

# Application à la maquette VeRCoRs

*Dans ce chapitre, la stratégie de modélisation thermo-hydro-mécanique précédemment exposée est appliquée à la maquette VeRCoRs pour prédire l'évolution de son débit de fuite. Tous les paramètres d'entrée utilisés ainsi que leur origine sont présentés. Ils incluent le maillage, les chargements, les conditions limites et initiales ainsi que l'ensemble des caractéristiques matériaux et des paramètres de modélisation.*

*De nombreuses données de caractérisation et mesures expérimentales sont disponibles pour comparer les résultats numériques obtenus au comportement réel de la structure jusqu'à son premier essai pré-opérationnel. L'ensemble de ces calculs a fait l'objet d'une participation en aveugle au premier benchmark international VeRCoRs courant 2015. Ils ont été actualisés et présentés au cours d'un workshop dédié en mars 2016 [24].*

*Bénéficiant des retours d'expérience capitalisés au cours de ce workshop, un travail en aveugle pour la prédiction du débit de fuite de la maquette au cours de sa première visite décennale est notamment proposé et analysé.*

## SOMMAIRE

|  |            |
|--|------------|
| <b>3.1 Maillage</b>  | <b>67</b>  |
| <b>3.2 Paramètres de la modélisation</b>                   | <b>68</b>  |
| 3.2.1 Calcul thermique                                     | 68         |
| 3.2.2 Calcul hydrique                                      | 69         |
| 3.2.3 Calcul mécanique                                     | 70         |
| 3.2.3.1 Câbles de précontrainte                            | 70         |
| 3.2.3.2 Béton  | 71         |
| 3.2.4 Calcul aéroulique                                    | 75         |
| <b>3.3 Conditions aux limites et chargements</b>           | <b>77</b>  |
| 3.3.1 Calcul thermique                                     | 78         |
| 3.3.2 Calcul hydrique                                      | 80         |
| 3.3.3 Calcul mécanique                                     | 81         |
| 3.3.4 Calcul aéroulique                                    | 83         |
| <b>3.4 Résultats et analyses</b>                           | <b>83</b>  |
| 3.4.1 Champs de température                                | 84         |
| 3.4.2 Champs et profils de saturation                      | 86         |
| 3.4.3 Contraintes dans le béton                            | 89         |
| 3.4.4 Déformations du béton                                | 92         |
| 3.4.5 Cartographies d'endommagement                        | 94         |
| 3.4.6 Ouvertures de fissures                               | 97         |
| 3.4.6.1 Essai VC <sub>0</sub>                              | 97         |
| 3.4.6.2 Essais VC <sub>1</sub> et VD <sub>1</sub>          | 100        |
| 3.4.7 Perméabilité du béton et flux d'air en paroi interne | 101        |
| 3.4.8 Débit de fuite de la maquette                        | 104        |
| 3.4.8.1 Débit global                                       | 104        |
| 3.4.8.2 Répartition par zone                               | 106        |
| 3.4.8.3 Analyse des effets d'échelle                       | 108        |
| <b>3.5 Conclusions du chapitre</b>                         | <b>109</b> |

### 3.1 Maillage

Dans l'optique d'une mise en œuvre industrielle et de temps de calculs raisonnables, le maillage le moins raffiné fourni dans le cadre du benchmark VeRCoRs est linéarisé avant d'être utilisé pour la modélisation de l'ensemble des phénomènes thermo-hydro-mécaniques, ainsi que pour le calcul du débit de fuite.

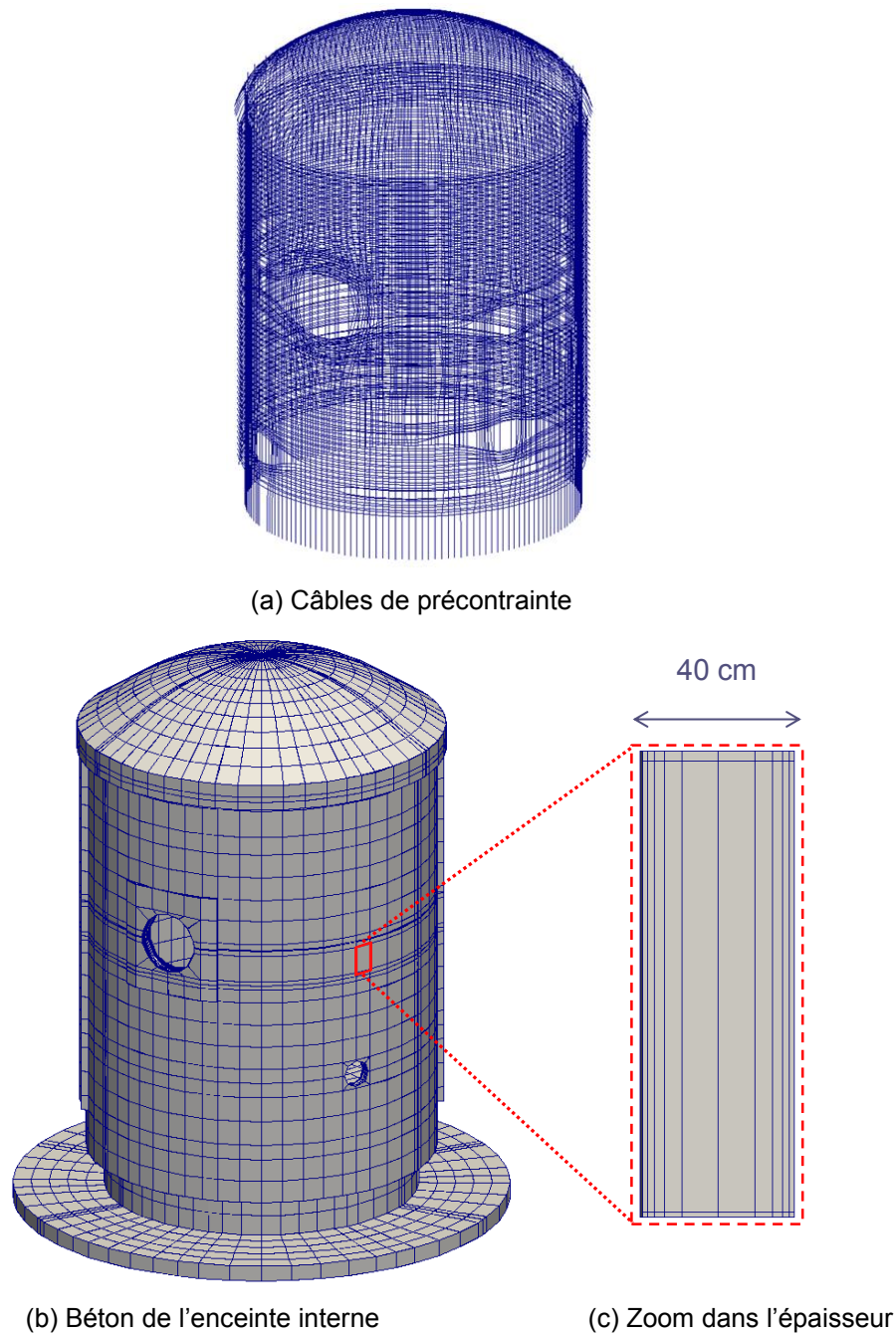


Fig. 3.1 : Maillage EF utilisé pour modéliser le comportement de la maquette VeRCoRs

Ce maillage contient 34694 nœuds dans les EF 3D du béton et 16066 nœuds dans les EF 1D des câbles de précontrainte. Les 295 câbles horizontaux, verticaux, gamma et spécifiques au dôme de la maquette sont pris en compte ainsi que leurs déviations (Fig. 3.1a). Les armatures passives ne sont pas maillées. Les principales zones singulières de béton d'une enceinte interne sont également maillées : traversées et surépaisseur au niveau du TAM, surépaisseurs du gousset, du corbeau du pont polaire et de la ceinture torique, nervures d'ancrage des câbles de précontrainte. Malgré une discrétisation du béton relativement grossière dans les directions horizontales et verticales (Fig. 3.1b), la discrétisation par dix éléments de taille évolutive dans les 40 cm d'épaisseur de la jupe (Fig. 3.1c) est adaptée à la représentation des phénomènes liés au séchage de la structure et permettra de démontrer l'applicabilité de la stratégie par macroéléments.

## 3.2 Paramètres de la modélisation

La stratégie proposée visant à calculer le débit de fuite à long terme de la structure, seules les propriétés du béton durci sont prises en compte dans l'ensemble des calculs effectués (pas d'évolution au jeune âge). La durée de vie de la maquette étant relativement courte comparée à une structure réelle, les propriétés matériau utilisées sont supposées constantes dans le temps.

Un grand nombre de données et caractérisations a été fourni dans le cadre du benchmark VeRCoRs. Lorsqu'elles sont disponibles, les moyennes des paramètres mesurés par levée lors de la construction sont utilisées dans les calculs. A défaut, les résultats des laboratoires partenaires ou les données fournisseur sont utilisés.

### 3.2.1 Calcul thermique

Tous les paramètres d'entrée du calcul thermique sont récapitulés dans le Tab. 3.1.

| Paramètre                       | Symbole      | Valeur       | Unité  |
|---------------------------------|--------------|--------------|--|
| Masse volumique                 | $\rho_b$     | 2395         | $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$                          |
| Capacité thermique              | $C_p$        | 880          | $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$        |
| Conductivité thermique          | $\lambda(T)$ | 6,77 T - 239 | $10^{-3} \text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ |
| Coefficient d'échange convectif | $h_c$        | 8            | $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$         |

Tab. 3.1 : Caractéristiques thermiques du béton

La valeur de  $\rho_b$  est la moyenne des masses volumiques mesurées sur chaque levée de l'enceinte. Les valeurs de  $C_p$  et  $\lambda$  sont directement identifiées en laboratoire. La valeur de  $h_c$  est fournie par EDF.

### 3.2.2 Calcul hydrique

Tous les paramètres d'entrée du calcul hydrique sont récapitulés dans le Tab. 3.2.

| Paramètre                                 | Symbole     | Valeur                 | Unité                                |
|---|-------------|------------------------|--------------------------------------|
| Viscosité dynamique de l'eau              | $\eta_l$    | $1,002 \cdot 10^{-3}$  | Pa·s                                 |
| Porosité du béton                         | $\phi$      | 0,146                  | -                                    |
| Energie d'activation                      | $E_a$       | 28000                  | J·mol <sup>-1</sup>                  |
| Constante des gaz parfaits                | $R$         | 8,314                  | J·mol <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> |
| Température de référence                  | $T^{ref}$   | 20                     | °C                                   |
| Masse volumique de l'eau liquide          | $\rho_l$    | 998,3                  | kg·m <sup>-3</sup>                   |
| Masse molaire de l'eau                    | $M_l$       | $18 \cdot 10^{-3}$     | kg·mol <sup>-1</sup>                 |
| Perméabilité intrinsèque à l'eau du béton | $K_{int}^l$ | $6,074 \cdot 10^{-20}$ | m <sup>2</sup>                       |
| Paramètres du modèle de Van Genuchten     | $n$         | 1,301                  | -                                    |
|   | $P_r$       | 17,61                  | MPa                                  |

Tab. 3.2 : Paramètres pour la diffusion de l'eau dans le béton

Les paramètres  $\eta_l$ ,  $R$ ,  $\rho_l$  et  $M_l$  ont des valeurs de référence. La valeur de  $E_a$  est directement identifiée en laboratoire sur un essai maturométrique et  $T^{ref}$  est la température à laquelle toutes les propriétés matériau sont mesurées. La valeur de  $\phi$  est la moyenne des porosités mesurées sur chaque levée de l'enceinte.

En général, une isotherme de désorption du béton permet d'identifier les paramètres  $n$  et  $P_r$  indépendamment de  $K_{int}^l$ , identifié ensuite sur une courbe de perte en masse. La courbe isotherme fournie par le benchmark n'étant que partielle (3 points de mesure au-dessus de 85 % d'humidité relative) et caractérisée à 60 °C, son interpolation aux conditions de pression et température représentatives d'une EI est rendue très difficile [36]. Les trois paramètres ont alors été identifiés simultanément sur un essai de suivi de la masse d'une éprouvette cylindrique d'1 m de long et

16 cm de diamètre placée à 20 °C et 50 % d'HR.

L'essai est modélisé par EF avec l'équation (2.3) dont les paramètres inconnus sont recalés par une méthode de descente (Levenberg-Maquardt [6]) qui minimise une fonctionnelle de l'écart entre courbes expérimentale et numérique (au sens des moindres carrés). L'identification numérique est comparée aux mesures expérimentales en Fig. 3.2.

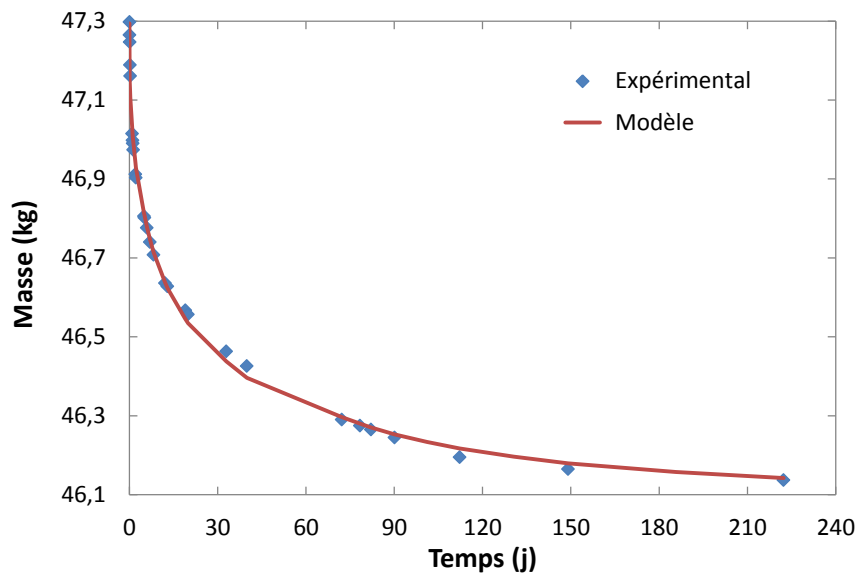


Fig. 3.2 : Calage des paramètres  $K_{int}^l$ ,  $n$  et  $P_r$  sur un essai de perte en masse

La cinétique de perte en eau du béton identifiée en Fig. 3.2 semble appropriée. Toutefois, l'algorithme utilisé montre que l'influence du paramètre  $n$  sur le calage est prépondérante devant celle de  $P_r$  puis de  $K_{int}^l$ . En effet, plusieurs jeux de paramètres  $(n, P_r, K_{int}^l)$  peuvent permettre d'identifier la même courbe de perte en masse mais aboutir à des cinétiques de dessiccation différentes [97], justifiant le besoin d'une identification en deux étapes dès que des données expérimentales complémentaires seront disponibles.

### 3.2.3 Calcul mécanique

#### 3.2.3.1 Câbles de précontrainte

Tous les paramètres utilisés pour caractériser les câbles de précontrainte sont fournis par leur fabricant et récapitulés dans le Tab. 3.3.

| Paramètre                          | Symbole       | Valeur  | Unité                            |
|------------------------------------|---------------|---|----------------------------------|
| Module d'Young                     | $E_s$         | 190   | GPa                              |
| Section (4T15)                     | $A_s$         | 556   | mm <sup>2</sup>                  |
| Masse volumique                    | -             | 7800  | kg·m <sup>-3</sup>               |
| Résistance à rupture               | $f_{pk}$      | 1860  | MPa                              |
| Tension initiale                   | $F_0$         | 848 (1525)  | kN (MPa)                         |
| Coefficient de relaxation à 1000 h | $\rho_{1000}$ | 2,5   | %                                |
| Coefficients de frottement         | $\mu$         | 0,16 (verticaux, gamma et dôme)<br>0,17 (horizontaux)       | -                                |
| Coefficients de pertes linéiques   | $k$           | 5 (verticaux)<br>9,38 (gamma et dôme)<br>8,82 (horizontaux) | 10 <sup>-3</sup> m <sup>-1</sup> |
| Recul d'ancrage                    | -             | 8   | mm                               |

Tab. 3.3 : Caractéristiques mécaniques des câbles de précontrainte

### 3.2.3.2 Béton

L'ensemble des paramètres utilisés pour le comportement du béton est récapitulé dans le Tab. 3.4.

#### Données fournies dans le cadre du benchmark

Les valeurs de  $E$ ,  $\alpha_{th}$  et  $f_t$  sont les moyennes des propriétés mesurées pour chaque levée de l'enceinte. La masse volumique du béton armé  $\rho_{ba}$  est la moyenne des mesures de chaque levée  $\rho_b$  (Tab. 3.1) à laquelle on ajoute forfaitairement 100 kg·m<sup>-3</sup> pour prendre en compte l'influence des armatures passives, non maillées dans le modèle proposé. La valeur de  $E_a^l$  est celle proposée par Hilaire [53]. La valeur de  $G_f$  est directement identifiée en laboratoire. Sans information expérimentale disponible permettant leur identification, les valeurs de  $\nu$ ,  $\nu_{fp}$ ,  $\alpha_{fp}$ ,  $A_t$ ,  $A_c$ ,  $B_c$  et  $\chi$  sont proposées par défaut.  $B_t$  est définie pour chaque maille selon la procédure décrite en section 2.4.2.6.

