>127</b> |

## 4.1 Prise en compte des défauts identifiés visuellement

### 4.1.1 Fissuration du gousset au jeune âge

Le calcul d'identification inverse de la perméabilité intrinsèque du béton VeRCoRs effectué en section 3.4.8 n'est pas totalement satisfaisant vis-à-vis de la représentativité physique. Bien qu'il permette de retrouver le débit global de la maquette, il ne prend pas en compte la fissuration ouverte dans le gousset inspectée en Fig. 3.24 et ne respecte pas la répartition de débit mesurée par zone (Tab. 3.10).

Comme mentionné en section 2.5.2 (équation (2.69)), l'élément fini développé dans cette thèse permet de rajouter manuellement des fissures dans le maillage dans les zones correspondant aux inspections visuelles. Un nouveau calcul de fuite au cours de l'essai VC<sub>0</sub> est donc proposé ici, dans lequel les composantes d'écoulement par la porosité et par la fissuration sont identifiées simultanément.

Pour rester dans une démonstration de principe et ne pas alourdir le calcul et son interprétation, les 12 fissures de la Fig. 3.24 sont supposées :

- traversantes ;
- parfaitement verticales ;
- réparties uniformément tout au long du gousset, soit une fissure tous les 30° ou 33,3 gr ;
- avoir la même ouverture de fissure inconnue  $w_{gou}$  ;
- avoir un coefficient de réduction de débit  $\zeta$  identique dont la valeur est préfixée.

A ce stade de connaissance de la fissuration *in situ*, il n'est en effet pas possible d'identifier à la fois  $\zeta$  et  $w_{gou}$  sans information supplémentaire. En outre, la surépaisseur du gousset étant maillée avec un seul élément dans la hauteur, toutes les fissures modélisées ont la même longueur (0,67 m). Les autres défauts relevés en Fig. 3.23 ne sont pas modélisés dans ce calcul.

Pour identifier conjointement la perméabilité intrinsèque à l'air du béton  $K_{int}^a$  et l'ouverture  $w_{gou}$ , le calcul d'identification inverse réalisé répond à deux contraintes : le débit global de l'enceinte ainsi que le débit local du gousset doivent être identiques aux mesures disponibles dans le Tab. 3.11 (à une erreur de 1 % près). Les résultats obtenus sont donnés dans le Tab. 4.1 pour deux valeurs du coefficient  $\zeta$ .

| $\zeta$             | Paramètres identifiés                  |                             | Débit associé ( $\text{Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ ) |               |
|---------------------|--|-----------------------------|---|---------------|
|                     | $K_{int}^a$ ( $10^{-17} \text{ m}^2$ ) | $w_{gou}$ ( $\mu\text{m}$ ) | Total   | Gousset       |
| 1,0                 | 2,11                                   | 22,0                        | 7,76 (+0,8 %)                                       | 4,30 (-0,2 %) |
| 0,1                 | 2,11                                   | 47,4                        | 7,76 (+0,8 %)                                       | 4,30 (-0,2 %) |
| $\zeta \in ]0 ; 1]$ | 2,11                                   | $22 \cdot \zeta^{-1/3}$     | -   | -             |

Tab. 4.1 : Valeurs de  $K_{int}^a$  et  $w_{gou}$  identifiées en fonction de  $\zeta$  pour respecter le débit total et la part relative au gousset mesurés au cours de l'essai  $VC_0$  (écarts aux données expérimentales en italique)

Les résultats du Tab. 4.1 montrent que la valeur de perméabilité intrinsèque identifiée est identique pour les deux calculs réalisés. Cela signifie que les ouvertures de fissures obtenues placent le gousset dans un régime d'écoulement uniquement piloté par la loi de Poiseuille dans les fissures et que l'écoulement poreux y est négligeable. Ainsi, la valeur de perméabilité intrinsèque identifiée représente la part de débit complémentaire à celle du gousset pour retrouver le débit total (44 % pour le TAM, le dôme et la jupe dans le Tab. 3.11) et est indépendante du produit  $\zeta w_{gou}^3$  de l'équation (2.69).

Dans le calcul effectué, il existe une infinité de couples  $(\zeta, w_{gou})$  permettant de retrouver les résultats expérimentaux et une loi généralisant l'identification de l'ouverture de fissure en fonction du coefficient de réduction de débit peut être proposée (cf. dernière ligne du Tab. 4.1) :

$$\forall \zeta \in ]0 ; 1], \quad w_{gou}(\zeta) = w_{gou}(\zeta = 1) \cdot \zeta^{-1/3} \quad (4.1)$$

Cette conclusion n'est valable que dans la situation modélisée dans cette section, où les fissures traversantes de l'essai se situent uniquement dans le gousset et ont toutes les mêmes caractéristiques d'ouverture et de réduction de débit.

Un cas particulier est alors présenté dans le Tab. 4.1. Le coefficient  $\zeta$  étant très variable dans la littérature (entre 0,01 et 0,3 d'après [82], [47], [57] et [59]), une valeur moyenne de 0,1 est choisie. Dans ce cas, l'ouverture de fissure « moyenne » permettant de représenter la fuite de l'essai  $VC_0$  est de 47  $\mu\text{m}$  et se rapproche des inspections visuelles, sans dépasser le seuil de détection de 100  $\mu\text{m}$ . A l'inverse, une fois les fissures suffisamment ouvertes pour pouvoir être mesurées, il sera possible d'identifier le coefficient de réduction de débit associé.

*Ce calcul avec coefficient de réduction de débit et ouverture de fissures « moyens » dans le gousset servira de référence à toutes les autres applications du Chapitre 4.*

La nouvelle cartographie des flux calculés à l'intrados est présentée en Fig. 4.1 avec la même échelle qu'en Fig. 3.27.

