



MODELISATION ET PREVISION DU COMPORTEMENT THERMO-HYDRO-MECANIQUE D'UNE PAROI EN BETON

Mehdi Asali

► To cite this version:

Mehdi Asali. MODELISATION ET PREVISION DU COMPORTEMENT THERMO-HYDRO-MECANIQUE D'UNE PAROI EN BETON : APPLICATION AU CAS DES ENCEINTES DE CONFINEMENT DES BATIMENTS REACTEURS NUCLEAIRES. Génie civil nucléaire. Université Lille 1, 2016. Français. NNT : . tel-01587182

HAL Id: tel-01587182

<https://theses.hal.science/tel-01587182>

Submitted on 13 Sep 2017

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



Distributed under a Creative Commons Attribution 4.0 International License

Laboratoire de Mécanique de Lille
Université des Sciences et Technologie de Lille
Ecole Doctorale Sciences Pour l'Ingénieur Université Lille Nord-de-France

THESE

Présentée en vue d'obtenir le grade de

DOCTEUR

En

Spécialité : Génie Civil

Par

Mehdi ASALI

Titre de la thèse :

**MODELISATION ET PREVISION DU COMPORTEMENT
THERMO-HYDRO-MECANIQUE D'UNE PAROI EN BETON
APPLICATION AU CAS DES ENCEINTES DE CONFINEMENT
DES BATIMENTS REACTEURS NUCLEAIRES**

Soutenue à EDF Lab Paris-Saclay le 7 décembre 2016 devant le jury composé de :

Pr. Alain SELLIER	LMDC, Univ. Toulouse III, INSA	<i>Président</i>
Pr. Farid BENBOUDJEMA	LMT, ENS Cachan	<i>Rapporteur</i>
Dr. Ludovic JASON	CEA, LM2S, LaMSID	<i>Rapporteur</i>
Dr. Sylvie MICHEL-PONNELLE	EDF Lab	<i>Examinatrice</i>
Dr. François TOUTLEMONDE	IFSTTAR	<i>Examineur</i>
M. Benoît MASSON	EDF DIPNN SEPTEN	<i>Invité</i>
Pr. Jacky MAZARS	3SR, INP Grenoble, OXAND	<i>Co-encadrant</i>
Dr. Bruno CAPRA	OXAND	<i>Co-encadrant</i>
Pr. Jean-Baptiste COLLIAT	LML, Université Lille 1	<i>Directeur</i>

Résumé

L'enceinte de confinement est la dernière barrière de protection des bâtiments réacteurs nucléaires (BR). Mais les mécanismes de vieillissement du béton précontraint peuvent dégrader l'étanchéité de l'enceinte interne (EI) des BR à double paroi au cours du temps. C'est une problématique majeure pour l'exploitation à long terme et l'extension de durée de vie des BR tout en respectant les exigences de sûreté. La taille de telles structures et la complexité de tous les phénomènes couplés qui interagissent à différentes échelles rendent difficile, d'un point de vue numérique, la mise au point d'un outil industriel opérationnel de modélisation.

Dans ce contexte, cette thèse introduit une stratégie numérique de prévision du taux de fuite des EI en exploitation. Elle repose sur une discrétisation adaptée par macroéléments, sur une modélisation thermo-hydro-mécanique chaînée faiblement couplée physiquement représentative et sur un élément fini 3D spécialement conçu pour calculer les transferts à travers le béton insaturé et fissuré. La stratégie proposée a été appliquée à la maquette d'enceinte VeRCoRs (échelle 1/3) : les résultats obtenus sont validés avec les données expérimentales disponibles jusqu'au premier essai de mise sous pression puis extrapolés jusqu'au troisième.

La méthodologie et l'outil développé permettent aux opérateurs :

- de prendre en compte les variabilités et incertitudes des paramètres d'intérêt et de quantifier leur impact sur le taux de fuite total ;
- d'introduire les défauts relevés au cours d'inspections visuelles dans le calcul ;
- d'anticiper et optimiser les actions de mitigation des fuites pour éviter un prolongement d'arrêt de tranche et les pertes d'exploitation associées.

Mots clés : Comportement THM du béton précontraint ; Fissuration ; Enceinte de confinement nucléaire ; Prévision du taux de fuite ; Maquette VeRCoRs ; Exploitation à long terme ; Prolongement de durée de vie.

Abstract

The containment building represents the third and last protection barrier of nuclear reactors buildings (NRB). Yet ageing mechanisms of prestressed concrete could strongly affect the tightness capacity of the inner containment of a double-wall reactor building over time. That is a major issue considering the long term operation and the possible life extension of NRB while ensuring safety and regulatory requirements.

Considering the size of such structures and the complexity of all interacting phenomena, it is very difficult from a computational perspective to build an industrial and operational tool modeling all the strong couplings occurring at different scales.