Avec les valeurs choisies, l'effet Poisson spécifique au fluage propre, la dissymétrie entre fluage en traction et en compression et le fluage tertiaire (couplage entre

endommagement et fluage total du béton) ne sont pas pris en compte dans le calcul réalisé.

| Paramètre                                    | Symbole       | Valeur                 | Unité               |
|--|---------------|------------------------|---------------------|
| Module d'Young                               | $E$           | 36,85                  | GPa                 |
| Coefficient de Poisson élastique             | $\nu$         | 0,2                    | -                   |
| Masse volumique                              | $\rho_{ba}$   | 2495                   | kg·m <sup>-3</sup>  |
| Coefficient de retrait de dessiccation       | $\kappa_{rd}$ | $1,027 \cdot 10^{-3}$  | -                   |
| Coefficient de dilatation thermique          | $\alpha_{th}$ | $12,2 \cdot 10^{-6}$   | K <sup>-1</sup>     |
| Coefficient de Poisson de fluage propre      | $\nu_{fp}$    | 0,2                    | -                   |
| Amplification du fluage propre en traction   | $\alpha_{fp}$ | 1                      | -                   |
| Chaîne de Burger pour le fluage propre       | $k_{rev}$     | 168,2                  | GPa                 |
|  | $\eta_{rev}$  | $141,8 \cdot 10^6$     | GPa·s               |
|  | $k_{irr}$     | 81,63                  | GPa                 |
| Coefficient de fluage de dessiccation        | $\kappa_{fd}$ | $6,897 \cdot 10^{-11}$ | Pa <sup>-1</sup>    |
| Energie d'activation du fluage à court terme | $E_a^l$       | 18700                  | J·mol <sup>-1</sup> |
| Energie de fissuration                       | $G_f$         | 100                    | N·m <sup>-1</sup>   |
| Limite élastique en traction                 | $f_t$         | 3,89                   | MPa                 |
| Endommagement en traction                    | $A_t$         | 0,9                    | -                   |
| Endommagement en compression                 | $A_c$         | 1,25                   | -                   |
|  | $B_c$         | 600                    | -                   |
| Couplage fluage-endommagement                | $\chi$        | 0                      | -                   |

Tab. 3.4 : Caractéristiques mécaniques du béton

Le suivi des déformations en laboratoire de trois éprouvettes cylindriques (1 m de long, 16 cm de diamètre), fourni dans le cadre du benchmark, permet d'identifier de manière progressive le comportement différé du béton VeRCoRs.



### Identification du modèle de retrait de dessiccation

Tout d'abord, un essai de retrait de dessiccation à 50 % d'humidité relative après 90 jours de scellement est modélisé par EF avec l'équation (2.14) pour caler le coefficient  $\kappa_{rd}$  (Fig. 3.3).

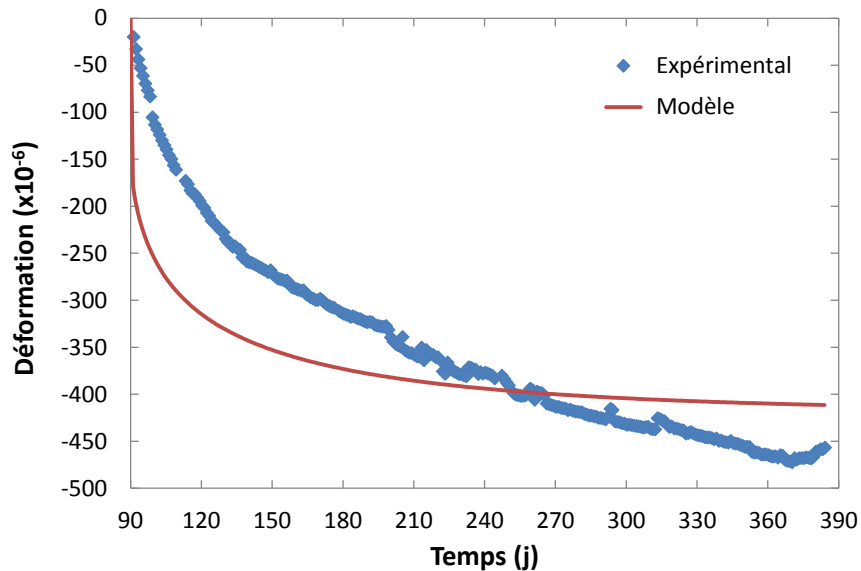


Fig. 3.3 : Calage du paramètre  $\kappa_{rd}$  sur un essai de retrait de dessiccation

La Fig. 3.3 montre que le modèle choisi pour représenter le retrait de dessiccation, malgré son utilisation classique dans la littérature, n'est pas parfaitement adapté à la formulation VerCoRs au cours des premiers mois de séchage.

En effet, l'unique paramètre de ce modèle ne permet pas de caler simultanément la déformation à long terme et la cinétique de retrait mesurées. Un choix intermédiaire (qui pourra être revu avec des données supplémentaires) a été réalisé en Fig. 3.3. Toutefois, dans le cadre de la stratégie globale proposée, qui vise des applications jusque 40 ans et au-delà, la cinétique initiale du retrait n'aurait que peu d'impact sur la déformation maximale atteinte et le modèle utilisé reste acceptable en première approche.

### Identification du modèle de fluage propre

Dans une deuxième étape, un essai de fluage sous 12 MPa de compression appliqués à partir de 90 jours en conditions endogènes permet de caler les coefficients  $k_{rev}$ ,  $\eta_{rev}$  et  $k_{irr}$  des équations (2.19) à (2.21). Dans l'absolu, les composantes réversible et irréversible devraient être identifiées de manière

indépendante grâce à une décharge au cours de l'essai de fluage [53]. Cette information n'étant pas disponible dans le cadre du benchmark, les trois paramètres ont été identifiés simultanément (Fig. 3.4).

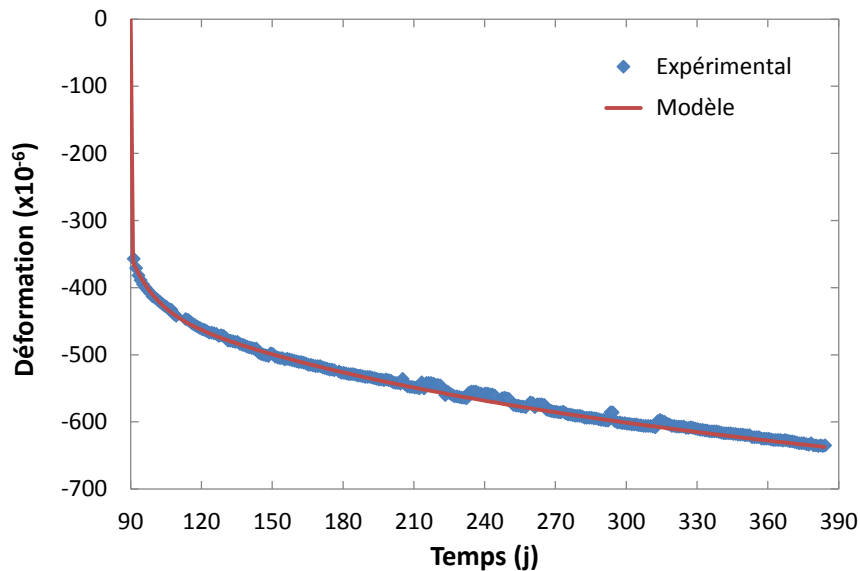


Fig. 3.4 : Calage des paramètres  $k_{rev}$ ,  $\eta_{rev}$  et  $k_{irr}$  sur un essai de fluage sans séchage

D'après la Fig. 3.4, la chaîne rhéologique utilisée pour le modèle de fluage propre permet de bien reproduire les déformations mesurées expérimentalement.

#### Identification du modèle de fluage de dessiccation

Connaissant désormais de manière indépendante le comportement en dessiccation et en fluage propre du béton VeRCoRs, il reste à identifier la composante de fluage de dessiccation permettant de retrouver les déformations totales au cours d'un essai de fluage sous 12 MPa et 50 % d'humidité relative imposés à partir de 90 jours. L'essai est modélisé par EF avec l'ensemble des identifications précédentes et l'équation (2.22) pour caler le paramètre  $\kappa_{fd}$  (Fig. 3.5).

Du fait du choix d'une modélisation indépendante des phénomènes pour la prédiction des déformations du béton, l'impact du modèle de retrait de dessiccation reste sensible sur les déformations totales de la Fig. 3.5.

Le modèle de fluage de dessiccation utilisé ne comportant qu'un seul paramètre, il n'est pas possible de lui trouver une valeur permettant de caler parfaitement la

cinétique de retrait tout en estimant correctement le niveau de déformation à long terme.

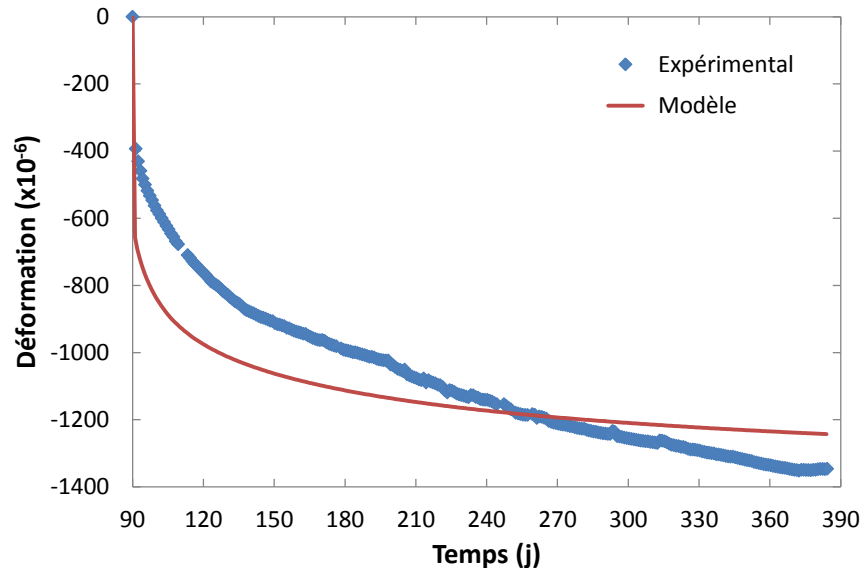


Fig. 3.5 : Calage du paramètre  $\kappa_{fd}$  sur un essai de fluage total (avec départ d'eau)

Comme précédemment, un choix intermédiaire est réalisé en Fig. 3.5. L'écart entre modélisation et résultat expérimental n'étant sensible qu'au cours des premiers mois de la structure, sans incidence majeure sur les prédictions à long terme de la stratégie proposée, une nouvelle identification pourra être effectuée avec des données supplémentaires.

### Choix d'hypothèses de modélisation simplificatrices

Lorsque le béton commence à sécher, le modèle mécanique non-linéaire complet de la section 2.4 est utilisé pour le comportement de la jupe et du dôme uniquement. Certaines zones (nervures et radier), maillées trop grossièrement mais concentrant de fortes contraintes au niveau des ancrages des câbles de précontrainte, sont supposés non-endommageables pour faciliter la convergence numérique et ainsi réduire les temps de calculs. Comme indiqué précédemment il est rappelé, qu'à ce stade, les effets mécaniques des armatures passives ne sont pas pris en compte.

### **3.2.4 Calcul aéraulique**

Tous les paramètres d'entrée pour le calcul du débit de fuite de la maquette sont récapitulés dans le Tab. 3.5.

| Paramètre   | Symbole     | Valeur               | Unité                             |
|---|-------------|----------------------|-----------------------------------|
| Masse molaire de l'air                              | $M_a$       | $29 \cdot 10^{-3}$   | $\text{kg} \cdot \text{mol}^{-1}$ |
| Viscosité dynamique de l'air                        | $\eta_a$    | $1,8 \cdot 10^{-5}$  | $\text{Pa} \cdot \text{s}$        |
| Perméabilité intrinsèque à l'air du béton           | $K_{int}^a$ | $5,0 \cdot 10^{-17}$ | $\text{m}^2$                      |
| Coefficient de réduction du débit dans les fissures | $\zeta$     | 1                    | -                                 |

Tab. 3.5 : Paramètres pour la diffusion de l'air dans le béton

L'écoulement de l'air est supposé compressible. Les paramètres  $M_a$  et  $\eta_a$  ont des valeurs de référence. *Faute de données plus précises, la valeur de  $\zeta$  est initialement choisie égale à 1 pour ne pas prendre en compte les effets de réduction de débit, ce qui est une hypothèse conservatrice vis-à-vis du débit de fuite au travers des fissures.* Cette hypothèse n'a toutefois pas d'impact sensible sur l'identification des perméabilités tant que les défauts calculés ne sont pas traversants (comme démontré par [59] ou par les résultats analysés en sections 3.4.5 à 3.4.8).

$K_{int}^a$  est une valeur identifiée numériquement *a posteriori* pour retrouver les résultats de l'essai  $VC_0$  (cf. section 3.4.8.1 pour comparaison entre résultats initiaux obtenus en aveugle et résultats actualisés avec les mesures sur site).

La moyenne des valeurs de perméabilité à l'air mesurées pour chacune des levées sur un échantillon de matériau préalablement séché est disponible dans le cadre du benchmark VeRCoRs ( $3,13 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2$ ) mais sans information plus précise sur le protocole utilisé. Cette valeur aboutit à une surestimation importante du débit de fuite. En supposant que ces données soient mesurées avec un dispositif de type CEMBUREAU [63], les valeurs fournies correspondraient plutôt à des perméabilités apparentes. L'identification expérimentale est également perturbée par un endommagement possible des échantillons en cas de séchage trop violent.

Les perméabilités apparentes, dans le cas d'un écoulement de gaz, dépendent de la pression moyenne de gaz  $P_m$  appliquée à l'échantillon. Ce phénomène est appelé effet Klinkenberg [62] et relie perméabilités apparente  $K_{app}^a$  et intrinsèque du béton au gaz avec une loi linéaire :

$$K_{app}^a = K_{int}^a \left( 1 + \frac{b(S_l)}{P_m} \right), \quad P_m = \frac{P_e + P_s}{2} \quad (3.1)$$

Où  $b$  est le coefficient de Klinkenberg (en Pa) dépendant de l'état de saturation [110],  $P_e$  et  $P_s$  sont respectivement les pressions appliquées en entrée et sortie de l'échantillon.

Les valeurs de  $K_{int}^a$  (ordonnée à l'origine) et  $b$  (pente) s'identifient alors grâce à des mesures expérimentales effectuées à différents niveaux de pression pour un niveau d'humidité préfixé dans l'échantillon (Fig. 3.6).

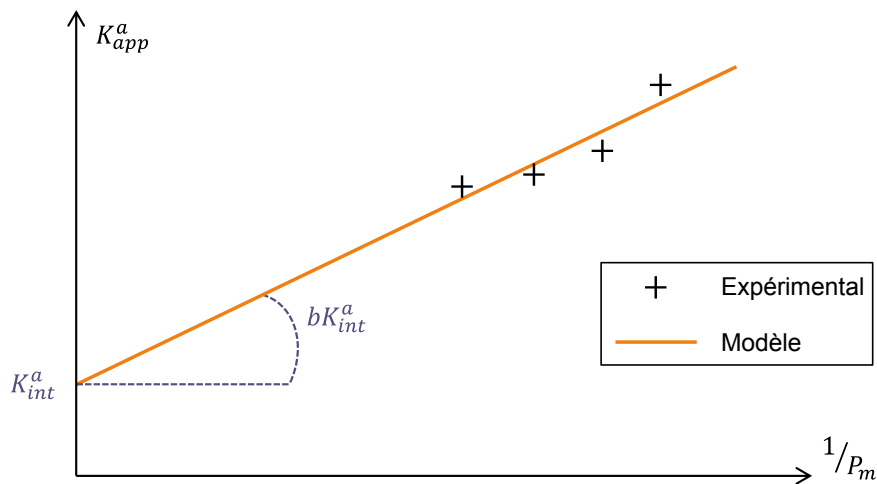


Fig. 3.6 : Effet Klinkenberg et principe d'identification de la perméabilité intrinsèque à l'air

Une seule mesure étant fournie par échantillon dans le cadre du benchmark, il n'est pas possible de déterminer la perméabilité intrinsèque *a priori*. D'après la Fig. 3.6, l'utilisation d'une perméabilité apparente aboutira à une majoration des fuites par la porosité du béton.

### 3.3 Conditions aux limites et chargements

La stratégie proposée visant à calculer le débit de fuite à long terme de la structure, le comportement au jeune âge n'est pas pris en compte, le béton de l'EI est supposé érigé en une seule fois et l'état mécanique initial est considéré nul.

La maquette est soumise aux variations climatiques ainsi qu'à un phasage de construction complexe en phase pré-opérationnelle. C'est pourquoi les chargements associés ont été simplifiés avant d'être appliqués dans les calculs de cette section. Les chargements sont également linéarisés durant la période de transition avec la

phase opérationnelle. Au final, le planning général de la Fig. 3.7 est considéré pour la modélisation.

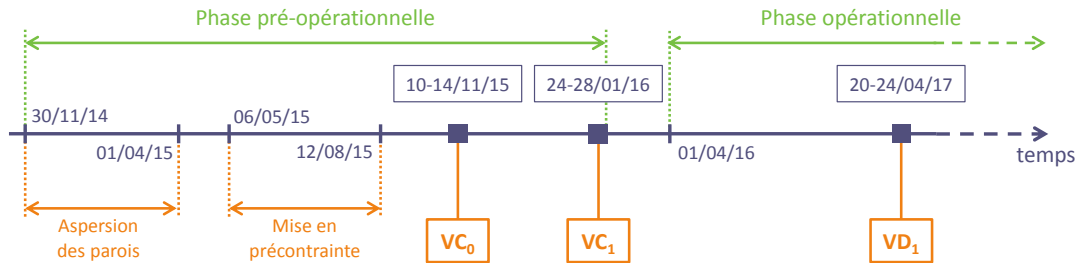


Fig. 3.7 : Planning général pour la modélisation

### 3.3.1 Calcul thermique

Une représentation simplifiée des conditions aux limites et chargements thermiques est disponible en Fig. 3.8.