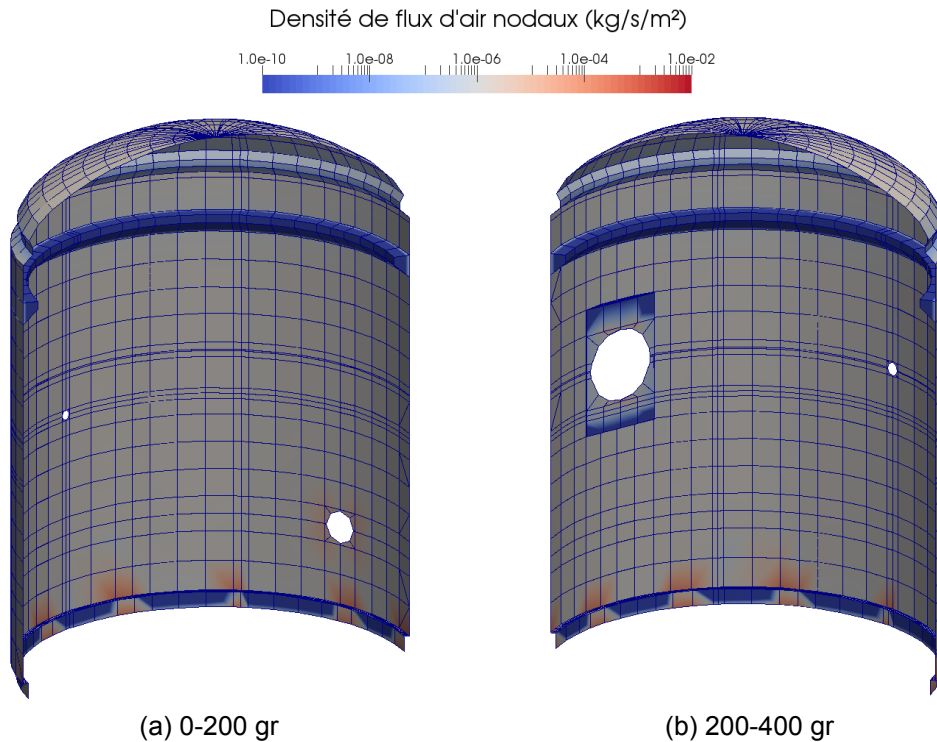


Fig. 4.1 : Norme des flux massiques surfaciques calculés aux nœuds de l'intrados pour l'essai VC<sub>0</sub> après identification conjointe de  $K_{int}^a$  et  $w_{gou}$

La Fig. 4.1 montre deux différences logiques avec le calcul du Chapitre 3 (Fig. 3.27a et Fig. 3.27b) :

- les 12 fissures augmentent localement la densité de flux d'air dans le gousset, à une valeur maximale de  $2,47 \cdot 10^{-4} \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$  ;
- la densité de flux moyenne en zone courante est moitié moindre (à une valeur proche de  $10^{-6} \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$ ), due à une perméabilité intrinsèque quasiment divisée par deux.

*Au final, la valeur de perméabilité intrinsèque identifiée est environ 15 fois inférieure aux données de terrain initialement disponibles. Cette application permet également d'estimer un ordre de grandeur des ouvertures des fissures du gousset, trop petites pour pouvoir être mesurées sur site.*

### 4.1.2 Autres défauts

La méthode présentée dans la section 4.1.1, appliquée aux fissures du gousset, est généralisable à l'ensemble des défauts dont les débits ont été mesurés localement grâce aux boîtes collectrices de fuite. D'après la Fig. 3.23, les défauts linéiques et alignés pourraient correspondre à des reprises de bétonnage (sous le sas personnel par exemple) que l'on peut modéliser par une fissure horizontale traversante équivalente dont l'ouverture est à déterminer.

Les autres défauts, plus localisés ou ponctuels et potentiellement liés à une mauvaise mise en place du béton, peuvent être représentés par des zones de perméabilité plus élevée. En supposant l'écoulement parfaitement radial dans un tel défaut de surface  $S^d$ , un calcul analytique permet d'estimer la perméabilité dégradée  $K^d$  pour retrouver le débit local mesuré par boîte collectrice. Les éléments finis de surface  $S^e > S^d$  traversés par ce défaut auront une perméabilité imposée  $K^e$  selon la loi des mélanges suivante :

$$K^e = \left(1 - \frac{S^d}{S^e}\right) K_{int}^a + \frac{S^d}{S^e} K^d > K_{int}^a \quad (4.2)$$

Chacun de ces défauts linéique ou ponctuel faisant diminuer la valeur identifiée du paramètre  $K_{int}^a$ , il faudrait tous les modéliser pour que le calcul d'identification inverse soit le plus représentatif possible.

Toujours dans le cadre d'une démonstration de principe, une autre application est proposée ici : un défaut linéique sous le sas personnel de la Fig. 3.23 (surface entre deux rouleaux ou reprise de bétonnage) est supposé continu et traversant sur toute la circonférence de la jupe, uniformément ouvert dans la direction verticale avec un coefficient de réduction de débit valant 0,1. Ce nouveau défaut est ajouté au calcul de référence de la section 4.1.1, où  $K_{int}^a$  vaut  $2,11 \cdot 10^{-17} \text{ m}^2$  dans l'enceinte,  $w_{gou}$  vaut  $47,4 \text{ } \mu\text{m}$  dans le gousset pour une valeur moyenne de  $\zeta$  à 0,1. Le calcul effectué cherche à identifier l'ouverture de fissure inconnue de ce défaut conduisant à atteindre le débit maximal de  $70,2 \text{ Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  autorisé sur la maquette VeRCoRs (calculé en section 3.4.8.3).

Par analyse inverse, une ouverture de  $50 \text{ } \mu\text{m}$  suffit pour que ce débit de fuite soit atteint.

La cartographie des flux associée est présentée en Fig. 4.2. La densité de flux d'air vaut au maximum  $3,17 \cdot 10^{-4} \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$  dans les éléments contenant la reprise de

bétonnage, légèrement plus importante que celle due localement aux fissures du gousset (+28,3 %).

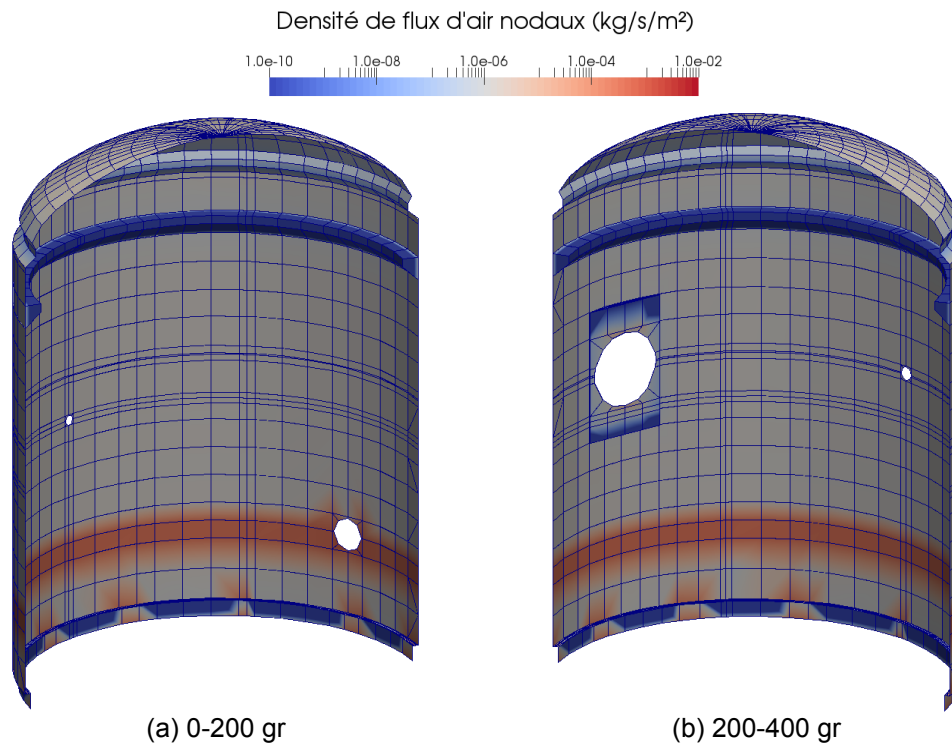


Fig. 4.2 : Norme des flux massiques surfaciques calculés aux nœuds de l'intrados pour l'essai VC<sub>0</sub> avec les 12 fissures du gousset au jeune âge et une reprise de bétonnage