In that context, this Ph.D. thesis introduces a numerical strategy aiming at forecasting the leakage rate evolution of inner containments during operation. It is based on an adapted macro-element mesh, on a simple but physically representative chained weakly-coupled thermo-hydro-mechanical modeling and on a 3D finite element specially designed for computing air leakage through unsaturated porous and cracked concrete. The proposed strategy has been applied to the scale 1:3 VeRCoRs mock-up: results are validated with available experimental data until the first internal pressurization test before being extended until the third one.

The methodology and tool developed in the thesis enable operators to:

- take into account variabilities and uncertainties of main parameters to quantify their impact on the total leak rate;
- numerically introduce defects coming from visual inspections;
- pre-empt and optimize leak mitigation actions to avoid outage extensions and associated losses of income.

Key words: THM behavior of prestressed concrete; Cracking; Nuclear inner containment wall; Leakage rate forecast; VeRCoRs mock-up; Long-term operation; Service life extension.

Remerciements

Bien qu'une thèse paraisse être une activité très personnelle et qu'un seul auteur y soit finalement associé, il s'agit incontestablement d'un projet collaboratif. D'autant plus lorsqu'elle s'effectue en entreprise. Je souhaite ici exprimer ma profonde gratitude à l'ensemble des personnes impliquées dans ce projet, en continu ou de manière plus ponctuelle. Leur appui, quelle qu'en ait été la forme – et certainement pas uniquement scientifique –, a été grandement apprécié et a permis l'aboutissement de ces travaux.

Je tenais d'abord à remercier la direction d'Oxand France qui m'a proposé mon premier emploi et qui, quelques mois plus tard seulement, m'a fait confiance pour piloter un projet interne de « Démonstrateur pour l'évaluation de la sûreté des enceintes de confinement ». Il a rapidement été convenu que ce sujet pouvait faire l'objet d'une thèse de doctorat et, chose plus surprenante en entreprise, que la majeure partie de mon temps de travail y serait consacrée. Avec le recul, je pense que ce format a été optimal, à la fois pour la réussite du projet mais également pour mon épanouissement professionnel et personnel. En effet, pousser un projet R&D inscrit dans la stratégie de son entreprise tout en continuant de travailler pour ses clients m'a permis de progresser dans mon métier de consultant, à la frontière entre recherche académique et industrie, et de me sentir complètement intégré à l'équipe, même dans les phases plus difficiles de la thèse. J'espère avoir témoigné de ma reconnaissance dans mon investissement au quotidien.

Je signifie mon infinie gratitude à Jean-Baptiste, qui me suit depuis de nombreuses années malgré les aléas. C'est toujours un réel plaisir d'échanger et de travailler avec toi, que ce soit comme enseignant, puis encadrant et finalement directeur de thèse. Merci encore de m'avoir sollicité au cours de ces premières semaines de 2008, avec ton équipe, sur un mini-projet de recherche qui m'a permis de choisir ma voie.

Je tiens aussi à manifester mes sincères remerciements à mes encadrants. A Jacky, qui malgré la distance s'est toujours rendu disponible pour l'avancement du projet

et avec qui les échanges ont toujours été passionnants. A Bruno, un clin d’œil particulier pour ta grande patience et ton coaching. Ton bureau était toujours ouvert pour mes (très) nombreuses sollicitations sur la thèse, mais également sur les multiples projets que nous avons menés ensemble ces cinq dernières années. J’ai toujours apprécié cette manière de travailler et j’espère que nous aurons encore de nombreuses occasions de la mettre en application !

Je suis honoré que Farid et Ludovic, qui ont été mes enseignants ou mes collègues à l’ENS et avec qui je collabore désormais au sein de projets de recherche, aient accepté la lourde tâche de rapporter ce manuscrit. Leurs remarques et interrogations ont été complémentaires et approfondies sur l’ensemble des thématiques abordées. Elles m’ont permis d’assurer une soutenance de qualité avec des discussions fournies et je les en remercie chaleureusement. Un petit aparté pour citer l’équipe du DGC de l’ENS Cachan (désormais Paris-Saclay), avec qui les discussions continuent d’être foisonnantes depuis mon passage en tant qu’étudiant.

Un grand merci également pour l’intérêt porté et le temps consacré à mes travaux de thèse par Alain Sellier, président de mon jury, et par François Toutlemonde. Au plaisir de vous recroiser et d’échanger au cours de futurs projets !

Ces travaux ont été partagés en continu avec les équipes d’EDF (R&D AMA ou MMC, SEPTEN et DTG), dont deux représentants ont pu être présents à la soutenance. Merci à Sylvie Michel-Ponnelle et Benoît Masson pour les nombreux échanges autour de la méthodologie, de l’outil et des besoins industriels. Merci également à leurs collaborateurs pour leur disponibilité et leurs compétences diverses et variées. Parmi eux : Sofia M’Jahad, François Hamon, Alexis Courtois, Jean-Philippe Mathieu, Manuel Corbin, Jessica Haelewyn, Sylvie Granet, Laurent Charpin, Erwan Galenne, etc.