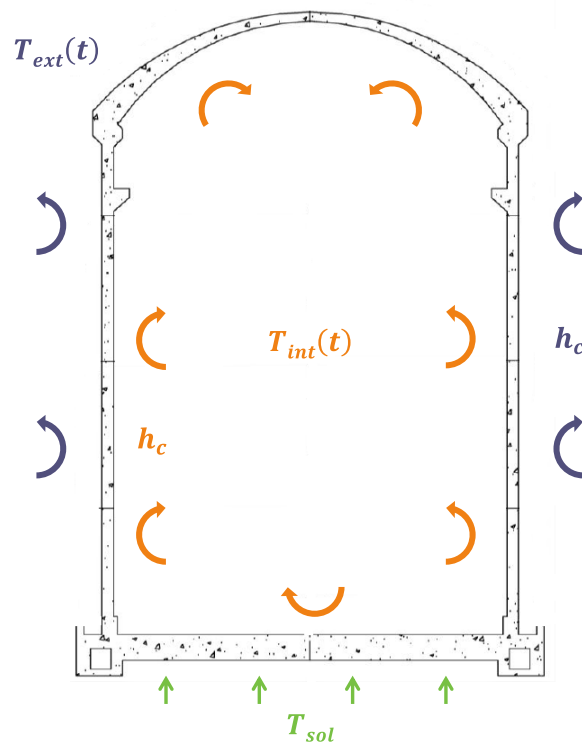


Fig. 3.8 : Conditions aux limites et chargements thermiques, schéma de principe

La température initiale dans la structure est de 10,5 °C. La température du sol  $T_{sol}$ , appliquée en surface basse du radier, est supposée constante et égale à la température initiale tout au long du calcul.

En phase pré-opérationnelle, une station météorologique sur site fournit l'évolution de la température de l'air ambiant. Ces données, appliquées en paroi interne et externe de l'EI, ne permettent pas de retrouver la température du béton mesurée grâce aux sondes PT100 situées proches des parois (cf. section 3.4.1). Un calcul inverse est alors réalisé pour identifier les températures de l'air à imposer.

D'un point de vue pratique, les variations journalières de température ne sont pas prises en compte. Seules des évolutions linéaires par morceaux entre températures extrêmes saisonnières et températures contrôlées au cours des essais sont imposées.

En phase opérationnelle, la température est contrôlée et supposée égale à 35 °C en paroi interne ( $T_{int}$ ) et à 15 °C en paroi externe ( $T_{ext}$ ). La température intrados et extrados est constante et égale à 10 °C durant les quatre jours d'essai de mise en pression interne.

L'évolution des températures imposées en parois interne et externe est représentée en Fig. 3.9. Le calcul thermique est prolongé jusqu'en fin de vie de la structure pour prédire l'évolution de la saturation au cœur du béton à cette date (cf. section 3.4.2).

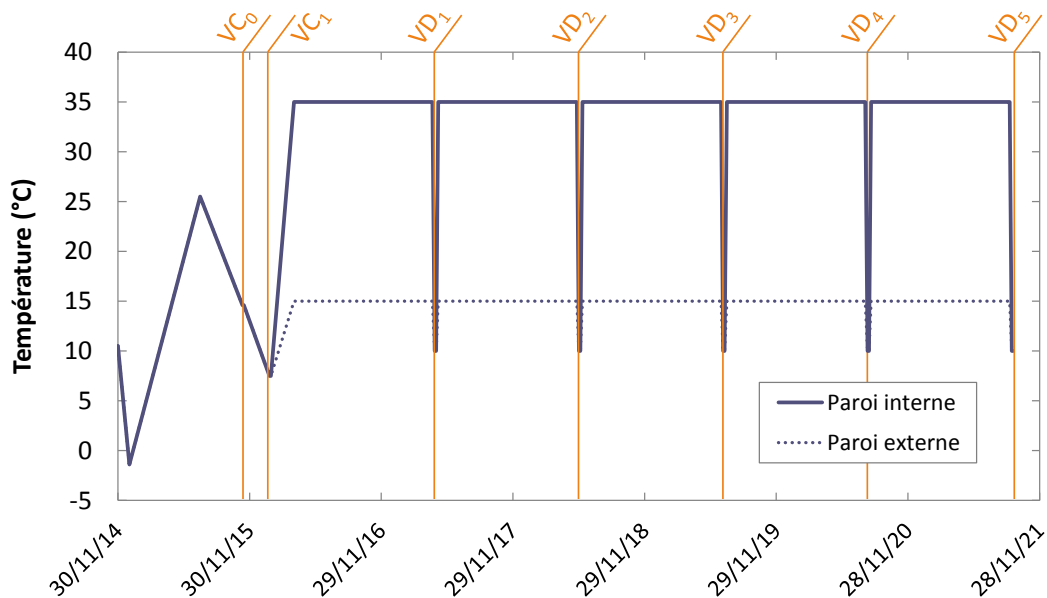


Fig. 3.9 : Evolution des températures imposées en paroi interne et externe de l'EI

### 3.3.2 Calcul hydrique

Une représentation simplifiée des conditions aux limites et chargements hydriques est disponible en Fig. 3.10.

L'humidité relative initiale de la structure est supposée égale à 98 %. De la même manière que pour la température, l'humidité imposée en face basse du radier ( $HR_{sol}$ ) reste constante tout au long du calcul et égale à cette valeur initiale.

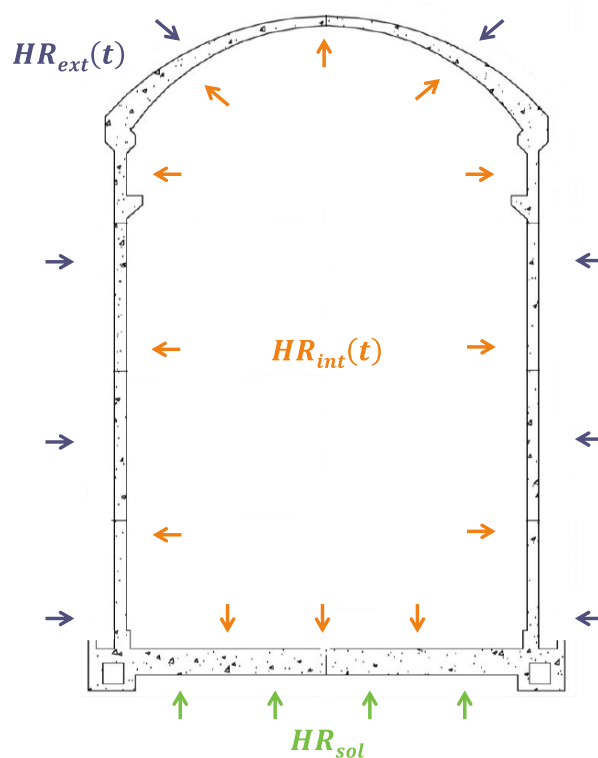


Fig. 3.10 : Conditions aux limites et chargements hydriques, schéma de principe

En phase pré-opérationnelle, l'humidité est d'abord maintenue maximale (à sa valeur initiale) tant que l'intrados et l'extrados sont aspergés. L'enceinte interne est ensuite soumise à l'humidité de l'air ambiant, qui n'a pas été communiquée dans le cadre du benchmark. L'évolution moyenne annuelle mesurée à la station météorologique de Melun (77), proche du site de construction de la maquette, a été appliquée aux parois interne et externe de la maquette. Cette évolution est linéarisée entre humidité maximale en hiver et minimale en été.



En phase opérationnelle, l'humidité relative est contrôlée et supposée égale à 45 % en paroi interne ( $HR_{int}$ ) et 60 % en paroi externe ( $HR_{ext}$ ), sans interruption au cours des différentes VD.

L'évolution de l'humidité relative imposée en parois interne et externe est représentée en Fig. 3.11. Le calcul hydrique est prolongé jusqu'en fin de vie de la structure pour prédire l'évolution de la saturation au cœur du béton à cette date (cf. section 3.4.2).

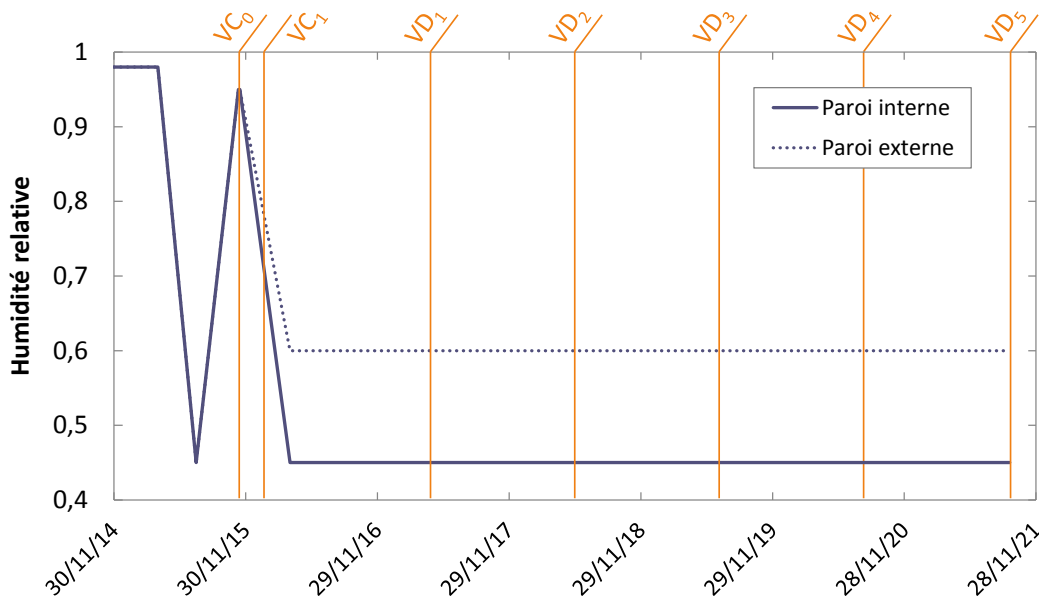


Fig. 3.11 : Evolution des humidités relatives imposées en paroi interne et externe de l'E1

### 3.3.3 Calcul mécanique

L'état mécanique initial du béton (déformations, contraintes et endommagement), sans effet du jeune âge ou du phasage de bétonnage, est nul. La surface basse du radier reste encastrée tout au long du calcul et le poids propre est appliqué au cours d'un premier calcul élastique avant que le béton ne commence à sécher.

Le phasage de précontrainte simplifié est présenté dans le Tab. 3.6. Il retient 14 groupes de câbles tendus successivement au lieu de 16 phases en 41 séquences sur le planning original. Chaque groupe de câbles est tendu sur 24 heures et la tension initiale est identique (848 kN).

Au cours des trois essais en air modélisés ( $VC_0$ ,  $VC_1$  et  $VD_1$ ), le même chargement de pression est appliqué en paroi interne de l'EI. L'évolution au cours des quatre jours d'essai est représentée en Fig. 3.12.

| Phase | Liste des câbles tendus   | Date (2016)          |
|-------|---|----------------------|
| 0     | H2, H48, V36, V78, V144   | 6 mai                |
| 1     | V8, V16, V20, V24, V41, V49, V56, V59, V71, V72, V83, V88, V99, V104, V112, V121, V129, V138, V148, V152, V158, V160  | 21 mai               |
| 2     | V4, V12, V19, V28, V32, V38, V39, V45, V53, V57, V58, V60, V64, V68, V76, V80, V84, V92, V95, V96, V100, V107, V108, V116, V118, V119, V125, V133, V136, V137, V140, V156 | 27 mai               |
| 3     | H4, H6, H8, H10, H12, H14, H16, H18, H20, H22, H24, H26, H28, H30, H32, H34, H36, H40, H42, H44, H46, H50, H52, H54, H58, H62   | 1 <sup>er</sup> juin |
| 4     | H1, H3, H5, H7, H9, H11, H13, H15, H17, H19, H21, H23, H25, H27, H29, H31, H33, H35, H37, H39, H41, H43, H45, H47, H49, H51   | 4 juin               |
| 5     | H38, H56, H60, H64, H66, H68, H70, H72, H74, H76, H78, H80, H82, H84, H86, H88, H90, H92, H94, H98, H102  | 24 juin              |
| 6     | H53, H55, H57, H59, H61, H63, H65, H67, H69, H71, H73, H75, H77, H79, H81, H83, H85, H87  | 29 juin              |
| 7     | G21, G25, G29, G33, G37, G42, G46, G50, G54, G101, G105, G109, G113, G117, G122, G126, G130, G134, D1, D10  | 8 juillet            |
| 8     | G2, G6, G11, G18, G61, G63, G67, G69, G73, G77, G82, G86, G91, G98, G141, G143, G147, G149, G153, G157  | 15 juillet           |
| 9     | H96, H100, H104, H106, H108, H110, H112, H114, H116, H118, H120, H122   | 23 juillet           |
| 10    | H89, H91, H93, H95, H97, H99, H101, H103, H105, H107, H109, H111, H113, H115, H117, H119, H121  | 28 juillet           |
| 11    | G1, G5, G10, G14, G22, G26, G30, G34, G40, G44, G48, G52, G65, G70, G74, G81, G85, G90, G94, G102, G106, G110, G114, G120, G124, G128, G132, G145, G150, G154             | 4 août               |
| 12    | G7, G9, G13, G17, G23, G31, G35, G43, G47, G51, G55, G62, G66, G75, G79, G87, G89, G93, G97, G103, G111, G115, G123, G127, G131, G135, G142, G146, G155, G159             | 10 août              |
| 13    | D2, D3, D4, D5, D6, D7, D8, D9, D11, D12, D13, D14, D15, D16, D17, D18  | 12 août              |

Tab. 3.6 : Phasage de précontrainte considéré pour le calcul mécanique  
(H = câble horizontal, V = vertical, G = gamma, D = dôme)

### 3.3.4 Calcul aéraulique

Au cours des essais de mise sous pression, une évolution simplifiée de la pression interne dans l'enceinte est utilisée (Fig. 3.12). Toutefois, le radier étant noyé au cours des essais effectués sur la maquette, cette évolution n'est appliquée qu'en paroi interne de la jupe et du dôme. L'instant d'intérêt pour le calcul du débit de fuite correspond à la fin du plateau de pression maximale (48 heures après le début de l'essai).

Les pressions en paroi interne du radier et en paroi externe de l'EI restent constantes et égales à une atmosphère.

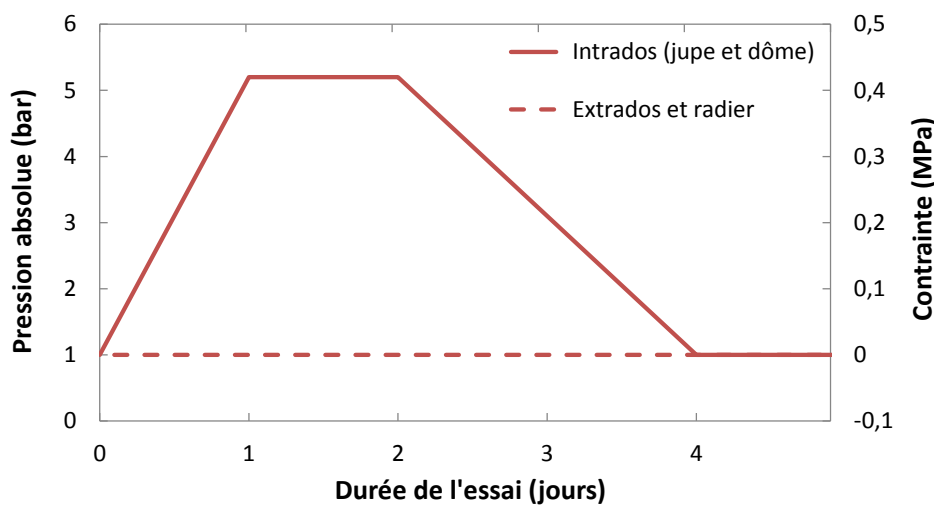


Fig. 3.12 : Chargement en pression au cours des essais de mise en pression interne pour les calculs mécaniques et aérauliques

## 3.4 Résultats et analyses

Dans cette section, les résultats numériques obtenus pour chaque phénomène modélisé sont présentés puis analysés. Dans la mesure du possible, ces résultats sont comparés aux mesures expérimentales disponibles dans la maquette, et ce jusqu'au premier essai pré-opérationnel VC<sub>0</sub>.

L'analyse se concentre sur quatre points d'intérêt considérés représentatifs du comportement de la structure en zone courante, loin de tout changement de géométrie ou déviation de câble. Les points H1, H2, H5 et H6 sont équipés de cordes vibrantes ainsi qu'en sondes PT100, afin d'en mesurer et corriger les déformations horizontales et verticales. Ces quatre points sont tous situés dans le même plan horizontal à mi-hauteur du fût (au même niveau que le TAM). Les groupes H1-H2 et H5-H6 sont diamétralement opposés, H1 et H5 mesurant le

comportement de la maquette à l'extrados tandis que H2 et H6 mesurent celui de l'intrados (en rouge en Fig. 3.13).