*Cette application montre qu'un ensemble de défauts traversants ayant une ouverture proche de 50  $\mu\text{m}$ , avec un coefficient de réduction de débit moyen de 0,1 et développant une longueur cumulée d'environ 56 m à l'extrados de la maquette (8 m dans le gousset et 48 m dans la jupe), permet de franchir l'équivalent du critère du DAC pour la maquette.*

*Si la longueur de défauts développée et le coefficient de réduction de débit sont représentatifs d'une enceinte, cela signifie que les ouvertures à caractériser sont bien inférieures au seuil actuel de leur détection (autour de 100  $\mu\text{m}$ ).*

### 4.1.3 Méthodologie d'analyse des zones fuyardes

La méthode appliquée dans cette section est utilisable de manière générique après un essai en air dont l'inspection visuelle est disponible.

Pour chaque zone  $Z$  dont le débit partiel  $Q_Z$  est mesuré (le cas de la jupe est illustré en Fig. 4.3), la gestion des défauts est différente selon que l'on connaisse leur ouverture ou non :

*Modélisation et prévision du comportement thermo-hydro-mécanique d'une paroi en béton  
Application au cas des enceintes de confinement des bâtiments réacteurs nucléaires*

- si l'ouverture  $w^f$  est mesurée, un calcul analytique permet d'identifier le coefficient de réduction de débit  $\zeta^f$  pour retrouver le débit local  $q^f$  associé à un défaut traversant de longueur  $L^f$  ;
- dans le cas contraire, le coefficient  $\zeta_z$  est préfixé et l'ouverture  $w_z$  supposée homogène pour tous les défauts mal caractérisés de la zone.

Ces données, complétées par la perméabilité intrinsèque du béton, servent d'entrée à un calcul EF inverse contraint par la connaissance des débits partiels.

L'ensemble de ces étapes est résumé dans le logigramme de la Fig. 4.4.

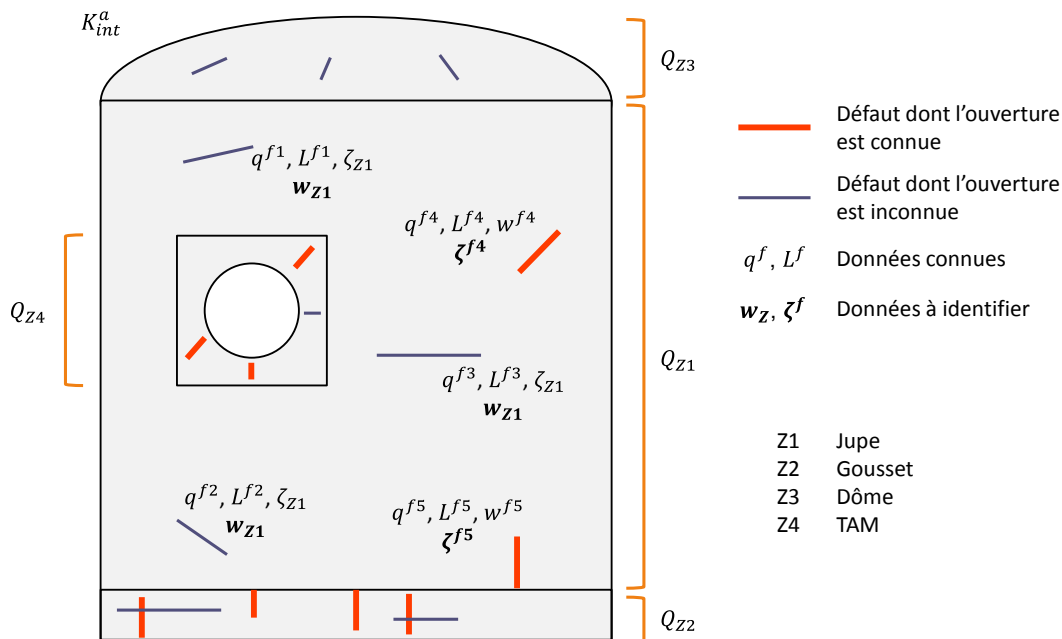


Fig. 4.3 : Schématisation des données d'entrées de l'outil et des paramètres à identifier pour chaque essai en air dont l'inspection visuelle est disponible

Dans le cas général présenté en Fig. 4.4, le système à résoudre n'admet pas de solution si  $K_{int}^a$  est inconnu. Si ce paramètre n'est pas caractérisé expérimentalement, il est envisageable, comme réalisé en section 4.1.1 pour l'essai  $VC_0$ , qu'une zone de l'enceinte présente très peu de débits locaux et ne contienne aucune fissure, permettant alors d'identifier la perméabilité intrinsèque nécessaire à tous les calculs de fuite ultérieurs.

Sous les hypothèses considérées d'ouvertures uniformes par zone et coefficient de réduction de débit identique pour toutes les fissures (valant 0,1), les défauts permettant d'atteindre le débit maximal autorisé sur la maquette VerCoRs (autour de 50  $\mu\text{m}$ ) sont largement sous les 100  $\mu\text{m}$  de seuil pour leur détection.