Merci à Nicolas Burlion, Frédéric Skoczylas et aux équipes du LML pour leur investissement scientifique. Merci aussi à Marie-Christine Nodot et Thi Nguyen pour leur appui administratif tout au long de la thèse.

Sans pouvoir citer tout le monde ici tellement la liste serait longue, je tenais absolument à mentionner l’équipe Oxand au grand complet. C’est un réel bonheur de travailler avec vous tous les jours et de partager autant de bons moments à l’extérieur. J’ai une pensée affectueuse pour chacun d’entre vous. Mention spéciale tout de même à Pauline Lescuyer, dont la contribution en stage a alimenté une bonne partie du Chapitre 3.

Enfin, ceux sans qui tout ceci n'aurait pas été possible : ma famille, qui a en plus eu l'audace de s'agrandir en cours de route ! Merci à mes parents pour leur soutien au quotidien depuis tant d'années. J'ai aussi une pensée particulière pour Isadora, avec qui j'ai la chance de partager ma vie et qui a dû endurer le rythme et l'humeur chaotiques des derniers mois de thèse tout en gérant nos deux Grumeaux...

Isadora, Gabriel, Emma : ce manuscrit vous est dédié.

Table des matières

Introduction	1
Chapitre 1 Problématique scientifique et enjeux opérationnels	3
1.1 Contexte industriel	5
1.1.1 Caractéristiques générales des enceintes double paroi	5
1.1.2 Epreuves enceinte et retour d'expérience	7
1.2 Phénomènes contribuant au débit de fuite et à son évolution	16
1.2.1 Dessiccation	17
1.2.2 Retraits	20
1.2.3 Fluages	21
1.2.4 Endommagement et fissuration	24
1.2.5 Perméabilités du béton	26
1.2.6 Autres phénomènes	28
1.3 Stratégies numériques existantes pour le calcul du taux de fuite	28
1.3.1 Modélisations complexes de volumes structurellement représentatifs	29
1.3.2 Extrapolations à partir de géométries simplifiées	30
1.3.3 Calculs de structure avec comportements simplifiés	30
1.4 Programme VeRCoRs et projet MACENA	31
1.4.1 Maquette d'enceinte VeRCoRs	31
1.4.2 Projet ANR-PIA MACENA [120]	35
1.5 Motivations et objectifs de la thèse	37
1.5.1 Outil opérationnel de prévision du taux de fuite	37
1.5.2 Restrictions dans le cadre de la thèse	38
Chapitre 2 Modélisation du débit de fuite des enceintes	41
2.1 Couplage des phénomènes THM	43
2.2 Modèle thermique	44
2.3 Modèle hydrique	44

2.4 Modèle mécanique	46
2.4.1 Câbles de précontrainte	46
2.4.2 Béton	47
2.5 Modèle aéraulique	57
2.5.1 Élément fini fissuré pour le calcul de débit de fuite	58
2.5.2 Généralisation de la formulation proposée	61
2.6 Conclusions du chapitre	63
Chapitre 3 Application à la maquette VeRCoRs	65
3.1 Maillage	67
3.2 Paramètres de la modélisation	68
3.2.1 Calcul thermique	68
3.2.2 Calcul hydrique	69
3.2.3 Calcul mécanique	70
3.2.4 Calcul aéraulique	75
3.3 Conditions aux limites et chargements	77
3.3.1 Calcul thermique	78
3.3.2 Calcul hydrique	80
3.3.3 Calcul mécanique	81
3.3.4 Calcul aéraulique	83
3.4 Résultats et analyses	83
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
3.4.7 Perméabilité du béton et flux d'air en paroi interne	101
3.4.8 Débit de fuite de la maquette	104
3.5 Conclusions du chapitre	109
Chapitre 4 Applications industrielles : études de cas et analyse de sensibilité	111
4.1 Prise en compte des défauts identifiés visuellement	113
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

4.2 Analyse de sensibilité	119
4.2.1 Au cours de l'essai VC_0	120
4.2.2 Extrapolation à l'essai VD_5	122
4.3 Etanchéification de la paroi interne	125
4.4 Conclusions du chapitre	127
Conclusion générale	129
Bilan des travaux effectués	129
Perspectives	131
Bibliographie	135