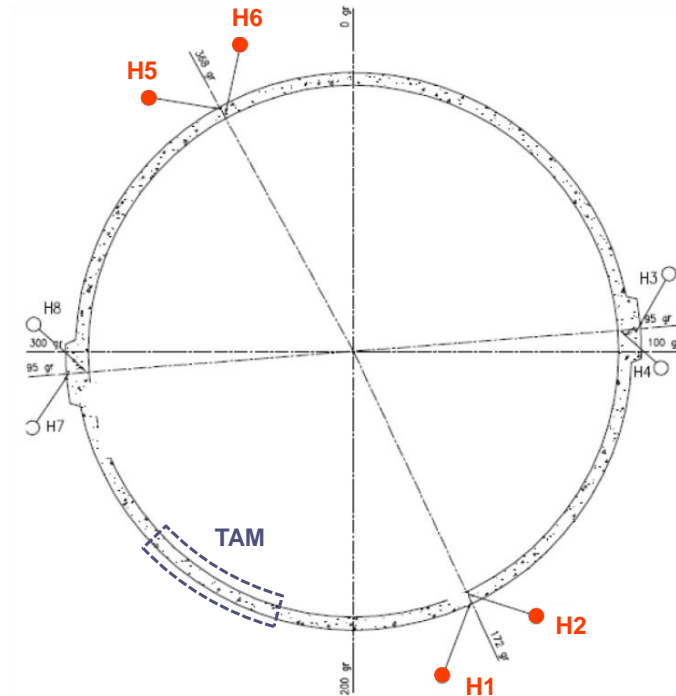


Fig. 3.13 : Localisation des points de mesure (coupe horizontale à mi-hauteur de fût, [24])

### 3.4.1 Champs de température

L'évolution de la température est représentée dans une coupe verticale de la maquette en Fig. 3.14. Six instants d'intérêt sont retenus dans cette figure : (a) l'instant initial, (b) l'hiver 2014-2015 pour la température minimale, (c) l'été 2015 pour la température maximale, (d) le premier essai pré-opérationnel, (e) le deuxième essai pré-opérationnel et (f) entre deux visites décennales, représentatif du champ de température en phase opérationnelle de la maquette.

En phase pré-opérationnelle, des variations saisonnières de températures lentes (imposées à l'intrados et à l'extrados Fig. 3.9) associées aux paramètres de diffusion utilisés pour le béton (Tab. 3.1) aboutissent à une température quasiment homogène dans l'épaisseur de la jupe et du dôme de l'EI (moins d'1 °C d'écart entre la paroi et le cœur du béton en Fig. 3.14a à Fig. 3.14e).

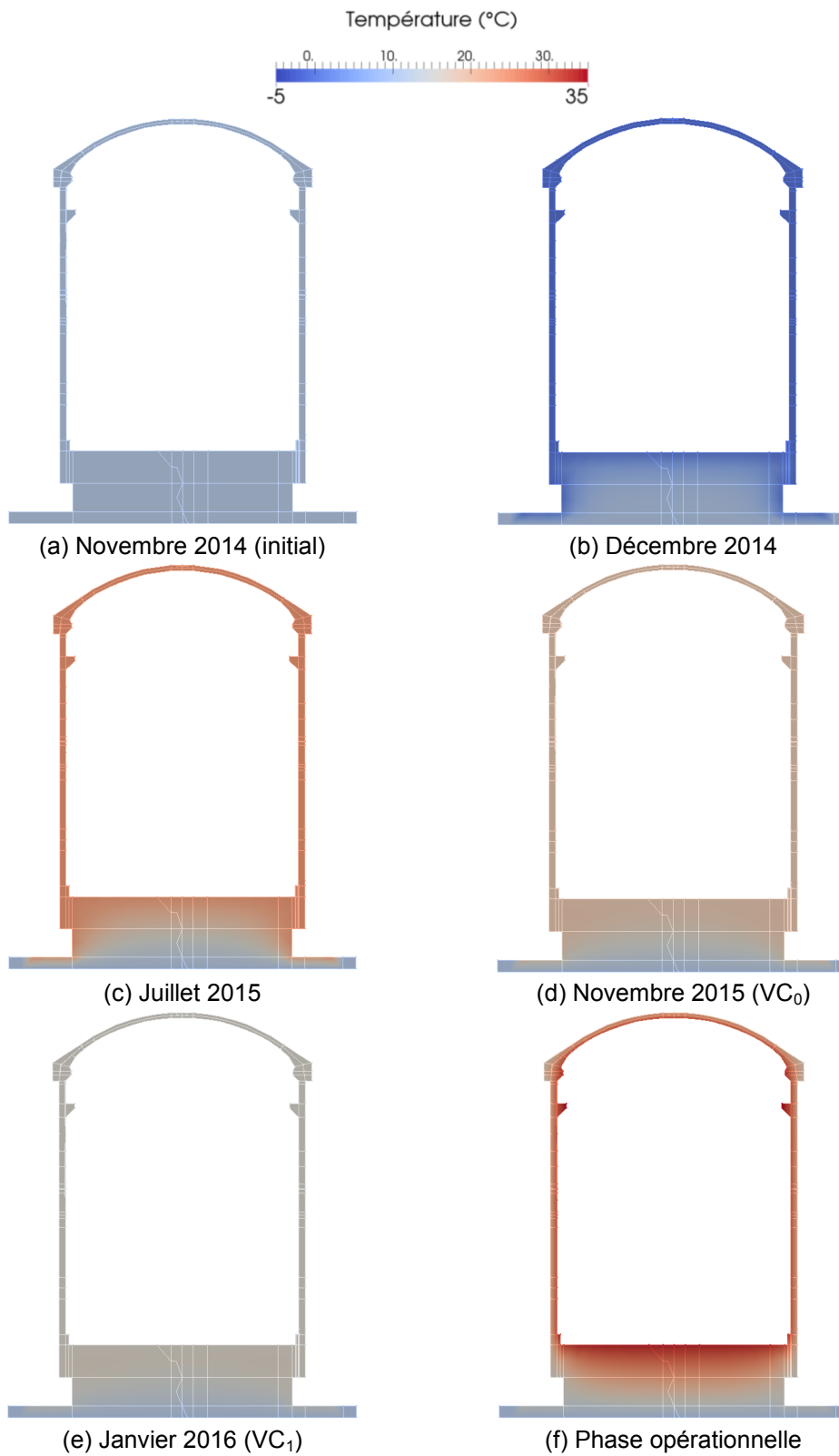


Fig. 3.14 : Champs de température calculés dans la maquette au cours du temps

Cette particularité a permis d'adapter les conditions limites thermiques imposées à la maquette en section 3.3.1. En effet, lors d'un premier calcul effectué en aveugle avec les données thermiques issues de la station météorologique du site, il n'a pas été possible de retrouver les températures mesurées en paroi interne et externe du béton. Ce décalage entre températures mesurées sur site et dans le béton est dû au planning de construction modifié de la maquette : l'enceinte externe a finalement été construite avant l'enceinte interne, ce qui a permis de protéger partiellement l'EI de son environnement extérieur. Ainsi, les températures mesurées dans le béton, une fois connues, ont été imposées à l'intrados et à l'extrados afin d'éviter toute propagation d'erreur dans les modèles suivants, qui sont tous sensibles à la température dans le béton.

### 3.4.2 Champs et profils de saturation

L'évolution du degré de saturation est représentée dans une coupe verticale de la maquette en Fig. 3.15. Six instants d'intérêt sont retenus dans cette figure : (a) l'instant initial de séchage, (b) l'été 2015 pour la saturation minimale, (c) le premier essai pré-opérationnel, (d) le deuxième essai pré-opérationnel, (e) le premier essai décennal et (f) le cinquième essai décennal.

La cinétique de séchage est beaucoup plus lente que celle de la diffusion de la chaleur dans la maquette. Elle met en évidence (Fig. 3.15b en particulier) que l'unique élément utilisé pour mailler la surépaisseur du corbeau du pont polaire ne permet pas de représenter correctement les gradients de saturation dans cette zone. Pour plus de détails, l'évolution de la saturation le long du profil H1-H2 (40 cm d'épaisseur de la jupe en zone courante) est représentée en Fig. 3.16.

Avec les paramètres de Van Genuchten identifiés en section 3.2.2, une humidité relative imposée de 45 % à l'intrados correspond à une saturation de 0,57 tandis qu'une valeur de 60 % à l'extrados correspond à une saturation de 0,63.

Le degré de saturation au cœur du béton (jupe et dôme) décroît globalement avec le temps, avec un léger impact du cycle séchage-imbibition de la phase pré-opérationnelle (saturation en  $VC_0$  inférieure de 1 % par rapport à  $VC_1$ ). Malgré l'existence d'une hystérésis, non modélisée, entre comportement du béton en séchage et en imbibition [8], le modèle de dessiccation choisi reste pertinent dans le cadre de la stratégie mise en place pour le calcul du débit de fuite à long terme car la période de ré-humidification en phase pré-opérationnelle est très courte comparée à la durée de vie de l'ouvrage.

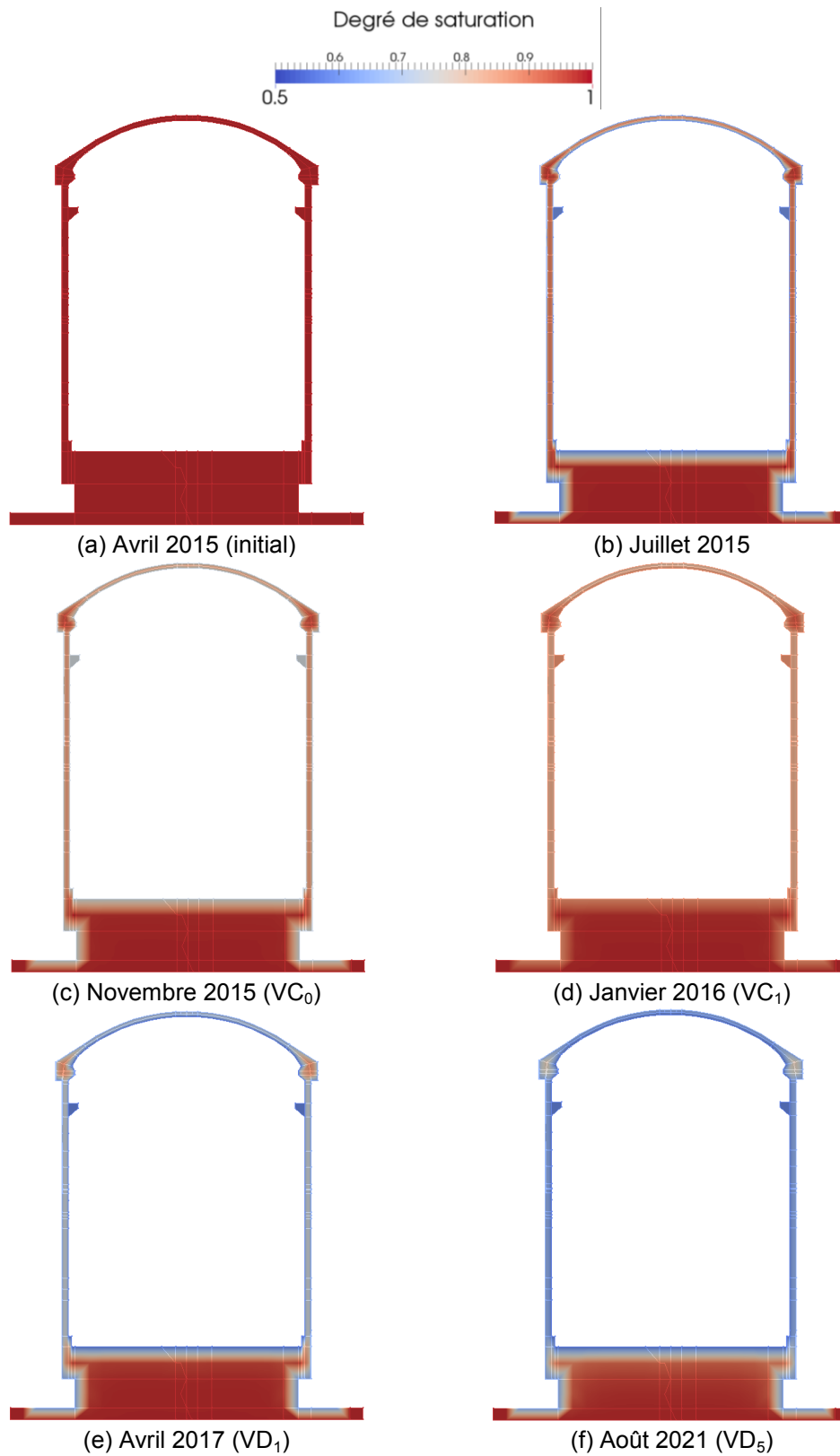


Fig. 3.15 : Champs de saturation calculés dans la maquette au cours du temps

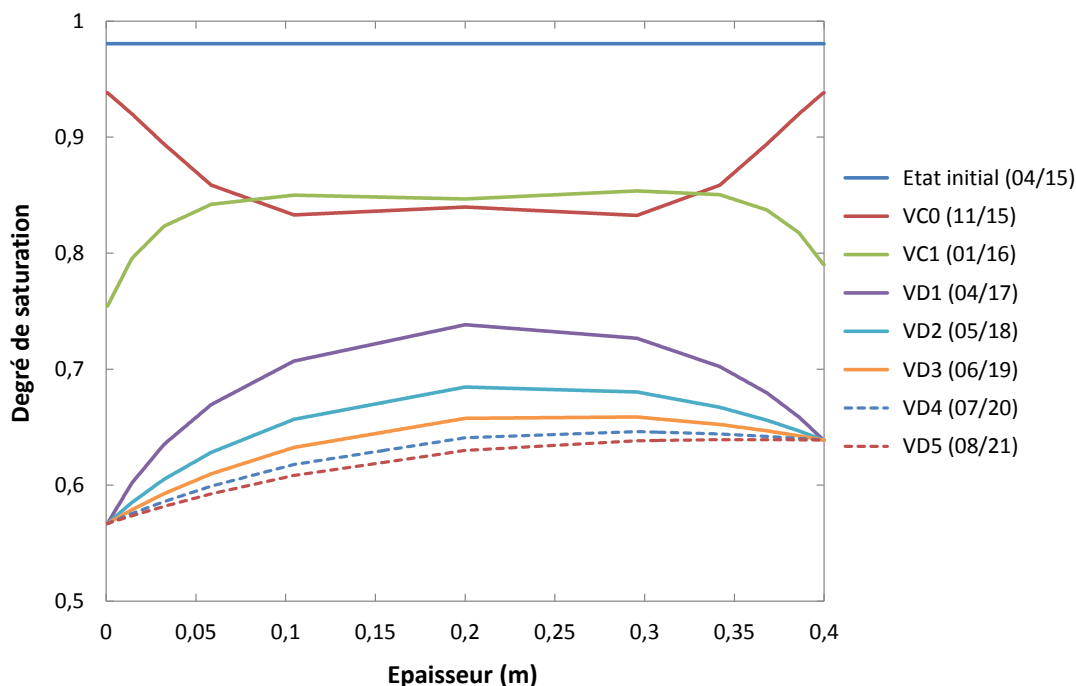


Fig. 3.16 : Evolution du profil de saturation calculé dans l'épaisseur de la jupe

La Fig. 3.16 montre également un fort impact de l'augmentation de température sur le séchage de la maquette entre  $VC_1$  et  $VD_1$ . Comme pour tout phénomène diffusif, la cinétique de dessiccation décroît progressivement avec le temps et l'approche de l'équilibre hydrique. D'après les calculs effectués, le régime permanent n'est pas encore atteint à l'été 2021 dans la maquette.

Tous les résultats numériques concernant le séchage de la maquette VeRCoRs sont cependant en attente de confirmation par des mesures expérimentales encore indisponibles. Les données issues des sondes Pulse et TDR, placées en zone courante et le long d'un profil de 40 cm dans l'épaisseur, ainsi que des courbes isothermes représentatives seront d'une grande utilité quant à l'identification *a posteriori* de la cinétique de séchage ayant lieu dans la structure.

Les résultats obtenus étant physiquement cohérents, ils sont utilisés pour déterminer le comportement mécanique de la maquette et calculer son débit de fuite au cours des deux essais pré-opérationnels  $VC_0$  et  $VC_1$  ainsi qu'en première visite décennale  $VD_1$  (sections 3.4.3 à 3.4.8).



### 3.4.3 Contraintes dans le béton

L'évolution des contraintes du béton à l'intrados de la maquette est représentée en Fig. 3.17 pour la composante verticale et en Fig. 3.18 pour la composante tangentielle (ou horizontale). Seule la section comprise entre 200 et 400 grades est conservée pour illustrer la perturbation des champs autour du TAM. Quatre instants d'intérêt sont retenus : (a) 24 heures après la fin de la mise en précontrainte de l'EI, puis à la fin du plateau de pression maximale pour les essais (b) VC<sub>0</sub>, (c) VC<sub>1</sub> et (d) VD<sub>1</sub>. Les échelles choisies permettent de distinguer entre compression (en bleu) et traction (en rouge).