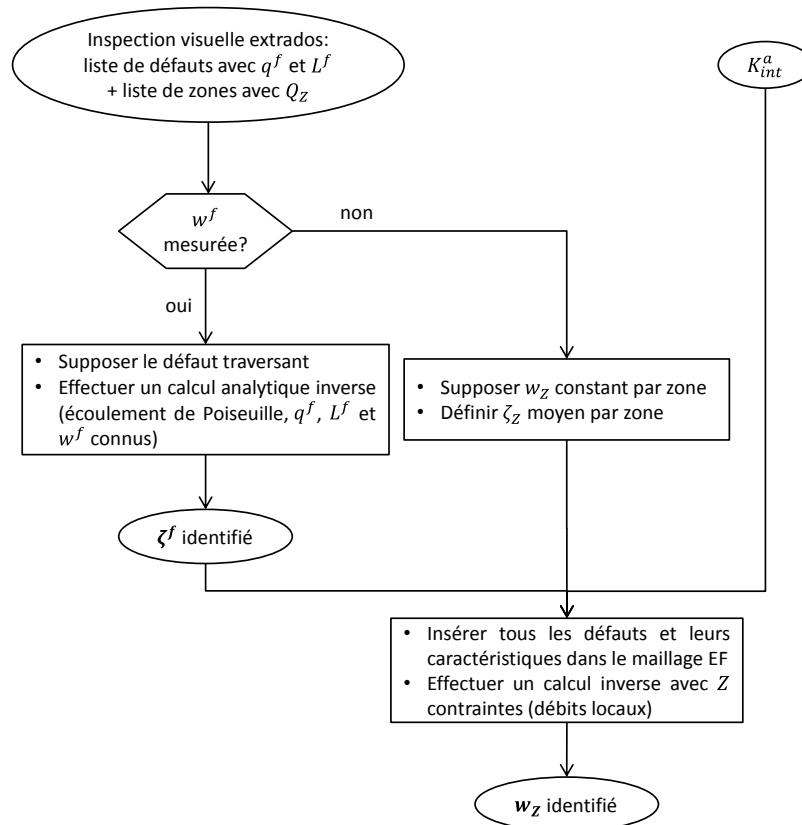


Fig. 4.4 : Logigramme pour l'identification inverse des ouvertures de fissures inconnues lors d'une inspection visuelle

## 4.2 Analyse de sensibilité

A partir du calcul de référence de la section 4.1.1, où la perméabilité intrinsèque  $K_{int}^a$  vaut  $2,11 \cdot 10^{-17} \text{ m}^2$ , et les fissures du gousset ont une ouverture  $w_{gou}$  de  $47,4 \mu\text{m}$  et un coefficient de réduction de débit  $\zeta$  de 0,1, cette section quantifie l'impact des incertitudes de  $\zeta$  et celui de la variabilité de  $K_{int}^a$  sur le débit de fuite total de la maquette.

L'évolution du débit en fonction de l'augmentation de  $\zeta$  ou  $K_{int}^a$  étant strictement croissante (cf. équation (2.69)), l'analyse comprend un calcul par borne de l'intervalle de variation de ces deux paramètres (approche de type min-max). L'indice de sensibilité  $I_s$  de chaque paramètre d'entrée sur le débit de fuite total  $Q$  est calculé dans cette section de la manière suivante :

$$I_s(\zeta) = \frac{Q(\zeta_{max}, K_{ref}) - Q(\zeta_{min}, K_{ref})}{Q(\zeta_{ref}, K_{ref})} \frac{\zeta_{ref}}{\zeta_{max} - \zeta_{min}} \quad (4.3)$$

$$I_S(K_{int}^a) = \frac{Q(\zeta_{ref}, K_{max}) - Q(\zeta_{ref}, K_{min})}{Q(\zeta_{ref}, K_{ref})} \frac{K_{ref}}{K_{max} - K_{min}} \quad (4.4)$$

Où  $\zeta_{ref}$ ,  $\zeta_{min}$  et  $\zeta_{max}$  sont respectivement les valeurs de référence, minimale et maximale de  $\zeta$  et  $K_{ref}$ ,  $K_{min}$  et  $K_{max}$  sont respectivement les valeurs de référence, minimale et maximale de  $K_{int}^a$ .

Une projection fictive en fin de vie de la maquette est également présentée.

## 4.2.1 Au cours de l'essai VC<sub>0</sub>

### 4.2.1.1 Impact des incertitudes du paramètre $\zeta$

Le Tab. 4.2 présente l'impact des incertitudes du paramètre  $\zeta$  sur le débit total de l'essai VC<sub>0</sub> de référence modélisé en section 4.1.1. Les valeurs de  $K_{int}^a$  et  $w_{gou}$  y sont fixes, valant respectivement  $2,11 \cdot 10^{-17} \text{ m}^2$  et  $47,4 \text{ }\mu\text{m}$ . L'intervalle de variation pris en compte pour le paramètre  $\zeta$  provient des valeurs identifiées dans la littérature (cf. section 4.1.1).

| Cas       | $\zeta$       | Débit total (Nm <sup>3</sup> ·h <sup>-1</sup> ) |
|-----------|---------------|---|
| Référence | 0,10          | 7,76  |
| Mini      | 0,01 (-90 %)  | 3,36 (-56,7 %)                                  |
| Maxi      | 0,30 (+200 %) | 17,8 (+129 %)                                   |

Tab. 4.2 : Impact des incertitudes du paramètre  $\zeta$  sur le débit calculé de l'essai VC<sub>0</sub>

Au cours de l'essai VC<sub>0</sub>, où la fissuration du gousset représente 55 % de la fuite totale, l'indice de sensibilité du paramètre  $\zeta$  sur le débit de fuite total est de 0,64 dans l'intervalle de variation choisi.

### 4.2.1.2 Impact de la variabilité du paramètre $K_{int}^a$

Le Tab. 4.3 présente l'impact de la variabilité du paramètre  $K_{int}^a$  sur le débit de l'essai VC<sub>0</sub> de référence modélisé en section 4.1.1. Les valeurs de  $\zeta$  et  $w_{gou}$  y sont fixes, valant respectivement 0,1 et  $47,4 \text{ }\mu\text{m}$ .

L'intervalle de variation pris en compte pour le paramètre  $K_{int}^a$  provient des données de construction de la maquette. Les dix-sept levées de béton ont une perméabilité apparente moyenne de  $3,13 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2$  et un écart type de  $1,33 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2$ , soit un coefficient de variation de 42,4 %. En supposant que la distribution des

perméabilités apparentes suit une loi normale, 90 % des valeurs de perméabilité sont comprises dans un intervalle de  $\pm 69,7$  % centré autour de la valeur moyenne ( $\pm 1,64$  fois l'écart-type). Bien que la perméabilité apparente ne soit pas le paramètre d'entrée du calcul de référence, on suppose ici que cet intervalle de variation est transposable à la perméabilité intrinsèque de référence de  $2,11 \cdot 10^{-17} \text{ m}^2$ .

| Cas       | $K_{int}^a (10^{-17} \text{ m}^2)$ | Débit total ( $\text{Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ ) |
|-----------|------------------------------------|---|
| Référence | 2,11                               | 7,76  |
| Mini      | 0,639 (-69,7 %)                    | 5,89 (-24,1 %)                                    |
| Maxi      | 3,58 (+69,7 %)                     | 9,84 (+26,8 %)                                    |

Tab. 4.3 : Impact de la variabilité du paramètre  $K_{int}^a$  sur le débit calculé de l'essai  $VC_0$

Au cours de l'essai  $VC_0$ , où le béton sain représente 45 % de la fuite totale, l'indice de sensibilité du paramètre  $K_{int}^a$  sur le débit de fuite total est de 0,36 dans l'intervalle de variation choisi.