Liste des symboles

Alphabet latin

A_c	Paramètre du μ -modèle en compression
A_S	Section d'un câble de précontrainte
A_t	Paramètre du μ -modèle en traction
b	Coefficient de Klinkenberg
B_c	Paramètre du μ -modèle en compression
$\mathbf{B}_e$	Matrice des dérivées des fonctions de forme de l'élément
B_t	Paramètre du μ -modèle en traction
C_p	Capacité calorifique massique du béton
d	Variable d'endommagement du μ -modèle
D_v	Coefficient de diffusion de la vapeur d'eau dans l'air
E	Module d'Young du béton
E_a	Energie d'activation thermique du béton
E_a^l	Energie d'activation thermique associée à la viscosité de l'eau
E_S	Module d'Young de l'acier
F_0	Tension initiale des câbles de précontrainte
ΔF_{anc}	Pertes de précontrainte par recul d'ancrage
ΔF_{dif}	Pertes de précontrainte dues aux déformations du béton
ΔF_{el}	Pertes de précontrainte instantanées

ΔF_r	Pertes de précontrainte dues à la relaxation de l'acier
ΔF_μ	Pertes de précontrainte par frottements
f_g	Taux de fuite en air
f_{pk}	Résistance à rupture de l'acier
G_f	Energie de fissuration du béton
h	Taille de maille
h_c	Coefficient d'échange convectif aux parois du béton
h_r	Humidité relative
HR_{ext}	Humidité relative à l'extrados
HR_{int}	Humidité relative à l'intrados
HR_{sol}	Humidité relative du sol
$\mathbf{I}_3$	Matrice identité en 3D
I_ε	Premier invariant du tenseur de déformations équivalentes
J_ε	Second invariant du déviateur des déformations équivalentes
k	Coefficient de pertes linéiques
K_{app}^a	Perméabilité apparente à l'air du béton
K_{int}^a	Perméabilité intrinsèque à l'air du béton
K_{int}^l	Perméabilité intrinsèque à l'eau du béton
k_{irr}	Raideur associée à la composante irréversible du fluage propre
k_{ra}	Perméabilité relative à l'air du béton
k_{rev}	Raideur associée à la composante réversible du fluage propre
k_{rl}	Perméabilité relative à l'eau du béton
L^f	Longueur développée d'une fissure
M_a	Masse molaire de l'air sec
m_a	Masse de l'air sec
$m_{l \rightarrow g}$	Vitesse volumique de vaporisation de l'eau
M_v	Masse molaire de la vapeur d'eau

n, m	Paramètres du modèle de Van Genuchten
$\mathbf{N}_e$	Vecteur des fonctions de forme de l'élément
$\mathbf{n}_e$	Vecteur unitaire normal au plan de fissure dans l'élément
P_a	Pression de l'air sec
P_c	Pression capillaire
P_g	Pression de la phase gazeuse
P_l	Pression de la phase liquide
P_m	Pression moyenne appliquée à l'échantillon
p^{norm}	Pression aux conditions normales (1 atmosphère)
P_r	Paramètre du modèle de Van Genuchten
P_v	Pression de vapeur d'eau
P_v^{sat}	Pression de vapeur saturante
$\mathbf{q}_e^D$	Vecteur densité surfacique de flux d'air par la porosité
$\mathbf{q}_e^P$	Vecteur densité surfacique de flux d'air par les fissures
$\mathbf{q}_m$	Vecteur densité surfacique de flux d'air
Q_M	Débit de fuite massique
Q_V	Débit de fuite volumique
Q_V^{norm}	Débit de fuite volumique normalisé
R	Constante universelle des gaz parfaits
r	Facteur de triaxialité des contraintes effectives
s	Abscisse curviligne
S_e^f	Aire de la fissure dans l'élément
S_l	Degré de saturation
T	Température
t	Temps
T_{ext}	Température à l'extrados
T_{int}	Température à l'intrados

T^{norm}	Température aux conditions normales (0 °C)
T^{ref}	Température de référence
T_{sol}	Température du sol
u^{ouf}	Saut de déplacement dû à l'ouverture d'une fissure
V_g	Volume de la phase gazeuse dans le béton poreux
V_{int}	Volume interne libre d'une enceinte
V_l	Volume de la phase liquide dans le béton poreux
V_s	Volume de matrice solide dans le béton poreux
V_T	Volume total de béton poreux
V_{vid}	Volume des vides dans le béton poreux
w_e	Ouverture de fissure dans l'élément
w^f	Ouverture d'une fissure
w_{gou}	Ouverture des fissures du gousset de la maquette VeRCoRs
x	Vecteur position dans l'espace
Y	Variable couplant endommagement en traction et en compression
Y_c	Variable thermodynamique pour l'endommagement en compression
Y_t	Variable thermodynamique pour l'endommagement en traction
Y_0	Seuil initial de la variable Y

Alphabet grec

α	Déviations angulaire le long du câble
α_{fp}	Coefficient de dissymétrie entre fluage propre en traction et en compression
α_s	Coefficient de dilatation thermique de la corde vibrante
α_{th}	Coefficient de dilatation thermique du béton
β	Facteur d'échelle entre la maquette VeRCoRs et une enceinte P'4
ε	Tenseur de déformations totales du béton