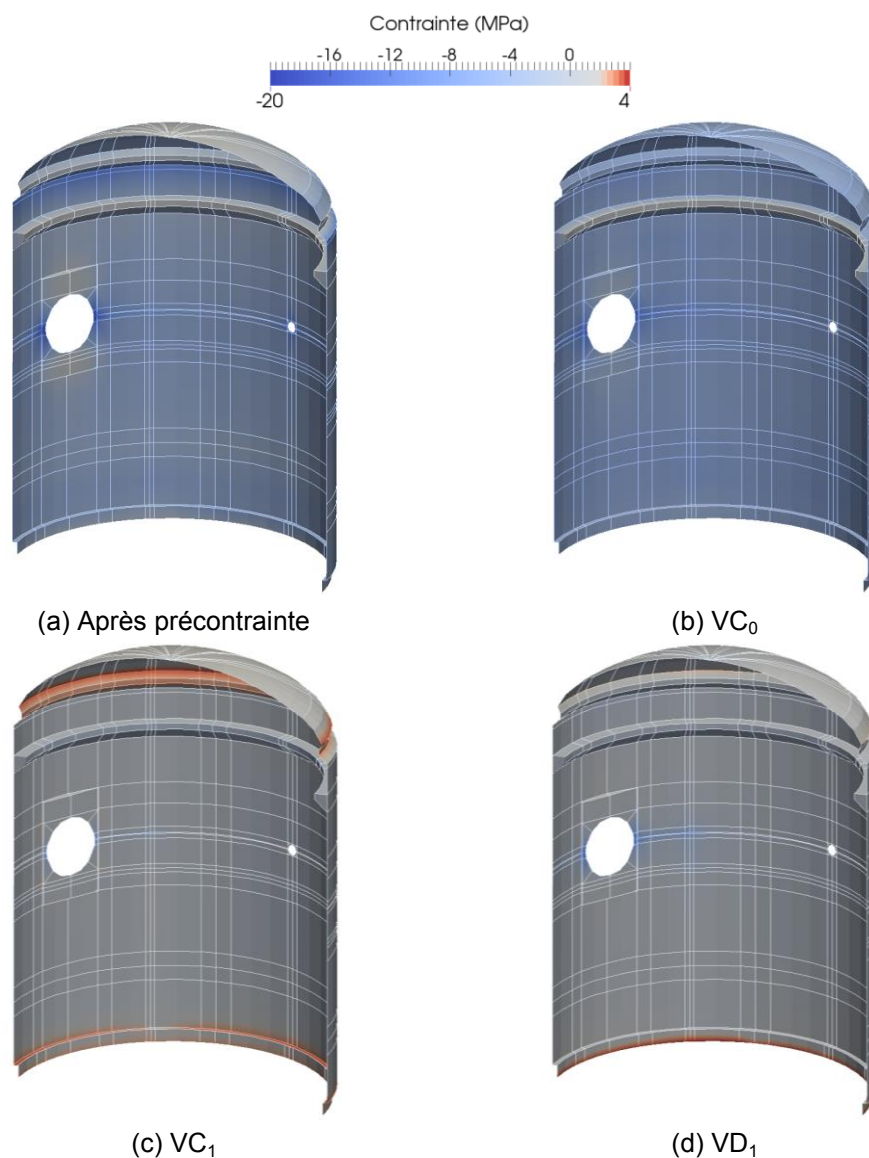


Fig. 3.17 : Champs de contraintes verticales dans le béton, calculées aux nœuds de la paroi interne de la maquette au cours du temps

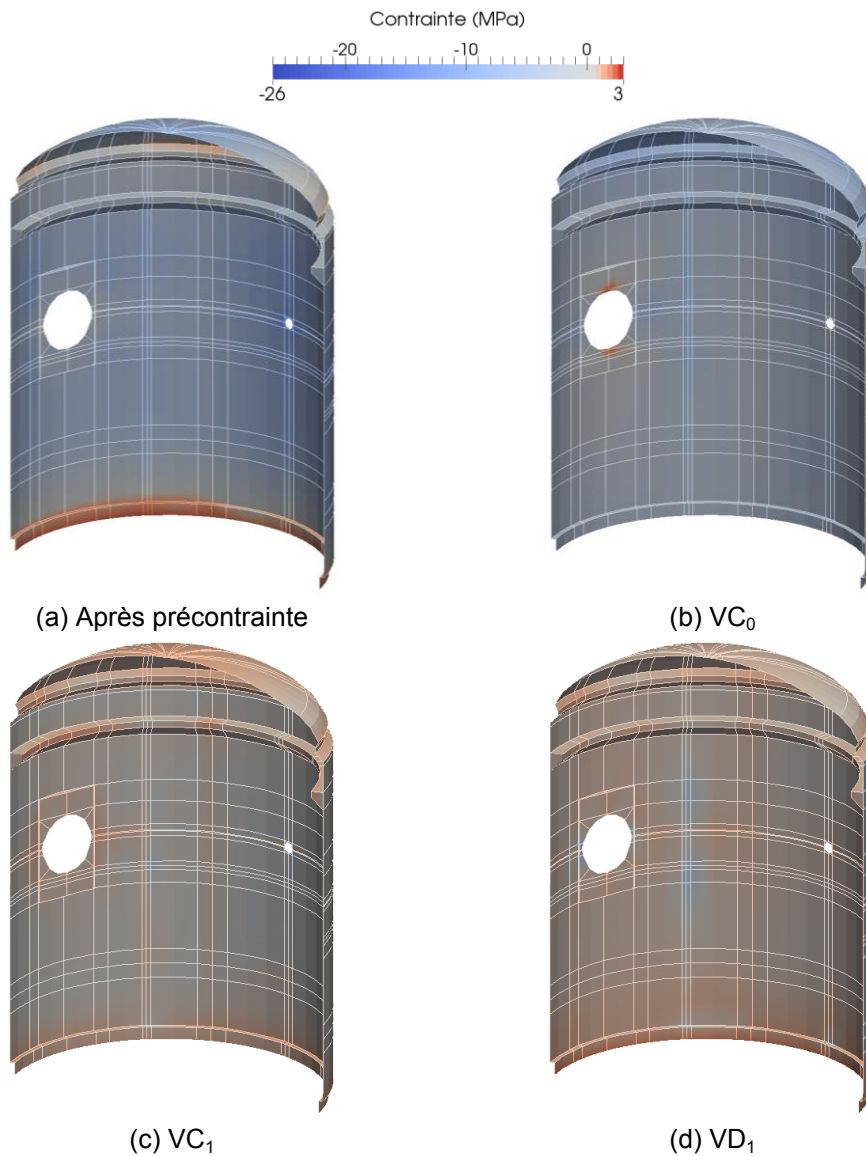


Fig. 3.18 : Champs de contraintes tangentielles dans le béton, calculées aux nœuds de la paroi interne de la maquette au cours du temps

Les résultats obtenus montrent une bi-compression relativement homogène en zone courante due à la mise en précontrainte. Les niveaux sont d'environ -7 MPa dans la direction verticale (Fig. 3.17a) et -9 MPa dans la direction tangentielle (Fig. 3.18a).

La bi-compression résiduelle en fin de mise en pression interne diminue avec le temps et les zones tendues sont plus importantes (Fig. 3.17b à Fig. 3.17d et Fig. 3.18b à Fig. 3.18d). Ces zones potentielles de fissuration sont à mettre en regard d'une cartographie d'endommagement (cf. section 3.4.5) pour savoir si le béton reste dans son domaine élastique ou bien est entré en phase de comportement post-

pic (traction verticale signifiant fissuration horizontale et inversement).

Dans la direction verticale, le béton reste comprimé en paroi interne au cours de l'essai  $VC_0$ , mais le niveau de compression résiduel devient faible (supérieur à  $-2$  MPa) au cours des essais  $VC_1$  et  $VD_1$ . Ce phénomène est amplifié dans la direction tangentielle où la paroi interne est quasi intégralement tendue au cours de ces deux derniers essais.

Le même comportement de paroi de la maquette (Fig. 3.17 et Fig. 3.18) se retrouve entre 0 et 200 grades ainsi qu'à l'extrados. Toutefois, les profils de contraintes sont fortement variables dans l'épaisseur du béton. Pour s'affranchir des effets de bord, l'évolution des contraintes verticale et tangentielle au cœur du béton (nœud au milieu de la ligne H1-H2) est représentée en Fig. 3.19.

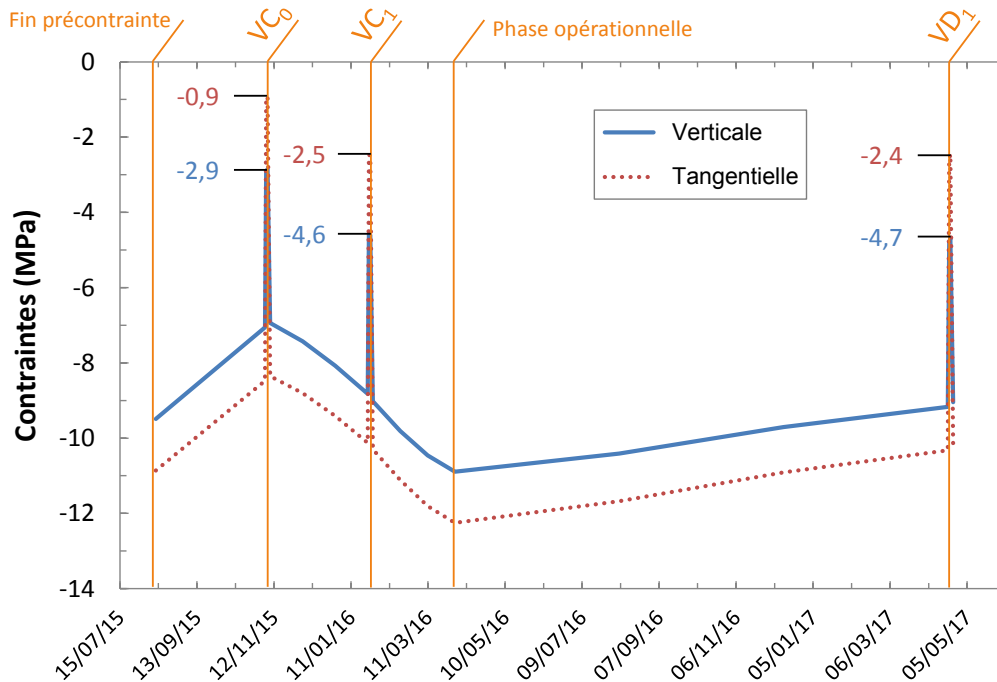


Fig. 3.19 : Evolution des contraintes au cœur du béton en zone courante

La Fig. 3.19 montre des tendances au cœur du béton similaires à celles des parois : les contraintes tangentielles sont supérieures aux contraintes verticales en cours d'essai. Par contre, le niveau de compression à cœur est plus important qu'en parois dans les directions verticales et tangentielles (respectivement  $-9,5$  et  $-11$  MPa après précontrainte, valeurs proches des enceintes réelles). Ainsi, en zone courante, l'épaisseur de béton reste partiellement comprimée (à cœur) tout au long des trois

premiers essais en air modélisés. La fissuration potentielle restera donc localisée en paroi. En phase opérationnelle, le niveau de compression diminue graduellement avec le temps à cause des pertes de précontrainte et du fluage du béton. Les marges de sécurité par rapport au critère de 1 MPa de compression au cours des essais seront donc à évaluer dans la perspective d'un prolongement de durée de vie.

### 3.4.4 Déformations du béton

Contrairement aux profils de contraintes, l'évolution des déformations dans l'épaisseur du béton est quasiment linéaire en zones courantes. Cette section se concentre sur l'évolution des déformations totales au niveau des quatre points d'observation H1, H2, H5 et H6, à partir de la fin de mise en précontrainte de la structure. Dans la Fig. 3.20, les déformations totales mesurées par cordes vibrantes sont corrigées thermiquement grâce à la relation :

$$\varepsilon_{corr}(t) = \varepsilon_{brut}(t) + \alpha_s(T(t) - T(0)) \quad (3.2)$$

Où  $\varepsilon_{corr}$  est la déformation corrigée,  $\varepsilon_{brut}$  la déformation brute de la corde vibrante,  $\alpha_s$  le coefficient de dilatation thermique de la corde vibrante (égal à  $11,5 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$  [24]) et  $T$  est la température de la sonde PT100 située au même point que la corde vibrante.  $\varepsilon_{brut}$  (vertical et tangentiel) et  $T$  sont fournis dans le cadre du benchmark VeRCoRs pour chaque point d'observation jusqu'à l'essai VC<sub>0</sub>. Les données du capteur H2 ne sont pas disponibles dans la direction tangentielle.

D'après la Fig. 3.20a, la cinétique des déformations différées ainsi que le niveau de déformation sont bien reproduits par le modèle aux points H1 et H5 dans la direction verticale. Pour les points H2 et H6, le modèle sous-estime d'environ 25 % les déformations verticales par rapport aux mesures. D'après la Fig. 3.20b, la cinétique de déformation est bien reproduite tandis que le niveau de déformation tangentielle calculé est inférieur aux mesures (environ -30 % au point H1 et -40 % aux points H5 et H6).

Plusieurs causes sont potentiellement à l'origine de ces écarts, liées au manque de caractérisations expérimentales : une identification insuffisante du phénomène de séchage (cf. sections 3.2.2 et 3.4.2) peut amener à sous-estimer la déformation maximale de retrait de dessiccation calculée dans la maquette. Le manque d'effet bi-axial dans le modèle de fluage propre (avec un coefficient de Poisson nul ou négatif [53]) peut également justifier l'écart entre calculs et mesures (cf. section 3.2.3.2).

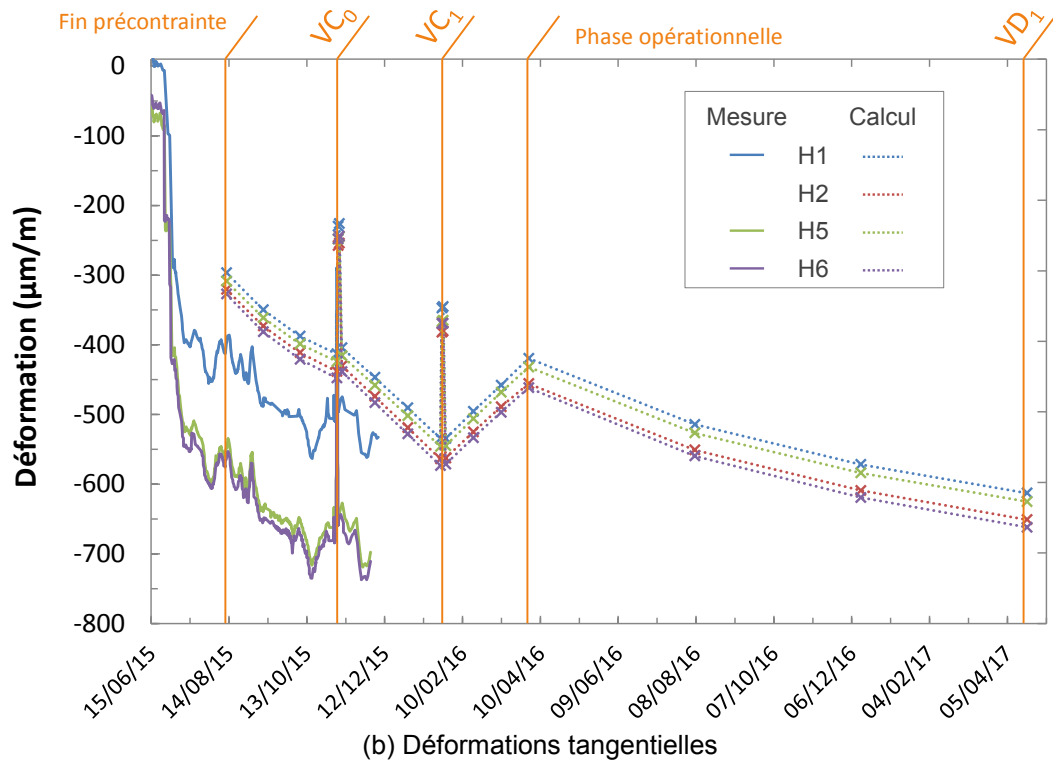
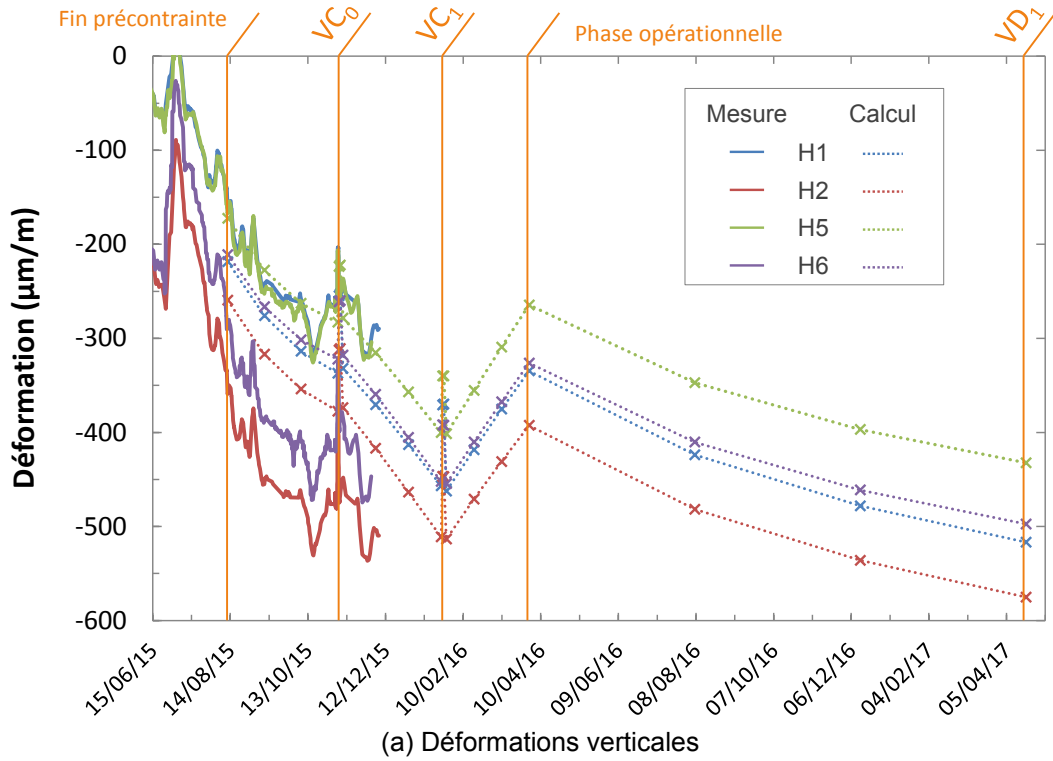


Fig. 3.20 : Comparaison entre déformations mesurées et calculées aux points d'observation H1, H2, H5 et H6

De manière générale et pour l'ensemble des résultats présentés dans ce chapitre, l'instrumentation (variabilité dans la pose, contact avec le béton, bruit, précision de mesure, etc.) est une autre source d'écart qui n'a pas été étudiée dans le calcul réalisé. L'état de déformation initiale nulle du calcul est également à l'origine d'un léger décalage, car les déformations mesurées aux points H1, H2, H4 et H5 à la fin de l'érection de l'enceinte sont comprises entre  $-50$  et  $-100 \mu\text{m}\cdot\text{m}^{-1}$ .