#### 4.2.1.3 Bilan

*Pour l'essai  $VC_0$ , modélisé dans cette section avec une ouverture des fissures du gousset de  $47,4 \mu\text{m}$  (Tab. 4.2 et Tab. 4.3) représentant 55 % de la fuite totale, les incertitudes du paramètre  $\zeta$  (variant entre 0,01 et 0,3) pilotent environ deux tiers des variations du débit de fuite, le tiers restant étant dû à la variabilité du paramètre  $K_{int}^a$  (entre  $0,639$  et  $3,58 \cdot 10^{-17} \text{ m}^2$ ).*

*Pour améliorer la connaissance sur les paramètres d'entrée de la modélisation, l'effort expérimental serait donc à fournir préférentiellement sur l'estimation plus fine du coefficient de réduction de débit, ou en pratique des ouvertures de fissures (inférieures à  $100 \mu\text{m}$ ), les deux étant liés.*

Cette conclusion est valable dans la situation présentée, avec des défauts traversants dont les ouvertures de fissures et les coefficients de réduction de débit sont uniformes dans le gousset. Dans un cas réel, les ouvertures de fissure (voire le coefficient de réduction de débit [82], [99]) sont variables dans l'épaisseur et une ouverture effective le long du trajet de fissuration devrait être introduite pour le calcul de fuite [59].

L'outil développé dans cette thèse prend en compte naturellement ce phénomène pour toutes les fissures d'origine mécanique hors jeune âge (cf. section 3.5 et Fig.

3.25) et nécessite d'introduire cette évolution manuellement pour les défauts supplémentaires issus de l'inspection visuelle.

## 4.2.2 Extrapolation à l'essai VD<sub>5</sub>

Afin d'estimer les effets d'une évolution temporelle des paramètres  $w_{gou}$  et  $K_{int}^a$  sur le débit total de la maquette et anticiper le vieillissement de la structure, deux cas d'étude découplés sont proposés dans cette section.

### 4.2.2.1 Impact des incertitudes du paramètre $\zeta$

Par rapport au cas de référence de l'essai VC<sub>0</sub> en section 4.1.1, seule l'ouverture uniforme des fissures du gousset est supposée évoluer dans le temps, pour représenter les conséquences des pertes de précontrainte par exemple. *Sans connaissance a priori de cette évolution, deux valeurs d'ouverture sont considérées pour l'essai fictif VD<sub>5</sub> : 100 et 150  $\mu\text{m}$  (doublement et triplement de la valeur de référence).*

Le Tab. 4.4 présente l'impact des incertitudes du paramètre  $\zeta$  sur le débit VD<sub>5</sub> associé.  $K_{int}^a$  vaut  $2,11 \cdot 10^{-17} \text{ m}^2$  et  $\zeta$  varie dans le même intervalle qu'en section 4.2.1.1.

| Cas       | $\zeta$       | Débit total calculé ( $\text{Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ ) |                             |
|-----------|---------------|---|-----------------------------|
|           |               | $w_{gou} = 100 \mu\text{m}$                               | $w_{gou} = 150 \mu\text{m}$ |
| Référence | 0,10          | 49,2  | 159                         |
| Mini      | 0,01 (-90 %)  | 7,56 (-84,6 %)  | 18,6 (-88,3 %)              |
| Maxi      | 0,30 (+200 %) | 142 (+188 %)  | 471 (+196 %)                |

Tab. 4.4 : Impact des incertitudes du paramètre  $\zeta$  sur le débit supposé à long terme

Pour rappel, le débit à travers la zone supposée saine de béton (jupe, dôme et TAM) représente 45 % de la fuite totale du calcul de référence, soit  $3,46 \text{ Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  d'après le Tab. 4.1. En supposant que cette contribution absolue n'évolue pas dans le temps, le Tab. 4.5 présente le pourcentage de débit dû à la fissuration pour les trois calculs de référence VC<sub>0</sub> et VD<sub>5</sub>.

Les résultats des Tab. 4.2, Tab. 4.4 et Tab. 4.5 montrent que l'impact des variations du paramètre  $\zeta$  sur le débit total de la maquette dépend de la répartition du débit

entre le gousset fissuré et le reste de la structure poreuse (par l'intermédiaire de l'ouverture des fissures traversantes).

| Cas  | Débit total calculé                   | Part due au gousset |
|--|---------------------------------------|---------------------|
| VC <sub>0</sub> , $w_{gou} = 47,4 \mu\text{m}$ | 7,76 Nm <sup>3</sup> ·h <sup>-1</sup> | 55,4 %              |
| VD <sub>5</sub> , $w_{gou} = 100 \mu\text{m}$  | 49,2 Nm <sup>3</sup> ·h <sup>-1</sup> | 93,0 %              |
| VD <sub>5</sub> , $w_{gou} = 150 \mu\text{m}$  | 159 Nm <sup>3</sup> ·h <sup>-1</sup>  | 97,8 %              |

Tab. 4.5 : Contribution du gousset au débit total pour les 3 calculs de référence sur  $\zeta$

Au cours de l'essai VD<sub>5</sub> avec  $w_{gou}$  valant 100  $\mu\text{m}$ , où la fissuration du gousset représente 93 % de la fuite totale, l'indice de sensibilité du paramètre  $\zeta$  sur le débit de fuite total est de 0,94. Au cours de l'essai VD<sub>5</sub> avec  $w_{gou}$  valant 150  $\mu\text{m}$ , où la fissuration du gousset représente 98 % de la fuite totale, cet indice de sensibilité est de 0,98.

Le Tab. 4.4 met une nouvelle fois en évidence la nécessité de savoir quantifier simultanément l'ouverture de fissure et le coefficient de réduction de débit. Dans le cadre des choix réalisés ici sur la fissuration active ( $\zeta$  moyen de 0,1 associé à une ouverture de 150  $\mu\text{m}$ , peu supérieure à la limite de mesurabilité et jugée modérée), on aboutit à un débit de fuite plus de deux fois supérieur à la limite prévue pour la maquette VeRCoRs (159 Nm<sup>3</sup>·h<sup>-1</sup> comparés aux 70,2 Nm<sup>3</sup>·h<sup>-1</sup> admissibles). L'évolution du débit total calculé en fonction de l'ouverture de fissure est très forte à cause de la loi cubique de l'écoulement de Poiseuille.

#### 4.2.2.2 Impact de la variabilité du paramètre $K_{int}^a$

Par rapport au cas de référence de l'essai VC<sub>0</sub> en section 4.1.1, seule la perméabilité intrinsèque à l'air du béton est supposée évoluer dans le temps pour représenter les conséquences du séchage de la structure. D'après les calculs de dessiccation effectués sur la maquette VeRCoRs (Fig. 3.16), la saturation au cœur du béton passe de 0,84 à 0,63 entre les essais VC<sub>0</sub> et VD<sub>5</sub>, conduisant à une augmentation de perméabilité relative de 70 % (de 0,27 à 0,46) en utilisant la loi (2.55) et les valeurs identifiées du modèle de Van Genuchten (Tab. 3.2). Cette augmentation est appliquée à la perméabilité intrinsèque pour représenter le vieillissement de la structure entre les deux essais.