ε_{brut}	Déformation brute mesurée par corde vibrante
ε_c	Déformation équivalente en compression
ε_{c0}	Seuil d'activation de l'endommagement en compression
ε_{corr}	Déformation corrigée de la corde vibrante
$\boldsymbol{\varepsilon}^{el}$	Tenseur de déformations élasto-endommageables (béton)
$\boldsymbol{\varepsilon}_{eq}$	Tenseur de déformations équivalentes (béton)
$\boldsymbol{\varepsilon}^{fd}$	Tenseur de déformations de fluage de dessiccation (béton)
$\boldsymbol{\varepsilon}^{fp}$	Tenseur de déformations de fluage propre (béton)
$\boldsymbol{\varepsilon}^{irr}$	Tenseur de déformations de fluage irréversible (béton)
$\boldsymbol{\varepsilon}^{ouf}$	Tenseur de fissuration effective
$\boldsymbol{\varepsilon}^{rd}$	Tenseur de déformations de retrait de dessiccation (béton)
$\boldsymbol{\varepsilon}^{rev}$	Tenseur de déformations de fluage réversible (béton)
ε_t	Déformation équivalente en traction
ε_{t0}	Seuil d'activation de l'endommagement en traction
$\boldsymbol{\varepsilon}^{th}$	Tenseur de déformations de dilatation thermique (béton)
ζ	Coefficient de réduction du débit pour la loi de Poiseuille
η_a	Viscosité dynamique de l'air sec
η_l	Viscosité dynamique de l'eau liquide
η_{rev}	Viscosité associée à la composante réversible du fluage propre
θ_e	Orientation de la fissure dans l'élément
κ_{fd}	Coefficient de fluage de dessiccation
κ_{rd}	Coefficient de retrait de dessiccation
λ	Conductivité thermique du béton
μ	Coefficient de frottement du câble de précontrainte sur le béton
ν	Coefficient de Poisson élastique du béton
ν_{fp}	Coefficient de Poisson pour le fluage propre du béton
ρ_a	Masse volumique de l'air sec

ρ_b	Masse volumique du béton
ρ_{ba}	Masse volumique du béton armé
ρ_l	Masse volumique de l'eau liquide
ρ_v	Masse volumique de la vapeur d'eau
ρ_{1000}	Coefficient de relaxation à 1000 heures
σ	Tenseur de contraintes dans le béton
$\tilde{\sigma}$	Tenseur de contraintes effectives dans le béton
σ_α	Tenseur de contraintes dissymétrique entre fluage propre en traction et en compression
ϕ	Porosité du béton
ϕ_g	Porosité du béton accessible à la phase gazeuse
ϕ_l	Porosité du béton accessible à la phase liquide
χ	Coefficient de couplage entre déformations élastiques et déformations de fluage
Ω_e	Volume de l'élément

Liste des abréviations

AG	Accident grave
ANR	Agence Nationale de la Recherche
APRP	Accident de perte de réfrigérant primaire
ASN	Autorité de Sûreté Nucléaire
BR	Bâtiment réacteur
CNPE	Centre Nucléaire de Production d'Electricité
DAC	Décret d'autorisation de création
EDF	Electricité De France
EDP	Enceinte double-paroi (sans liner)
EE	Enceinte externe
EEE	Espace entre enceintes
EF	Elément fini
EI	Enceinte interne
HR	Humidité relative
MACENA	MAîtrise du Confinement des ENceintes en Accident
PIA	Programme Investissements d'Avenir (ANR)
REP	Réacteur à Eau Pressurisée
TAM	Tampon d'accès matériel
THM	Thermo-hydro-mécanique
VC	Visite pré-opérationnelle

VD	Visite décennale (opérationnelle)
VeRCoRs	VERification Réaliste du CONfinement des RéacteurS
VSR	Volume structurellement représentatif

Introduction

En France, la grande majorité de l'électricité produite est d'origine nucléaire. Au cours de l'année 2014, 436,5 TWh (soit 77,5 % de la production brute totale [23]) ont été produits par un parc constitué de 58 réacteurs répartis sur 19 sites appelés CNPE (Centres Nucléaires de Production d'Electricité). La France est ainsi le deuxième producteur mondial d'électricité nucléaire, après les Etats-Unis.

Tous les réacteurs nucléaires en activité sur le territoire, de la filière Réacteur à Eau Pressurisée (REP), sont exploités par EDF (Electricité De France). Les bâtiments réacteur (BR) comportent trois fonctions principales de sûreté : le contrôle de la puissance du réacteur, le refroidissement du combustible et le confinement des produits radioactifs. Cette troisième fonction de confinement est assurée par trois barrières de sûreté agencées sur le principe des poupées gigognes (Fig 1) : la gaine du combustible, le circuit primaire puis l'enceinte de confinement du BR.