D'autres écarts peuvent être constatés entre directions verticale et tangentielle dans la maquette. En effet, les déformations verticales mesurées et calculées sont relativement dispersées entre les quatre points (environ 25 % d'écart entre H2 et H5 pour le calcul, 45 % pour les mesures). Les valeurs numériques sont par contre très peu dispersées dans la direction horizontale comparées aux mesures (environ 10 % entre H1 et H6 pour le calcul, 25 % pour les mesures).

Les causes dans ce cas seraient plutôt liées à la construction de la maquette : au cours du phasage de construction, les quatre points, situés dans la même levée de béton, sont mis en précontrainte simultanément dans la direction horizontale, ce qui n'est pas nécessairement vrai verticalement. Malgré l'appartenance à la même levée, les points d'observation sont diamétralement opposés, le béton environnant ne provient probablement pas de la même gâchée et les caractéristiques mécaniques peuvent être localement différentes, ce qui n'est pas pris en compte dans le calcul effectué.

Au cours de la prolongation du calcul, l'impact de la rampe de montée en température pour atteindre les conditions opérationnelles est plus important que celui de la dessiccation entre janvier et avril 2016 (dilatation globale d'environ  $110 \mu\text{m}\cdot\text{m}^{-1}$  dans les deux directions). Une fois la structure contrôlée et protégée de l'environnement ambiant, la cinétique de déformation différée ralentit progressivement avec le temps. Les résultats obtenus ainsi que les dates des différentes phases et essais restent à valider avec les futures données disponibles.

### 3.4.5 Cartographies d'endommagement

La Fig. 3.21 montre l'évolution de l'endommagement calculé dans la maquette à la fin du plateau de pression maximale des essais  $VC_0$ ,  $VC_1$  et  $VD_1$ . Le maillage étant relativement lâche, les valeurs obtenues sont des valeurs moyennes à l'échelle de chaque élément qui restent représentatives car issues d'une méthode de régularisation énergétique (cf. section 2.4.2.6). Pour faciliter la visualisation, seules les valeurs les plus élevées sont conservées (entre 0,7 et 1).

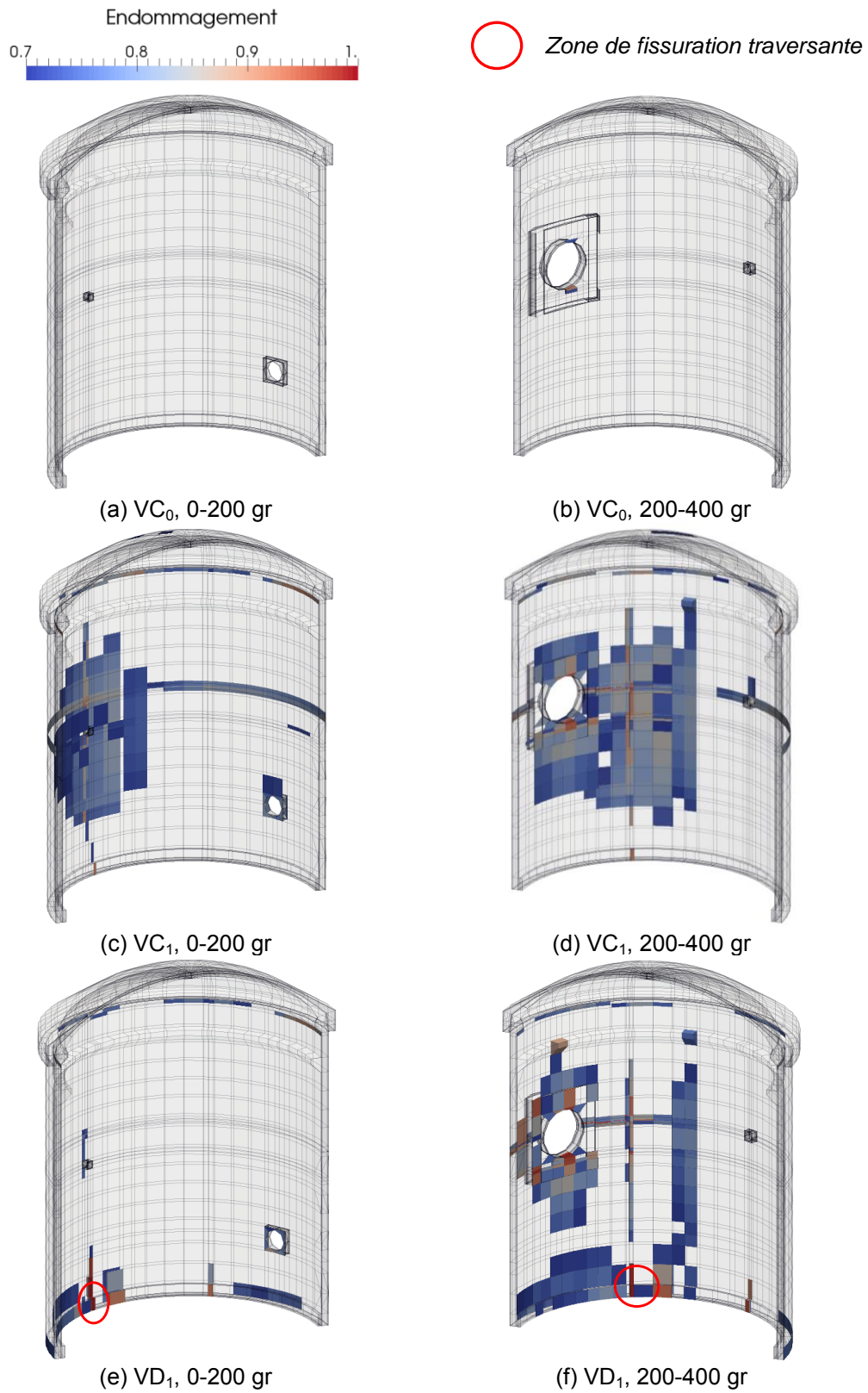


Fig. 3.21 : Endommagement calculé dans la maquette au cours de chaque essai modélisé

Au cours de l'essai VC<sub>0</sub>, peu d'éléments sont endommagés. Le gousset et ses jonctions avec les deux nervures sont très faiblement endommagés en paroi externe (valeurs de la variable d'endommagement inférieures à 0,2, seulement dans la première couche d'EF à l'extrados). D'après la Fig. 3.21b, le niveau d'endommagement dans les zones supérieure et inférieure du TAM est localement plus élevé, les défauts débutant à l'intrados et progressant jusqu'au milieu de l'épaisseur de béton.

Au cours de l'essai VC<sub>1</sub>, la première couche d'EF à l'intrados et à l'extrados est faiblement endommagée (valeur moyenne autour de 0,4). Ce comportement généralisé de surface, qui n'est pas retrouvé au cours de l'essai VC<sub>0</sub> ou de la VD<sub>1</sub>, est certainement dû aux gradients hydriques et thermiques cycliques en phase pré-opérationnelle couplés à une discrétisation encore trop grossière dans l'épaisseur. D'après les Fig. 3.21c et Fig. 3.21d, les zones les plus endommagées (valeurs supérieures à 0,7) sont liées aux accidents géométriques : nervures d'ancrage (positionnées à 100 et 300 grades, au milieu des deux demi-fûts présentés) et traversées (TAM et tuyauterie vapeur entre 200 et 400 grades, sas personnel entre 0 et 200 grades). Malgré l'augmentation du niveau d'endommagement, en particulier autour du TAM, les défauts ne traversent pas l'épaisseur de béton.

Au cours de l'essai VD<sub>1</sub>, la première couche d'EF à l'intrados de la maquette est moyennement endommagée (valeurs autour de 0,5). Ce comportement de surface est dû au gradient de température imposé dans l'épaisseur en conditions opérationnelles, dilatant plus la paroi interne que la paroi externe. D'après la Fig. 3.21f, l'endommagement localisé au-dessus et en-dessous du TAM progresse en intensité et jusque 70 % de l'épaisseur, sans traverser à l'extrados. Contrairement aux deux essais pré-opérationnels, deux défauts traversent l'épaisseur du béton au niveau des deux jonctions gousset-nervure.

Le retour à une valeur nulle du paramètre d'endommagement effectif entre les essais VC<sub>1</sub> et VD<sub>1</sub> en paroi externe et dans les zones autour des traversées et proches des nervures illustre l'effet unilatéral du  $\mu$ -modèle (Fig. 3.21c et Fig. 3.21e d'un côté, Fig. 3.21d et Fig. 3.21f de l'autre). Ces zones, tendues et endommagées au cours de l'essai VC<sub>1</sub>, restent comprimées au cours de la VD<sub>1</sub> grâce aux conditions thermo-hydriques opérationnelles. Les fissures y seront alors refermées.



Ces cartographies d'endommagement numérique permettent de localiser les zones de fissuration du calcul réalisé. Qualitativement, les défauts traversants seront bien évidemment des zones de fuite privilégiées. Leur « conversion » en cartographies d'ouvertures de fissures (section 3.4.6) et de flux d'air (section 3.4.7) est nécessaire pour en quantifier l'impact sur le débit de fuite total de la maquette et pour pouvoir comparer les résultats numériques aux données expérimentales.

### 3.4.6 Ouvertures de fissures

Dans cette section, le premier essai en air (Fig. 3.22), dont une inspection visuelle est disponible (Fig. 3.23), est étudié séparément des deux essais suivants (Fig. 3.25).

#### 3.4.6.1 Essai VC<sub>0</sub>

Avec le modèle implémenté, toute zone de béton qui passe en phase post-pic présente une ouverture de fissure, même infime (cf. section 2.4.2.6). Pour faciliter la visualisation, seuls les éléments ayant une ouverture supérieure à 1 µm sont conservés en Fig. 3.22.

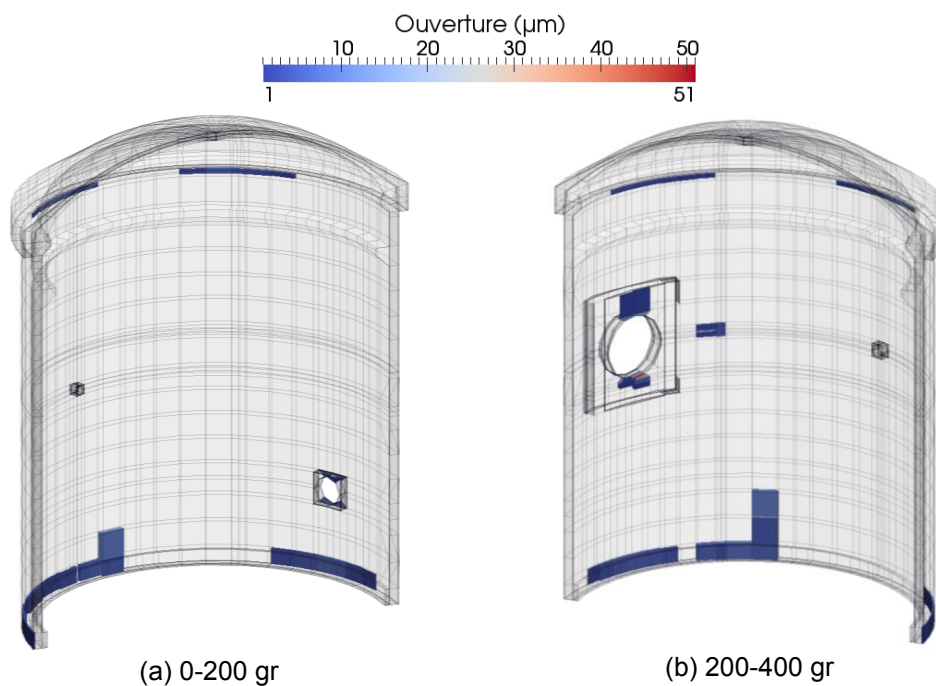


Fig. 3.22 : Ouvertures de fissure calculées au cours de l'essai VC<sub>0</sub>

L'ouverture de fissure maximale au cours de la simulation de l'essai VC<sub>0</sub> se situe à mi-épaisseur sous le TAM et vaut 51 µm. Ce défaut s'initie à l'intrados avec une ouverture de 10 µm environ. Hormis autour du TAM, les autres éléments fissurés se retrouvent principalement à l'extrados, au niveau du gousset, avec une propagation

verticale aux jonctions avec les deux nervures. Les ouvertures associées sont inférieures à  $15\ \mu\text{m}$ .

Comparés aux inspections visuelles de la Fig. 3.23, les résultats numériques obtenus sont représentatifs dans le cas de la jupe et des traversées. En effet, aucune fissure n'est relevée visuellement dans ces zones, sachant que le seuil de détection pratique est de  $100\ \mu\text{m}$  d'ouverture. Les autres types de défauts identifiés correspondent à des zones de porosité dégradée, linéiques ou ponctuelles, potentiellement présentes depuis la mise en place du béton (vibrage, reprise de bétonnage) et donc non prises en compte avec un état mécanique initial vierge de tout défaut et des propriétés mécaniques uniformes.

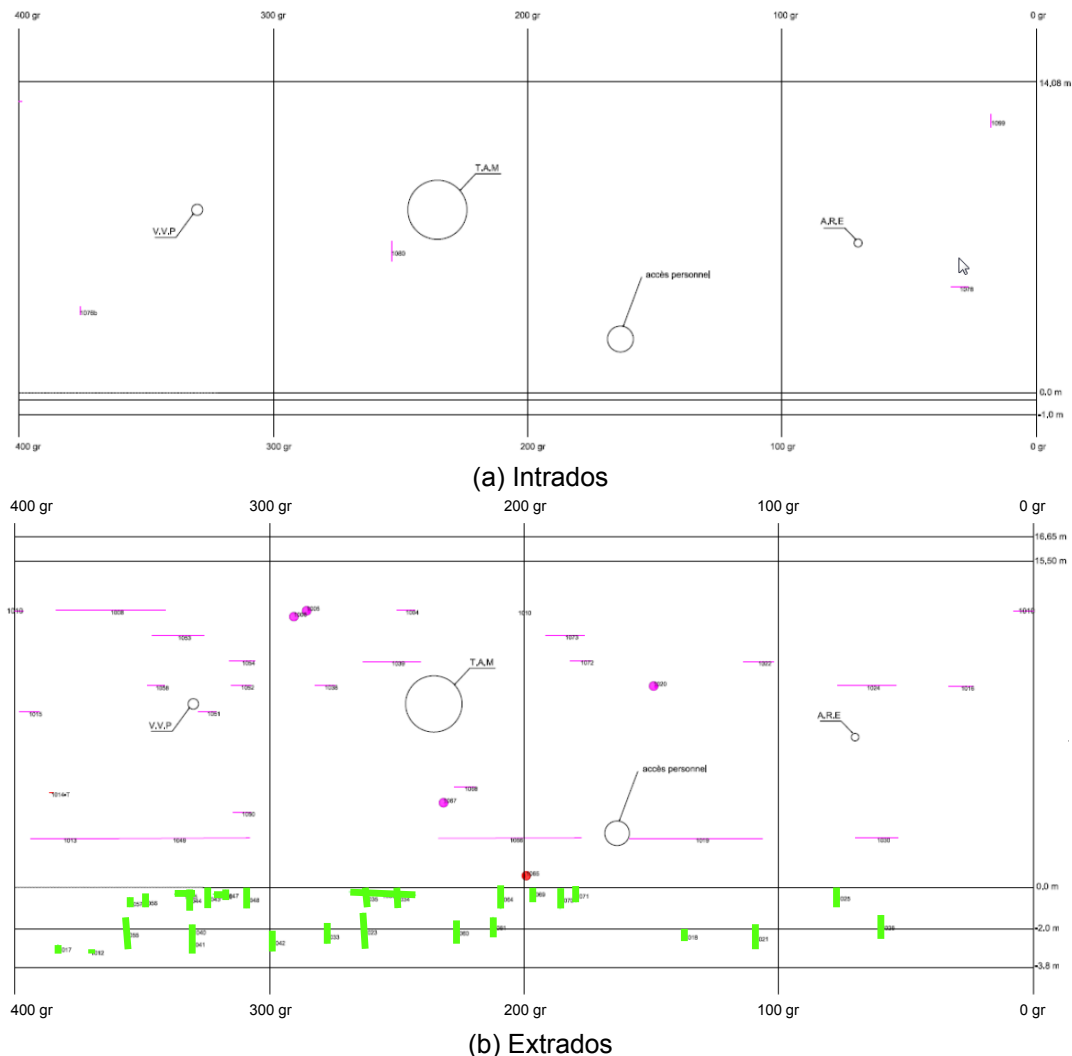


Fig. 3.23 : Résultats de l'inspection visuelle effectuée après l'essai  $VC_0$  (les fissures relevées sont tracées en vert, les autres défauts en rose [24])

Concernant le gousset et la première levée de béton, le calcul met en évidence, comme pour les inspections visuelles, l'importance relative de l'extrados en termes de fissuration par rapport à l'intrados et le fait que la majorité des fissures du gousset soient verticales. Les valeurs d'ouvertures calculées sont par contre très inférieures au seuil de détection sur site.

Toutefois, pour la trentaine de fissures identifiées expérimentalement en paroi externe du gousset et de la première levée (Fig. 3.23b), seules six ont une ouverture de 100 µm (les autres n'étant pas spécifiées) et seulement neuf présentent un débit de fuite relativement important (mesuré localement avec boîte collectrice et supérieur à 0,2 Nm<sup>3</sup>·h<sup>-1</sup>). Les fissures relevées ont donc très probablement une ouverture légèrement inférieure à 100 µm.