Le Tab. 4.6 présente l'impact de la variabilité du paramètre  $K_{int}^a$  sur le débit  $VD_5$  associé. Les valeurs de  $\zeta$  et  $w_{gou}$  sont fixes, valant respectivement 0,1 et 47,4  $\mu\text{m}$ .  $K_{int}^a$  varie dans le même intervalle qu'en section 4.2.1.2.

| Cas       | $K_{int}^a$ ( $10^{-17} \text{ m}^2$ ) | Débit total ( $\text{Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ ) |
|-----------|--|---|
| Référence | 3,63                                   | 9,90  |
| Mini      | 1,10 (-69,7 %)                         | 6,51 (-34,2 %)                                    |
| Maxi      | 6,16 (+69,7 %)                         | 13,3 (+34,3 %)                                    |

Tab. 4.6 : Impact de la variabilité du paramètre  $K_{int}^a$  sur le débit supposé à long terme

Pour rappel, le débit à travers le gousset fissuré représente 4,3  $\text{Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  d'après le Tab. 4.1, soit 55 % de la fuite totale du calcul de référence. En supposant que cette contribution absolue n'évolue pas dans le temps, le Tab. 4.7 présente le pourcentage de débit dû au béton sain pour les deux calculs de référence  $VC_0$  et  $VD_5$ .

| Cas   | Débit total calculé                    | Part due au béton sain |
|---|--|------------------------|
| $VC_0, K_{int}^a = 2,11 \cdot 10^{-17} \text{ m}^2$ | 7,76 $\text{Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ | 44,6 %                 |
| $VD_5, K_{int}^a = 3,63 \cdot 10^{-17} \text{ m}^2$ | 9,90 $\text{Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ | 56,6 %                 |

Tab. 4.7 : Contribution du béton sain au débit total pour les 2 calculs de référence sur  $K_{int}^a$

Les résultats des Tab. 4.3, Tab. 4.6 et Tab. 4.7 montrent que l'impact des variations du paramètre  $K_{int}^a$  sur le débit total de la maquette dépend de la répartition du débit total entre le béton poreux et le gousset fissuré. Dans le cadre des valeurs et intervalles choisis ici, l'évolution est moindre comparée à celle due au paramètre  $\zeta$ .

Au cours de l'essai  $VD_5$ , où le béton sain représente 57 % de la fuite totale, l'indice de sensibilité du paramètre  $K_{int}^a$  sur le débit de fuite total est de 0,49.

#### 4.2.2.3 Bilan

Pour l'extrapolation de résultats à l'essai  $VD_5$ , les effets indépendants de l'évolution de l'ouverture de fissure (Tab. 4.4) ou de la perméabilité intrinsèque à l'air du béton (Tab. 4.6) ont été étudiés. Il s'agit de démonstrations de principe permettant d'appréhender l'impact d'une évolution plausible des paramètres jugés les plus importants sur le débit total de la maquette.

Dans le cadre des hypothèses initiales de cette section, les résultats obtenus montrent que les caractéristiques de la fissuration difficilement accessibles que sont le coefficient de réduction de débit et l'ouverture de fissure pilotent majoritairement le débit total de la maquette. Ces hypothèses restent toutefois à confirmer expérimentalement ou numériquement (en prolongeant les calculs du Chapitre 3) pour des prévisions plus fiables.

### 4.3 Etanchéification de la paroi interne

Une dernière application présentée dans ce chapitre est la possibilité de modéliser l'étanchéification de la paroi interne, comme pratiquée sur les enceintes du parc. Deux situations peuvent ainsi être prises en compte :

- une fois les travaux d'étanchéification effectués, le calcul doit être adapté pour intégrer les nouvelles données de terrain et continuer de prédire un débit de fuite le plus fidèle possible ;
- en anticipation d'une VD, l'outil développé peut modéliser un grand nombre de scénarios de pose de revêtements étanches afin d'optimiser la quantité de travaux à effectuer pour respecter les contraintes de sûreté réglementaires.

Une démonstration de principe est proposée dans cette section, où les trois premières rangées d'éléments finis au-dessus du radier sont étanchées de manière successive à partir de l'essai  $VC_0$  de référence modélisé en section 4.1.1. Pour rappel, les 12 fissures traversantes du gousset se trouvent toutes dans la première rangée d'éléments.

Le Tab. 4.8 présente l'évolution du débit de fuite total en fonction de l'étanchéification ainsi que le pourcentage de surface interne étanchée pour chaque situation.

| <b>Etanchéification</b>          | <b>Débit <math>VC_0</math> calculé<br/>(<math>Nm^3 \cdot h^{-1}</math>)</b> | <b>Ratio de paroi<br/>interne étanchée</b> |
|----------------------------------|---|--|
| Non étanché (référence)          | 7,76  | 0 %  |
| 1 <sup>re</sup> rangée (gousset) | 3,51 (-54,8 %)  | 3,77 %                                     |
| Jusqu'à la 2 <sup>e</sup> rangée | 3,35 (-56,8 %)  | 8,73 %                                     |
| Jusqu'à la 3 <sup>e</sup> rangée | 3,18 (-59,0 %)  | 13,7 %                                     |

Tab. 4.8 : Evolution du débit de fuite calculé au cours de l'essai  $VC_0$  en fonction de l'étanchéification de la paroi interne à partir du gousset (réduction du débit total en italique)

Lorsque le gousset est étanché et que ses fissures ne sont plus alimentées, le débit total calculé correspond presque exactement au débit de l'essai  $VC_0$  de référence hors gousset ( $3,46 \text{ Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  d'après le Tab. 4.1). Le chemin de fissuration introduit dans le calcul de référence n'étant pas dévié dans l'épaisseur ou la hauteur (par la présence d'armatures par exemple), recouvrir la surface interne en vis-à-vis de la position des défauts relevés à l'extrados est efficace.

L'impact de l'étanchéification de la deuxième et de la troisième rangée est logiquement plus faible car ces surfaces ne recouvrent pas de défaut débitant. Ces deux rangées d'EF ayant la même aire ( $51,2 \text{ m}^2$ ), leur contribution à la réduction du débit total est quasiment identique, en lien avec le ratio de paroi intérieure recouverte (environ 5 % des  $1032 \text{ m}^2$  de l'intrados hors radier).

La Fig. 4.5 illustre l'évolution de la densité surfacique de flux d'air associée à l'étanchéification des deuxième et troisième rangées. Les flux surfaciques en zones courantes (jupe et dôme) identiques dans les deux cas confirment bien la conclusion précédente.