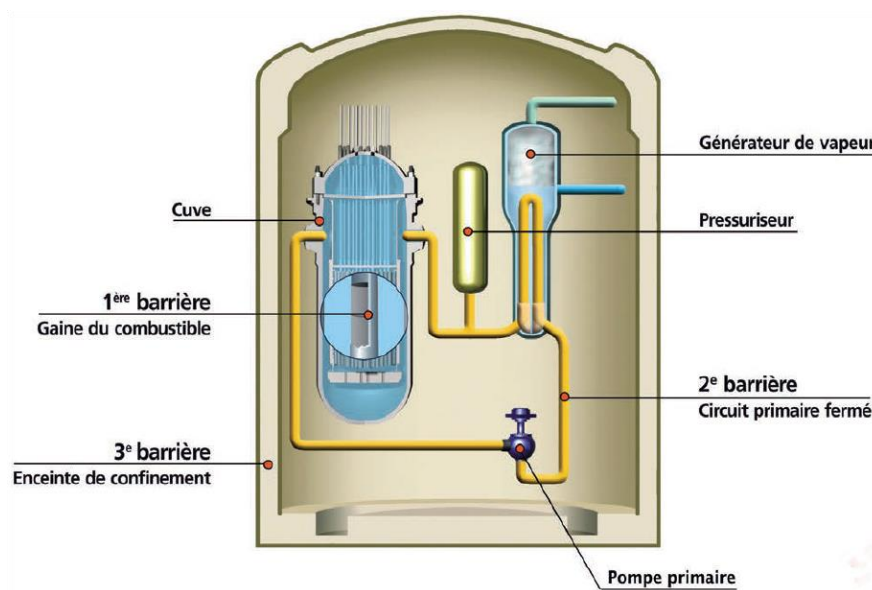


Fig 1 : Schéma de principe des trois barrières de sûreté d'un BR [38]

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

Deux technologies d'enceintes de confinement existent en France : 34 BR 900 MWe à simple paroi avec liner métallique ont été mis en service entre 1977 et 1987 et 24 BR 1300 et 1450 MWe à double paroi sans liner ont été mis en service entre 1984 et 1999. Pour ces deux technologies, la construction a duré entre cinq et douze ans. Les enceintes de confinement, au même titre que les cuves de réacteurs, sont les seuls éléments irremplaçables d'un BR. Elles sont donc contrôlées périodiquement pour évaluer leur étanchéité au cours de visites décennales (VD) et obtenir, si leur sûreté est assurée, une autorisation d'exploitation de dix années supplémentaires par l'Autorité de Sûreté Nucléaire (ASN).

Le parc actuel s'approche des 40 ans de durée de vie prévus à la conception : les troisièmes VD ont débuté en 2015 pour les BR 1300 MWe et s'étaleront jusqu'en 2024. Dans le cadre de la libéralisation du marché de l'énergie en Europe et de l'application de la loi de transition énergétique en France, l'extension de la durée de fonctionnement des réacteurs semble plus opportune à court terme que leur remplacement par de nouvelles unités [112]. EDF implémente cette stratégie d'exploitation et de maintenance à long terme et d'amélioration continue de la sûreté dans le programme « Grand Carénage ». En parallèle de ce grand projet industriel, certains aspects R&D liés aux mécanismes de vieillissement des enceintes sont portés par le programme VeRCoRs, dont la maquette à l'échelle 1/3 est également l'objet d'étude du projet ANR MACENA.

Dans ce contexte, **l'objectif de cette thèse est de proposer une méthodologie de calcul du débit de fuite et un outil d'aide à la décision pour la prédiction de l'évolution de l'étanchéité des enceintes à double paroi dans le temps.** Cette méthodologie est pensée pour pouvoir s'adapter à la complexité de telles structures, aux données disponibles sur site et au degré de connaissance variable de certains paramètres.

Un premier chapitre détaille la problématique du vieillissement des enceintes à double paroi et ses conséquences industrielles. Le second chapitre présente l'ensemble des hypothèses et lois de comportement utilisées dans ces travaux afin d'en modéliser le comportement thermo-hydro-mécanique à long terme. Le chapitre suivant démontre l'applicabilité de la méthodologie proposée en étudiant finement le comportement de la maquette VeRCoRs au cours de son premier essai d'étanchéité et en poursuivant les pronostics jusqu'à sa première VD. Un dernier chapitre illustre l'intérêt de la méthode dans plusieurs cas concrets d'applications industrielles représentatifs des enceintes du parc français.

Chapitre 1

Problématique scientifique et enjeux opérationnels

Ce premier chapitre s'intéresse aux contextes industriel et scientifique de la thèse.