Ces fissures sont issues, au moins partiellement, du comportement au jeune âge du gousset, où douze fissures supposées traversantes sont identifiées dans les premiers mois après mise en place du béton (Fig. 3.24). Malgré leur fermeture par la mise en précontrainte de la maquette, ces fissures sont susceptibles de se rouvrir au cours des essais de mise en pression interne.

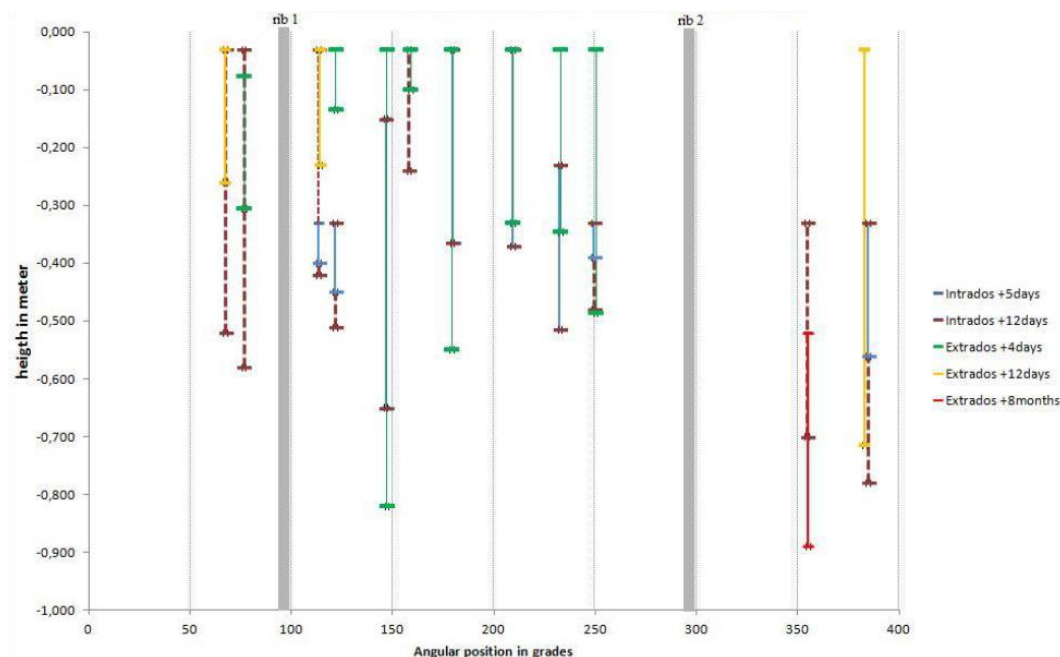


Fig. 3.24 : Position des fissures de jeune âge traversant le gousset. Les douze défauts ont été retenus en superposant les cartographies intrados et extrados [24]

Le calcul réalisé s'initiant avec des états de contraintes, déformations et endommagement nuls ainsi qu'un bétonnage sans phasage, ce phénomène de

fissuration au jeune âge n'est pas reproduit dans les résultats numériques présentés dans ce chapitre. Cependant, la capacité du modèle mécanique à ouvrir et fermer cycliquement des fissures permet de prendre en compte un état initial différent (issu d'un calcul plus détaillé du gousset au jeune âge par exemple).

### 3.4.6.2 Essais VC<sub>1</sub> et VD<sub>1</sub>

En lien avec les cartographies d'endommagement précédentes, la Fig. 3.25 présente les ouvertures de fissures issues du calcul mécanique pour les deux essais modélisés par la suite. Pour faciliter la visualisation, seuls les éléments ayant une ouverture supérieure à 20  $\mu\text{m}$  sont conservés.

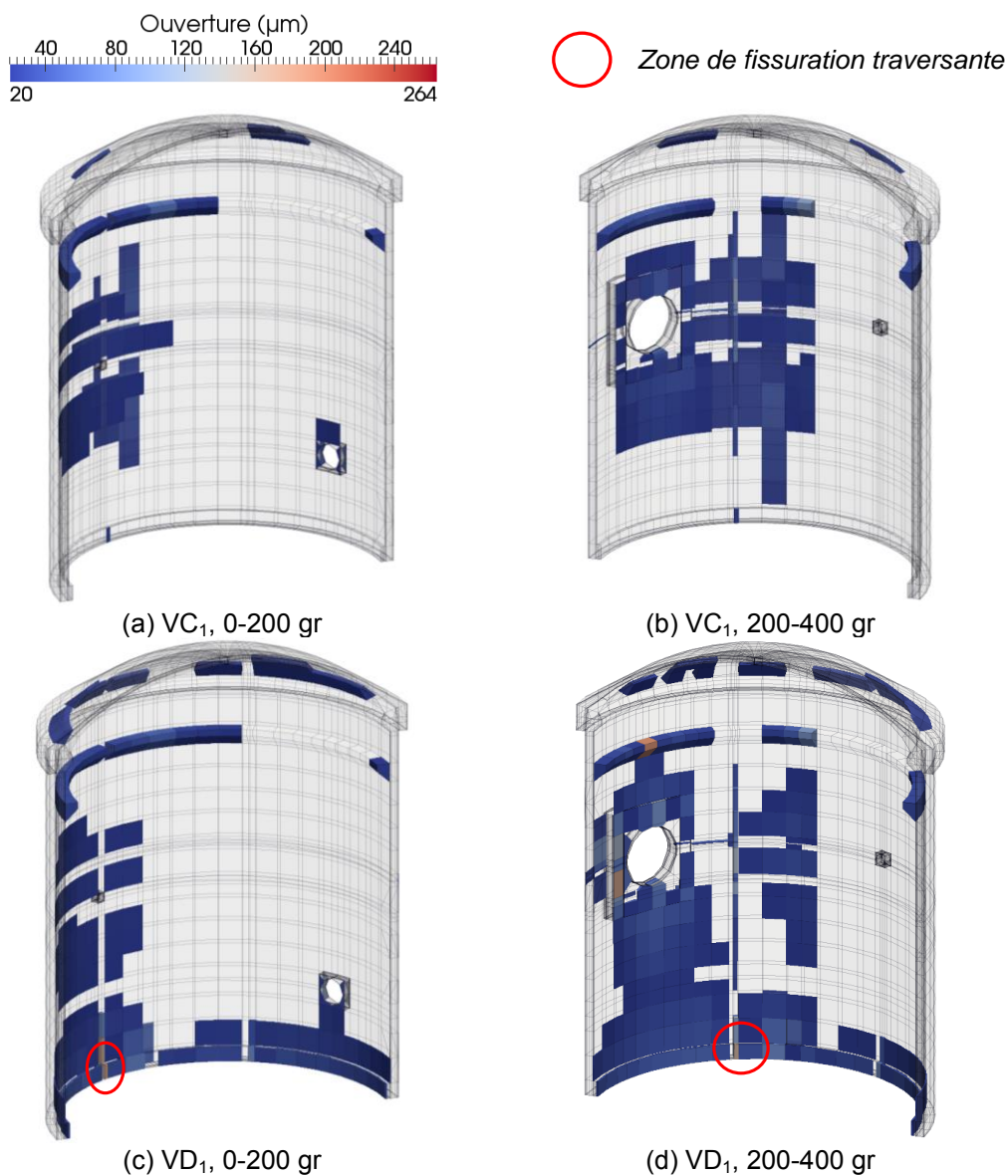


Fig. 3.25 : Ouvertures de fissure calculées au cours des essais VC<sub>1</sub> et VD<sub>1</sub>

L'évolution dans le temps des zones fissurées en Fig. 3.25 est conforme à la progression de l'endommagement en Fig. 3.21. Comme pour l'essai VC<sub>0</sub>, les plus grandes ouvertures de fissures calculées sont au cœur du béton, alors que les ouvertures visibles à l'intrados et à l'extrados restent en moyenne inférieures à 100 µm. La fissure non traversante en-dessous du TAM atteint dans l'épaisseur une ouverture maximale de 90 µm et 160 µm au cours des essais VC<sub>1</sub> et VD<sub>1</sub> respectivement. Les ouvertures maximales calculées sont respectivement de 170 µm et 250 µm au cours de ces deux essais. Situées dans l'épaisseur de la jupe, proches de la nervure à 300 grades et à la hauteur du TAM, les fissures associées ne sont pas traversantes.

Au cours de l'essai VD<sub>1</sub>, l'ouverture des deux fissures traversantes aux jonctions gousset-nervure (Fig. 3.25c et Fig. 3.25d) est sensiblement identique et varie de 180 µm (intrados) à 25 µm (extrados).

### 3.4.7 Perméabilité du béton et flux d'air en paroi interne

La combinaison des champs volumiques de saturation (Fig. 3.15) et d'ouvertures de fissures (Fig. 3.22 et Fig. 3.25) permet de représenter l'évolution de la perméabilité apparente à l'air du béton définie dans l'équation (2.67). Pour faciliter la visualisation, la composante principale maximale de perméabilité anisotrope élémentaire est représentée et seuls les éléments ayant une valeur supérieure ou égale à  $10^{-15} \text{ m}^2$  sont conservés en Fig. 3.26.

La valeur minimale calculée de la perméabilité apparente à l'air pour tous les essais modélisés est de  $3,7 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$  et correspond à la perméabilité du béton sain et non désaturé au cœur du radier. Les perméabilités maximales atteintes sont respectivement de  $6,7 \cdot 10^{-13} \text{ m}^2$ ,  $5,15 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2$  et  $6,8 \cdot 10^{-12} \text{ m}^2$  au cours des essais VC<sub>0</sub>, VC<sub>1</sub> et VD<sub>1</sub>.

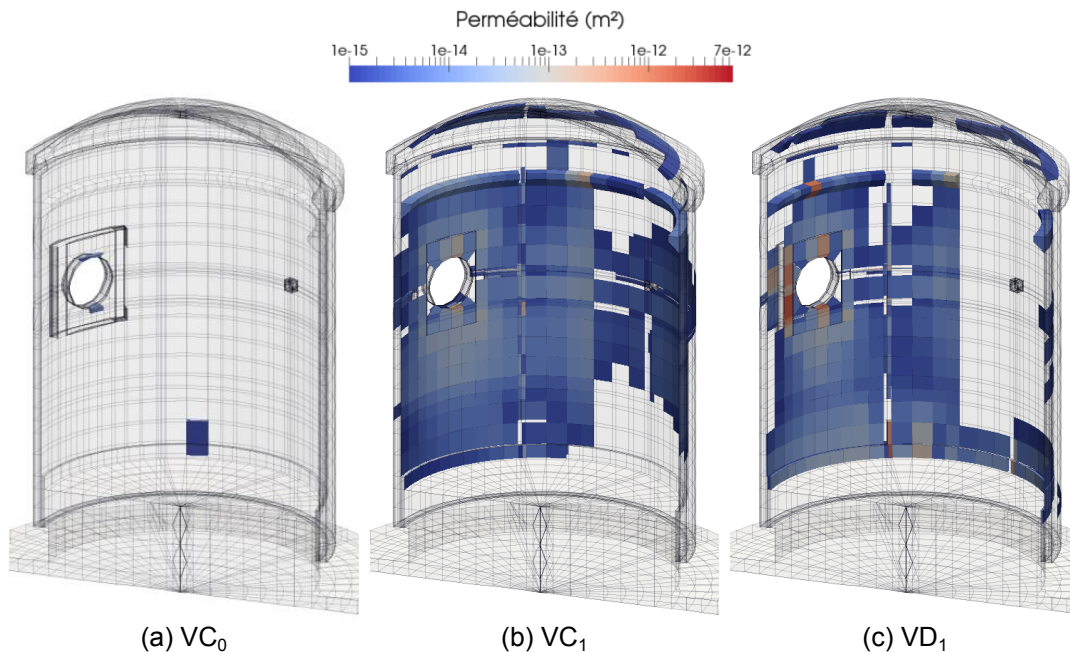


Fig. 3.26 : Perméabilité apparente du béton pour chaque essai en air (composante principale maximale du champ anisotrope, entre 200 et 400 grades)

Ces perméabilités anisotropes alimentent l'élément fini fissuré de la section 2.5 et permettent de calculer les flux d'air dans la maquette. Avec le chargement de surpression appliqué entre l'intrados et l'extrados, ces flux sont globalement normaux aux parois. Pour faciliter leur lecture, seule la norme de ces flux est représentée à l'intrados en Fig. 3.27 et une échelle logarithmique est utilisée.

Dans les zones courantes, l'intensité de ces flux massiques surfaciques augmente peu entre chaque essai : les niveaux moyens sont d'environ  $1,9 \cdot 10^{-6}$ ,  $2,7 \cdot 10^{-6}$  et  $3,1 \cdot 10^{-6} \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$  pour les essais  $VC_0$ ,  $VC_1$  et  $VD_1$  respectivement.

La principale évolution au cours de l'essai  $VC_1$  par rapport au  $VC_0$  réside dans la pénétration de l'air facilitée au niveau des surépaisseurs du gousset et du TAM, mais également dans l'épaisseur du dôme.

En lien avec les constatations mécaniques précédentes, les flux d'air sont très amplifiés au niveau des deux fissures traversantes au cours de l'essai  $VD_1$  : les valeurs aux nœuds proches des transitions gousset-nervure atteignent  $7,3 \cdot 10^{-3} \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$ , soit une valeur localement plus de 2000 fois plus importante qu'en zone courante.

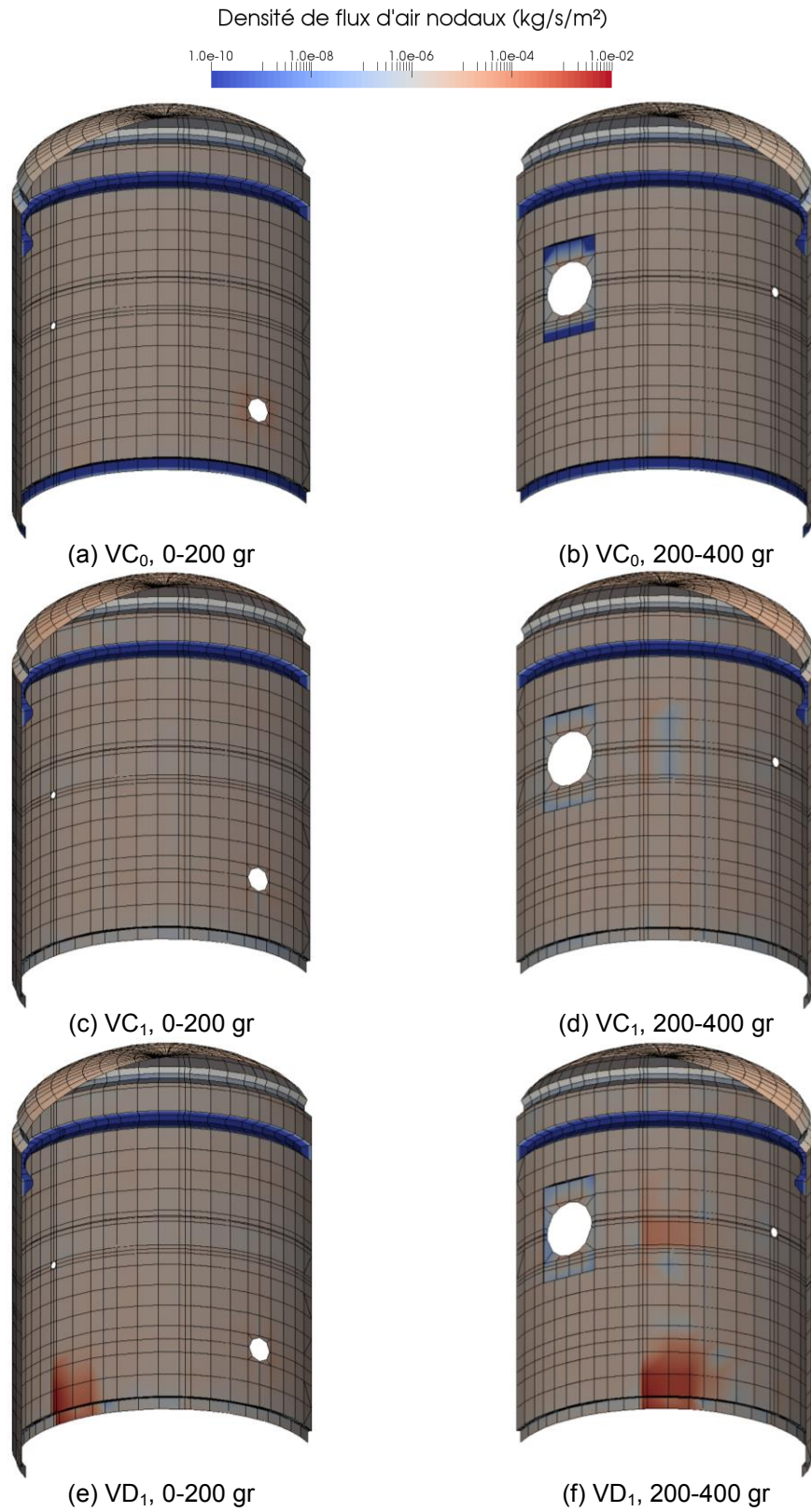


Fig. 3.27 : Norme des flux massiques surfaciques calculés aux nœuds de l'intrados

### 3.4.8 Débit de fuite de la maquette

Pour calculer le débit de fuite de la maquette au cours d'un essai de mise en pression, les flux massiques surfaciques précédents sont intégrés sur toute la surface interne, permettant d'obtenir le débit massique  $Q_M$  à la fin du plateau de pression maximale (instant  $t_{V_i}$ ) :

$$Q_M(t_{V_i}) = \int_{S_{int}} \mathbf{q}_m(\mathbf{x}, t_{V_i}) \cdot \mathbf{n}(\mathbf{x}, t_{V_i}) dS \quad (3.3)$$

Où  $S_{int}$  est l'aire de la paroi interne,  $\mathbf{q}_m$  le vecteur densité de flux surfacique d'air et  $\mathbf{n}$  le vecteur normal à la paroi, tous deux exprimés au nœud  $\mathbf{x}$  de l'intrados. Ce débit massique est converti en débit volumique normalisé  $Q_V^{norm}$  grâce à la formule suivante, en lien avec les équations de la section 1.1.2.4 :

$$Q_V^{norm}(t_{V_i}) = 3600 \frac{R}{M_a} \frac{T^{norm}}{P^{norm}} Q_M(t_{V_i}) \quad (3.4)$$

#### 3.4.8.1 Débit global

Le Tab. 3.7 présente l'évolution des débits de fuite normalisés (et des taux de fuite associés) calculés pour les trois premiers essais en air de la maquette. Les valeurs obtenues y sont comparées aux mesures disponibles.

| Essai           | Mesures           | Calcul             | Ecart aux mesures |
|-----------------|-------------------|--------------------|-------------------|
| VC <sub>0</sub> | 7,7<br>(1,45 %/j) | 6,69<br>(1,26 %/j) | -13,1 %           |
| VC <sub>1</sub> | 9,5<br>(1,79 %/j) | 9,25<br>(1,74 %/j) | -2,6 %            |
| VD <sub>1</sub> | -                 | 55,6<br>(10,5 %/j) | -                 |

Tab. 3.7 : Débits (en  $\text{Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ ) et taux de fuite (%/j) globaux calculés et mesurés au cours des trois premiers essais en air de la maquette

Effectué en aveugle pour le benchmark VeRCoRs avec une perméabilité intrinsèque égale à la valeur moyenne des perméabilités apparentes mesurées sur site ( $3,13 \cdot 10^{-16} \text{ m}^2$ ), un premier calcul a abouti à un débit de fuite de  $42,9 \text{ Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  pour l'essai VC<sub>0</sub>. Comparé au débit de fuite mesuré de  $7,7 \text{ Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ , le débit total est surestimé de 557 %, ce qui confirme la nécessité de prendre en compte l'effet Klinkenberg dans la modélisation (section 3.2.4).