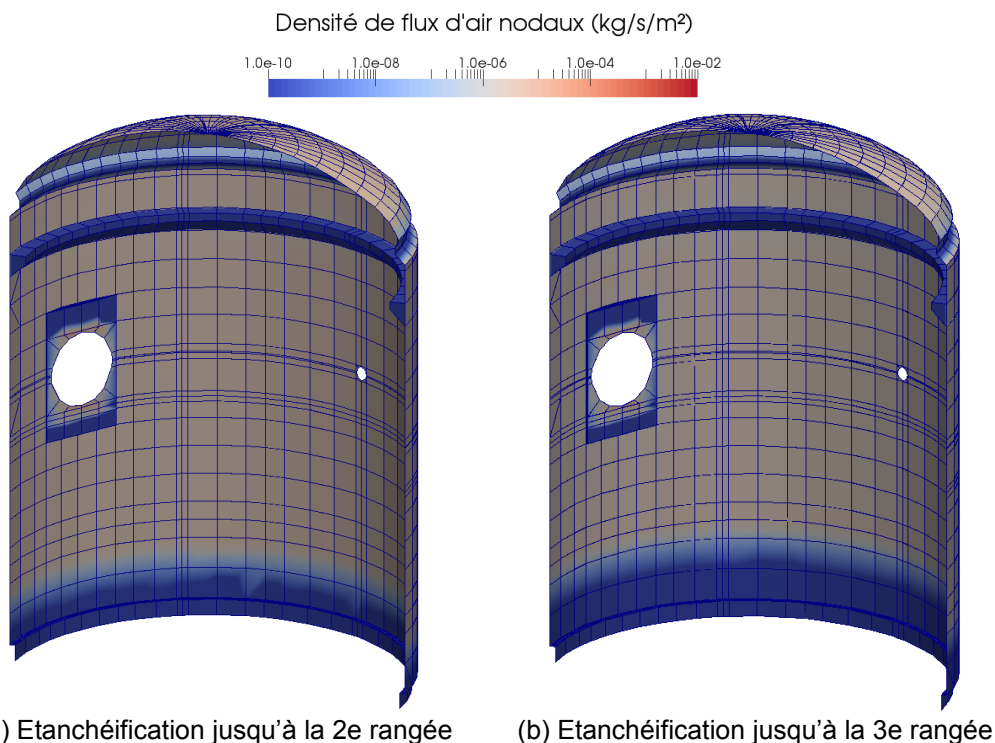


Fig. 4.5 : Norme des flux massiques surfaciques calculés aux nœuds de l'intrados pour l'essai  $VC_0$  pour deux niveaux d'étanchéification (200-400 gr)



## 4.4 Conclusions du chapitre

Basé sur la modélisation de la fuite de l'essai  $VC_0$  de la maquette VeRCoRs, dont beaucoup de résultats expérimentaux sont disponibles, ce dernier chapitre illustre une méthodologie d'aide à la décision et à la quantification en perspective d'une utilisation de l'outil dans différentes situations industrielles.

L'outil développé dans cette thèse permet, après chaque essai et inspection, d'identifier la perméabilité du béton et un couple ouverture de fissure / coefficient de réduction pour chaque défaut débitant (boîte collectrice extradoss) supposé traversant. Lorsque l'ouverture est trop petite pour être mesurée, un encadrement plausible des valeurs de  $\zeta$  en permet une estimation. Inversement, si l'ouverture de fissure est mesurable, un coefficient  $\zeta$  peut être calculé pour chaque défaut (Fig. 4.4).

Il est aussi possible de quantifier l'impact des variabilités ou incertitudes des données d'entrée du modèle sur le débit total de la structure. Dans le cadre des valeurs et intervalles considérés dans ce chapitre pour la maquette VeRCoRs, la méconnaissance des ouvertures de fissures et coefficients de réduction de débit est deux fois plus influente que la forte variabilité des perméabilités mesurées sur site.

Une optimisation de la quantité de revêtements internes en amont de chaque visite décennale est également envisageable pour respecter au mieux le critère de sûreté imposé sur le débit de fuite et éviter les pertes d'exploitation liées à la prolongation d'un arrêt de tranche en cas de dépassement.

### **Vers une méthodologie prédictive d'aide à la décision pour la gestion de l'évolution du taux de fuite des enceintes**

La Fig. 4.6 illustre le principe d'utilisation de l'outil développé dans cette thèse au cours de la vie d'une enceinte interne, avec la prise en compte des nouvelles données de terrain disponibles au cours du temps et leurs impacts sur les pronostics de débits de fuite réalisés et leurs incertitudes. La pose de revêtements internes décale l'atteinte du critère limite de sûreté tandis que l'intégration des mesures permet de réduire les incertitudes sur le pronostic de taux de fuite effectué.

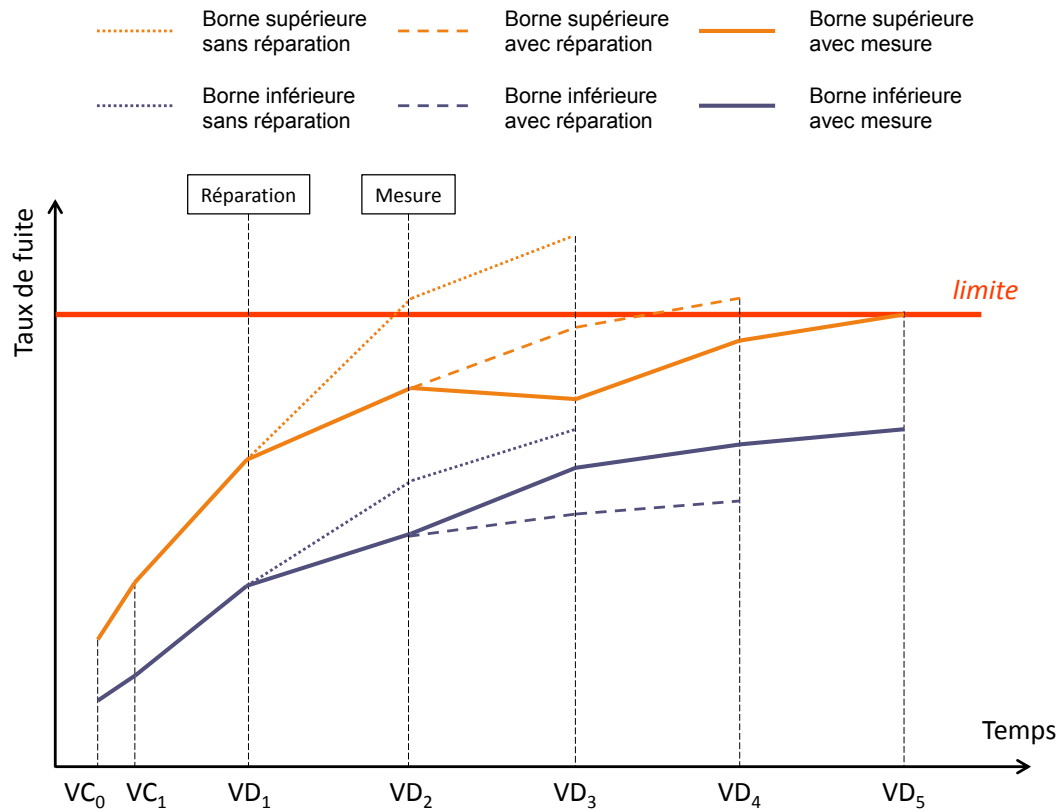


Fig. 4.6 : Schéma de principe d'actualisation des pronostics de taux de fuite réalisés par l'outil en fonction des données de terrain disponibles au cours du temps

# Conclusion générale

## Bilan des travaux effectués

Dans le cadre général de l'**exploitation des enceintes nucléaires** à double paroi sans liner et de la potentielle **extension de leur durée de vie** (Chapitre 1), une **méthodologie numérique** et un **outil de calcul et prévision de leur débit de fuite** sont développés dans cette thèse pour répondre à plusieurs besoins opérationnels.