Après avoir décrit la structure des bâtiments réacteurs concernés par la présente étude et leurs sollicitations au cours de visites décennales, les observations d'auscultation en lien avec le débit de fuite sont synthétisées. Plusieurs phénomènes sont identifiés comme pouvant être à l'origine de ces observations et sont en particulier étudiés au sein du projet ANR-PIA MACENA (dans le cadre duquel cette thèse s'inscrit) et du projet EDF VeRCoRs (dont la maquette sera l'objet d'application du présent manuscrit).

L'analyse des travaux existants pour la modélisation du débit de fuite de bâtiments réacteurs met en évidence l'équilibre à trouver entre raffinement de la discrétisation, non-linéarité des lois de comportement et intensité des couplages. Pour répondre à plusieurs besoins opérationnels et s'adapter aux données de terrain disponibles, cette thèse développe une stratégie numérique de calcul et de prévision du taux de fuite.

SOMMAIRE

1.1 Contexte industriel	5
1.1.1 Caractéristiques générales des enceintes double paroi	5
1.1.2 Epreuves enceinte et retour d'expérience	7
1.1.2.1 Visites décennales	7
1.1.2.2 Typologie des fuites	8
1.1.2.3 Critères de sûreté	9
1.1.2.4 Dispositifs de mesures	10
1.1.2.5 Observations sur sites	15
1.2 Phénomènes contribuant au débit de fuite et à son évolution	16
1.2.1 Dessiccation	17
1.2.2 Retraits	20
1.2.2.1 Retrait chimique	20
1.2.2.2 Retrait endogène	20
1.2.2.3 Retrait thermique	20
1.2.2.4 Retrait de dessiccation	20
1.2.3 Fluages	21
1.2.3.1 Fluage propre	21
1.2.3.2 Fluage de dessiccation	23
1.2.4 Endommagement et fissuration	24
1.2.4.1 Constatations expérimentales	24
1.2.4.2 Méthodes numériques continues	25
1.2.4.3 Méthodes numériques discontinues	25
1.2.4.4 Méthodes numériques discrètes	25
1.2.4.5 Méthodes mixtes	26
1.2.5 Perméabilités du béton	26
1.2.5.1 Constatations expérimentales	27
1.2.5.2 Modélisation	27
1.2.6 Autres phénomènes	28
1.3 Stratégies numériques existantes pour le calcul du taux de fuite	28
1.3.1 Modélisations complexes de volumes structurellement représentatifs	29
1.3.2 Extrapolations à partir de géométries simplifiées	30
1.3.3 Calculs de structure avec comportements simplifiés	30
1.4 Programme VeRCoRs et projet MACENA	31
1.4.1 Maquette d'enceinte VeRCoRs	31
1.4.2 Projet ANR-PIA MACENA [120]	35
1.5 Motivations et objectifs de la thèse	37
1.5.1 Outil opérationnel de prévision du taux de fuite	37
1.5.2 Restrictions dans le cadre de la thèse	38

1.1 Contexte industriel

1.1.1 Caractéristiques générales des enceintes double paroi

L'enceinte de confinement est la troisième barrière de protection des bâtiments réacteurs (BR). Elle doit assurer deux types de fonctions :

- une première fonction de résistance, que ce soit vis-à-vis d'agressions physiques extérieures (chute d'avion, explosion, séisme) ou des effets du temps (durabilité, vieillissement) ;
- une seconde fonction de confinement des éléments radioactifs, que ce soit en fonctionnement normal d'exploitation ou en situation accidentelle avec montées en pression et température de l'enceinte pendant une durée plus ou moins longue.

En France, deux technologies d'enceintes sont utilisées pour les BR actuellement en exploitation :

- les enceintes à simple paroi, dont la fonction de résistance est assurée par une enceinte en béton armé précontraint et la fonction d'étanchéité par une peau métallique interne (aussi appelée liner) ;
- les enceintes à double paroi (EDP), dont la fonction de résistance est assurée par une enceinte externe (EE) en béton armé et la fonction d'étanchéité par un double système :
 - passif, avec une enceinte interne (EI) en béton armé et précontraint sans peau d'étanchéité métallique,
 - actif, avec une dépression permanente de l'espace entre enceintes (EEE).

Cette deuxième famille d'enceintes est l'objet d'étude principal de ces travaux de thèse. Elle a été mise en service à partir de 1984 et regroupe 24 des 58 réacteurs français et concerne les paliers :

- P4 à 1300 MWe, réacteurs de Flamanville (2), Paluel (4) et Saint-Alban (2) ;
- P'4 à 1300 MWe, réacteurs de Belleville (2), Cattenom (4), Golfech (2), Nogent (2) et Penly (2) ;
- N4 à 1450 MWe, réacteurs de Chooz B (2) et Civaux (2).

Le principe constructif du système de double enceinte est identique pour les trois paliers P4, P'4 et N4 et est illustré en Fig. 1.1.