Afin de se rapprocher des mesures expérimentales une fois connues, tous les calculs et résultats présentés dans ce chapitre sont obtenus en supposant que la perméabilité intrinsèque du béton à l'air vaut  $5 \cdot 10^{-17} \text{ m}^2$ , soit 6,3 fois moindre que les données initialement disponibles. Pour les essais VC<sub>0</sub> et VC<sub>1</sub>, cette valeur de perméabilité intrinsèque permet de calculer des débits de fuite totaux très proches des mesures : respectivement 13 % et 3 % inférieures.

L'influence relative de la fissuration estimée numériquement sur le débit total est également quantifiable grâce à un calcul supplémentaire ne prenant en compte que l'écoulement à travers la matrice de béton sain mais désaturé avec le temps. Les valeurs obtenues sont présentées dans le Tab. 3.8.

| Essai           | Débit calculé (Nm <sup>3</sup> ·h <sup>-1</sup> ) |                    |
|-----------------|---|--------------------|
|                 | Total   | Total sans fissure |
| VC <sub>0</sub> | 6,69  | 6,58 (98,4 %)      |
| VC <sub>1</sub> | 9,25  | 7,79 (84,2 %)      |
| VD <sub>1</sub> | 55,6  | 7,71 (13,9 %)      |

Tab. 3.8 : Débits globaux calculés au cours des trois premiers essais en air de la maquette avec et sans fissuration d'origine mécanique (pourcentage du débit total en italique)

Grâce aux calculs réalisés pour le Tab. 3.8, on remarque que la fuite en air est principalement due à la porosité au cours des essais VC<sub>0</sub> et VC<sub>1</sub> : le débit à travers la matrice saine représente en effet respectivement 98 % puis 84 % du débit total. Ces résultats confirment que les défauts mécaniques locaux n'impactent que peu le débit global tant qu'ils ne sont pas traversants.

A l'inverse, la fissuration traversante aux deux jonctions gousset-nervure contribue significativement au débit total au cours de l'essai VD<sub>1</sub> : l'écoulement d'air à travers la porosité du béton n'évolue que très peu entre VC<sub>1</sub> et VD<sub>1</sub> (ne représentant plus que 14 % de la fuite totale) alors que le débit total augmente fortement (multiplié par 6). *La valeur de fuite totale calculée (55,6 Nm<sup>3</sup>·h<sup>-1</sup>) est très certainement surestimée suite à l'hypothèse d'un coefficient de réduction de débit dans les fissures égal à l'unité. Ce coefficient pourra être recalé une fois la mesure de la VD<sub>1</sub> disponible. Des propositions pratiques pour quantifier son impact sur la fuite totale sont discutées dans la section 4.2.1.1.*

Une dernière application numérique montre que, comme constaté par [60], l'hypothèse de compressibilité de l'écoulement de l'air semble nécessaire pour que le calcul de fuite soit représentatif. En effet, malgré un nombre de Mach plus faible que la limite de 0,3 communément admise pour considérer l'écoulement incompressible [16], cette seule hypothèse augmente le débit total calculé de presque 70 %.

### 3.4.8.2 Répartition par zone

Le Tab. 3.9 présente la répartition du débit à l'intrados de la maquette au cours de ses trois premiers essais en air sur quatre zones d'intérêt principales : le gousset, le TAM, la jupe et le dôme.

| Essai           | Débit calculé ( $\text{Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ ) |                         |                        |                          |                         |
|-----------------|---|-------------------------|------------------------|--------------------------|-------------------------|
|                 | Total   | Gousset                 | TAM                    | Jupe                     | Dôme                    |
| VC <sub>0</sub> | 6,69  | 0,02<br><i>(0,3 %)</i>  | 0,09<br><i>(1,3 %)</i> | 5,13<br><i>(76,7 %)</i>  | 1,45<br><i>(21,7 %)</i> |
| VC <sub>1</sub> | 9,25  | 0,03<br><i>(0,3 %)</i>  | 0,10<br><i>(1,1 %)</i> | 5,82<br><i>(62,9 %)</i>  | 3,30<br><i>(35,7 %)</i> |
| VD <sub>1</sub> | 55,6  | 7,14<br><i>(12,8 %)</i> | 0,11<br><i>(0,2 %)</i> | 45,61<br><i>(82,1 %)</i> | 2,74<br><i>(4,9 %)</i>  |

Tab. 3.9 : Débits calculés au cours des trois premiers essais en air de la maquette et répartition par zone obtenue à l'intrados (pourcentage du débit total en italique)

Certaines données de terrain sont également disponibles dans le Tab. 3.10 : les débits totaux des essais VC<sub>0</sub> et VC<sub>1</sub> ainsi que la répartition du débit VC<sub>0</sub> pour les mêmes zones. Contrairement au calcul réalisé, la répartition est obtenue à l'extrados (somme des boîtes collectrices) au cours de l'inspection visuelle.

En lien avec la constatation précédente que la fuite des essais VC<sub>0</sub> et VC<sub>1</sub> est principalement due au béton poreux, les débits calculés par zones dans le Tab. 3.9 restent approximativement proportionnels à la surface de chaque zone. Au final, l'évolution du débit entre ces deux essais est principalement due au dôme et à la jupe, zones les moins épaisses de l'enceinte dont l'humidité à cœur peut décroître plus rapidement.

L'influence de la fissuration traversante entre les essais VC<sub>1</sub> et VD<sub>1</sub> est bien évidemment sensible au niveau du gousset et de la jupe, dont les débits augmentent très fortement (respectivement 357 et 7,8 fois).

| Essai           | Débit mesuré (Nm <sup>3</sup> ·h <sup>-1</sup> ) |                         |                        |                         |                        |                         |
|-----------------|--|-------------------------|------------------------|-------------------------|------------------------|-------------------------|
|                 | Total  | Gousset                 | TAM                    | Jupe                    | Dôme                   | Total extrados          |
| VC <sub>0</sub> | 7,7  | 2,44<br><i>(31,7 %)</i> | 0,67<br><i>(8,7 %)</i> | 1,08<br><i>(14,0 %)</i> | 0,17<br><i>(2,2 %)</i> | 4,36<br><i>(56,6 %)</i> |
| VC <sub>1</sub> | 9,5  | -                       | -                      | -                       | -                      | -                       |
| VD <sub>1</sub> | -  | -                       | -                      | -                       | -                      | -                       |

Tab. 3.10 : Débits mesurés au cours des deux premiers essais en air de la maquette et répartition par zone obtenue à l'extrados (pourcentage du débit total en italique)

Le Tab. 3.10 permet de remarquer que seuls 57 % de la fuite totale (soit 4,36 Nm<sup>3</sup>·h<sup>-1</sup>) sont retrouvés à l'extrados grâce aux boîtes collectrices de fuite au cours de l'essai VC<sub>0</sub>. L'analyse du calcul se faisant à l'intrados par rapport à la définition du taux de fuite, la répartition mesurée à l'extrados est supposée identique à celle de l'intrados. Le Tab. 3.11 présente alors les valeurs des débits intrados locaux extrapolés pour retrouver le débit de fuite total.

| Essai           | Débit mesuré extrapolé à l'intrados (Nm <sup>3</sup> ·h <sup>-1</sup> ) |                         |                         |                         |                        |
|-----------------|---|-------------------------|-------------------------|-------------------------|------------------------|
|                 | Total   | Gousset                 | TAM                     | Jupe                    | Dôme                   |
| VC <sub>0</sub> | 7,7   | 4,31<br><i>(55,9 %)</i> | 1,18<br><i>(15,4 %)</i> | 1,91<br><i>(24,8 %)</i> | 0,30<br><i>(3,9 %)</i> |

Tab. 3.11 : Débits locaux extrapolés à l'intrados en respectant la répartition mesurée à l'extrados (pourcentage du débit total en italique)

Dans ce cas, le gousset représenterait 56 % de la fuite totale, ce qui n'est pas le cas dans le calcul réalisé (0,3 % dans le Tab. 3.9). *Cette constatation expérimentale confirme que certaines fissures verticales de la Fig. 3.24 sont bien traversantes et que ces fissures issues du jeune âge se rouvrent au cours de l'essai, participant fortement au débit de la maquette.* Comme discuté en section 3.4.6.1, le modèle, qui ne prend pas en compte l'état initialement dégradé du gousset, ne peut reproduire ce phénomène dans les résultats du Tab. 3.9. Le même raisonnement est applicable aux autres zones (TAM, jupe et dôme).

Dans un tel contexte, une solution est proposée en section 4.1 pour une meilleure prise en compte des inspections visuelles *a posteriori*.

### 3.4.8.3 Analyse des effets d'échelle

Il peut être remarqué dans le Tab. 3.7 que les taux de fuite mesurés dans la maquette sont initialement proches puis très supérieurs à la limite de 1,5 %/j valable pour une enceinte du parc. Ce décalage est dû aux effets d'échelle entre la maquette VeRCoRs et une enceinte P'4 réelle.

D'après l'équation (1.3), à pression et température identiques :

$$\frac{Q_{maq}}{Q_{P'4}} = \frac{f_{maq} V_{maq}}{f_{P'4} V_{P'4}} \quad (3.5)$$

Où  $Q$  est le débit volumique normalisé,  $f$  le taux de fuite et  $V$  le volume interne libre, de la maquette ou de l'enceinte respectivement. En notant  $\beta = 1/3$  le facteur d'échelle, on peut considérer de manière simplifiée (VeRCoRs ne possède pas d'équipements internes) que :

$$\frac{V_{maq}}{V_{P'4}} \approx \beta^3 \quad (3.6)$$

D'après l'équation (3.3), le débit normalisé est proportionnel au débit massique surfacique et à la surface de l'intrados, notée  $S$ . Si on considère de manière simplifiée les équations (2.52) et (2.53) et que l'ouverture de fissure ne passe pas à l'échelle, alors le débit massique surfacique est proportionnel au gradient de pression, c'est-à-dire à l'inverse de l'épaisseur de la jupe notée  $e$ . Ainsi :

$$\frac{Q_{maq}}{Q_{P'4}} \approx \frac{e_{P'4} S_{maq}}{e_{maq} S_{P'4}} = \frac{1}{\beta} \beta^2 = \beta \quad (3.7)$$

Pour une pression d'essai de 5,2 bars absolus et une température de 20 °C, le débit de fuite limite de 210,7 Nm<sup>3</sup>·h<sup>-1</sup> d'une enceinte du parc serait équivalent à un débit de fuite de 70,2 Nm<sup>3</sup>·h<sup>-1</sup> à ne pas dépasser en fin de vie de la maquette VeRCoRs.

En injectant les équations (3.6) et (3.7) dans l'expression (3.5), on en déduit que :

$$\frac{f_{maq}}{f_{P'4}} \approx \frac{\beta}{\beta^3} = \frac{1}{\beta^2} \quad (3.8)$$

Une limite de 1,5 %/j sur une enceinte du parc correspondrait donc à un taux de fuite de 13,5 %/j à ne pas dépasser sur VeRCoRs.

Ces derniers calculs ne permettent bien évidemment d'estimer que des ordres de grandeur, mais fournissent une échelle de comparaison pratique pour analyser les

résultats et mesures obtenus sur VeRCoRs : les débits de la maquette seront environ trois fois inférieurs et ses taux de fuite neuf fois supérieurs aux valeurs classiques d'une enceinte P'4 du parc.

### 3.5 Conclusions du chapitre

Ce chapitre démontre que la stratégie implémentée dans le Chapitre 2 est applicable aux structures complexes que sont les enceintes internes de confinement de bâtiments réacteur. Le principe est illustré sur la maquette VeRCoRs et l'ensemble des résultats numériques intermédiaires nécessaires au calcul de son débit de fuite sont analysés et comparés aux données de terrain disponibles.

Le calcul de la température, malgré son apparente simplicité, doit être effectué avec attention. A partir des relevés météorologiques initialement disponibles sur la maquette, il n'a pas été possible de prévoir l'évolution de la température dans le béton. Les données de terrain obtenues par la suite montrent une grande différence entre température de l'air ambiant et celle du béton, due à la protection fournie par l'enceinte externe (non prévue par le planning de construction initial). L'identification des conditions limites thermiques est donc importante pour déterminer la température du béton et ne pas propager d'erreur dans chacun des phénomènes suivants, tous thermo-dépendants.

La cinétique de séchage identifiée sur des essais de laboratoire semble physiquement pertinente une fois appliquée à la maquette VeRCoRs : le cœur du béton sèche graduellement dans le temps et le régime permanent n'est pas encore atteint en fin de vie de la maquette. Toutefois, aucune mesure de terrain ne permet encore de valider quantitativement les résultats obtenus, surtout en phase pré-opérationnelle où la maquette subit un cycle de séchage et réhumidification en paroi.

En zones courantes, les modèles et hypothèses choisis pour chacun des sous-phénomènes mécaniques représentés, une fois identifiés sur éprouvettes de laboratoires, fournissent une évolution des déformations différées cohérente dans son ensemble. La cinétique globale de déformation est bien reproduite tandis que le niveau de déformation reste légèrement sous-estimé. Le manque de caractérisation du fluage biaxial et la cinétique du modèle de retrait de dessiccation justifie une partie de cet écart, l'uniformité des propriétés mécaniques également, mais une identification des paramètres sur un échantillon de béton unique (plutôt que sur la structure directement) joue un rôle important.

Les autres grandeurs mécaniques calculées (contraintes, endommagement, et fissuration) évoluent en accord avec les déformations. L'hypothèse initiale d'un état mécanique vierge, liée à la non considération du comportement au jeune âge, ne permet pas de retrouver les fissurations traversantes du gousset au cours du premier essai en air de la maquette. La modélisation de l'effet unilatéral est donc utile pour pouvoir alimenter le calcul avec un état initial plus réaliste et des fissures qui se rouvriraient au cours de chaque essai sans trop modifier le comportement mécanique entre deux essais.

Concernant la variable d'intérêt de l'ensemble de ces travaux qu'est le débit de fuite, la stratégie proposée permet d'estimer l'influence relative de la fuite par les fissures (fuite discrète) par rapport au milieu poreux (fuite diffuse) au niveau global. Elle démontre que seuls les défauts traversants ont une réelle influence sur le débit total de la maquette. Elle permet également de compléter des auscultations uniquement possibles en paroi en fournissant des chemins de fuite et ouvertures de fissures variables dans l'épaisseur. Il est également possible d'identifier *a posteriori* la perméabilité intrinsèque à l'air du béton, initialement mal caractérisée, afin de retrouver les mesures expérimentales, ce qui s'avérera très utile sur les enceintes du parc dont les caractéristiques initiales ne sont pas nécessairement connues. Enfin, il existe un coefficient d'échelle entre débit de la maquette VeRCoRs et d'une enceinte du parc pour pouvoir effectuer des comparaisons pertinentes : il est d'environ un tiers pour le débit de fuite normalisé (en  $\text{Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ ) et d'environ neuf pour le taux de fuite (en %/j).

Les calculs ont été effectués sur un serveur dédié constitué de 24 Go de mémoire RAM et de 1 processeur Intel® Xeon® avec 4 cœurs cadencés à 2,67 GHz. Les versions 12.3 de *Code\_Aster* et 2.0.1 de *MFront* ont été utilisées. L'ensemble des résultats obtenus jusqu'à la  $\text{VD}_1$  de la maquette ont été calculés en environ 120 h CPU, sachant que la partie mécanique en concentre une centaine d'heures. Le phasage complexe de précontrainte pris en compte représente à lui seul 50 % du temps de calcul total. Une fois cette étape validée, les modifications ou prolongations de calculs restent raisonnables et permettent donc d'effectuer plusieurs scénarios en anticipation d'une visite décennale par exemple. Quelques cas pratiques industriels sont ainsi présentés dans le Chapitre 4 afin d'élargir le cas d'étude et explorer les possibilités offertes par la stratégie développée dans cette thèse.