La **stratégie chaînée faiblement couplée** proposée se base sur une **discrétisation par éléments finis relativement grossière** de la structure tout en restant adaptée aux phénomènes à modéliser (discrétisation dans l'épaisseur plus fine que dans les directions verticales et tangentielles) et s'intègre dans l'environnement de développement du *Code\_Aster* avec *MFront*. Seuls les **phénomènes thermo-hydro-mécaniques représentatifs du comportement à long terme** de la structure y sont pris en compte et modélisés à l'aide de **lois suffisamment simples tout en restant physiquement réalistes** et en permettant une **optimisation en termes d'implémentation numérique et de nombre de paramètres à identifier**.

Ainsi (Chapitre 2), des analogies thermiques sont employées pour la modélisation des phénomènes diffusifs que sont le séchage du béton de l'enceinte ou l'écoulement de l'air au travers d'un **macroélément de béton insaturé et fissuré** spécialement développé pour les calculs de fuite. Le modèle de déformations différées implémenté insiste particulièrement sur les **effets du fluage bi-axial et de l'ouverture et refermeture des fissures**, considérés comme absolument nécessaires à l'obtention de résultats prédictifs.

L'ensemble de la méthodologie a été **appliqué à la maquette d'enceinte VeRCoRs et fournit des résultats prometteurs** (Chapitre 3). Les résultats présentés dans cette thèse, initialement obtenus en aveugle au cours d'un premier **benchmark international**, bénéficient des retours d'expérience issus des mesures disponibles de la maquette et des discussions ayant eu lieu au cours du workshop de restitution de ce benchmark. Un grand nombre de résultats intermédiaires (température, saturation, déformation, contrainte, endommagement et leurs évolutions) est analysé pour valider les valeurs de débit de fuite totale calculées.

**Les ordres de grandeur et cinétiques calculés numériquement sont cohérents avec les mesures de la maquette VeRCoRs**, lorsqu'elles sont disponibles. Quelques écarts sont néanmoins identifiés, qui sont principalement dus :

- à l'utilisation d'une stratégie pensée pour le long terme pour modéliser les premiers mois de vie de la maquette, sans prise en compte d'un état initial dégradé dû au comportement de la structure au jeune âge. Concernant cet aspect, identifié tardivement avec les résultats du workshop, l'effort a préférentiellement porté sur une méthodologie menée à bien plutôt qu'une réimplantation des modélisations initialement choisies ;
- au manque de données de caractérisation de la cinétique de séchage et du fluage bi-axial du béton VeRCoRs ;
- à l'identification des propriétés de la structure avec peu d'essais effectués sur éprouvettes de laboratoire (un spécimen disponible par phénomène à caractériser seulement) ;
- à l'utilisation de propriétés matériau homogènes dans le modèle.

L'implémentation d'une démarche simplifiée aboutit à un **outil performant en termes de ressources numériques** comparé à d'autres méthodes de calculs fins en lien avec la fissuration du béton. De nombreuses **études paramétriques** peuvent donc être réalisées (Chapitre 4) afin, entre autres, d'**identifier les paramètres** initialement mal maîtrisés du modèle, de **quantifier l'impact de leurs incertitudes ou variabilités** sur le débit de fuite total de la structure, de représenter l'**influence des défauts relevés visuellement**, de simuler plusieurs **scénarios d'étanchéification de la paroi interne** ou bien d'**estimer des marges de sécurité** et de progression des défauts avant d'atteindre le seuil limite interdisant l'exploitation de l'enceinte. La **versatilité** de l'outil associée à des **processus d'analyse maîtrisés** (Fig. 4.4 et Fig. 4.6) permet de s'adapter à un grand nombre de situations industrielles et de fournir des **pronostics et indicateurs fiables**.

## Perspectives

Dans l'objectif d'améliorer encore l'efficacité et la représentativité physique de l'outil développé dans ces travaux, plusieurs pistes sont déjà envisagées.

Sur le **volet numérique**, deux optimisations majeures sont souhaitables pour diminuer encore drastiquement la durée des calculs.

- (1) La version de *Code\_Aster* utilisée dans cette thèse n'étant pas compilée avec les bibliothèques MPI, seuls les calculs d'algèbre linéaire (inversion des systèmes matriciels) sont parallélisés. Le fait de paralléliser également les calculs élémentaires et assemblage (loi de comportement fortement non linéaire avec l'endommagement) réduirait d'environ 20 à 30 % la durée des calculs mécaniques de ce manuscrit.
- (2) Concernant les calculs de débit de fuite, qui utilisent principalement des boucles Python externes au code pour post-traiter les résultats THM, une meilleure intégration des opérations de post-traitement dans *Code\_Aster* (avec formules complexes sur les champs, voire développement de routines dédiées en Fortran) permettrait de gagner 50 à 80 % sur leur durée.

Pour le **volet maillage**, l'utilisation d'un fichier non modifiable fourni dans le cadre du benchmark n'a pas permis de l'optimiser totalement.

- (1) Plusieurs zones soumises à des gradients complexes (d'humidité principalement) pourraient être discrétisées plus finement, comme la console du pont polaire, la première couche d'éléments du radier reliée à la jupe, la surépaisseur du gousset ou la première couche d'éléments à l'intrados du dôme. Le maillage fourni n'est pas adapté non plus à la hauteur de chacune des levées de la maquette VeRCoRs. Pour nos futurs travaux, l'équipe AMA d'EDF Lab Paris-Saclay a pu nous fournir un nouveau maillage améliorant ces points avec peu de nœuds supplémentaires.
- (2) Concernant les traversées de la jupe, aucune virole fixe en acier n'est maillée. Avec l'absence de sas et donc d'efforts de pression associés, les bords des traversées sont libres au cours des calculs de cette thèse, pouvant aboutir à des états mécaniques localement non représentatifs. L'ajout d'un maillage simplifié ou la définition de conditions aux limites équivalentes aux bords du béton peuvent être envisagés.