Dans le cas d'un BR du palier P'4, structure de référence de ce manuscrit, un radier de 3 m d'épaisseur, précontraint en partie supérieure, supporte les deux enceintes interne et externe et comporte en périphérie de l'EI des galeries permettant l'ancrage des câbles de précontrainte. L'enceinte externe a un diamètre intérieur de 49,8 m et une hauteur de 67,6 m. Sa paroi en béton armé fait 55 cm d'épaisseur au niveau du fût et 40 cm au niveau du dôme.

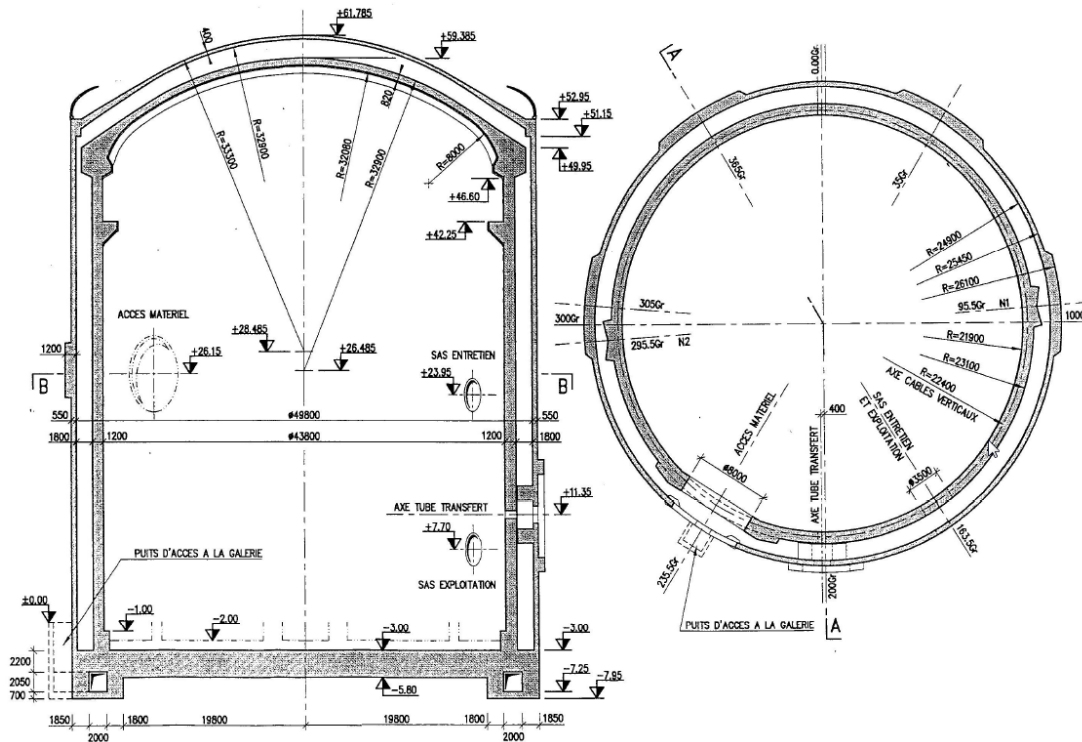


Fig. 1.1 : Schéma de principe d'une EDP de type P'4 (coupes verticale et horizontale [43])

L'EI a un diamètre intérieur de 43,8 m et une hauteur de 65,2 m. Sa paroi en béton armé et précontraint fait 1,2 m d'épaisseur au niveau du fût et 82 cm au niveau du dôme. La précontrainte verticale est réalisée par la mise en tension de 57 câbles verticaux purs et 98 câbles gamma (verticaux qui se prolongent dans le dôme). La précontrainte horizontale est assurée par 122 cerces faisant le tour du fût et ancrées dans deux nervures verticales diamétralement opposées. Le principe de ces trois types de câbles est illustré en Fig. 1.2. 18 câbles supplémentaires sont utilisés pour le dôme de l'EI. Cette précontrainte, globalement bidirectionnelle et injectée au coulis de ciment, a pour rôle principal d'éviter, en toutes circonstances, les zones tendues et donc une fissuration potentielle. Elle est dimensionnée pour que le béton de l'EI reste comprimé à au moins 1 MPa en situation accidentelle sur toute sa durée de vie.

L'EEE correspond à l'espace libre entre enceintes interne et externe, séparées de 1,8 m au niveau de la jupe. Il assure une fonction de sas intermédiaire entre l'environnement extérieur et le volume intérieur du BR. Cet EEE est ventilé mécaniquement pour maintenir une dépression permanente de 1,5 kPa qui doit permettre de récolter et filtrer les fuites avant rejet dans l'atmosphère en cas d'accident (système EDE).

Les jupes des deux enceintes sont traversées par des ouvertures permettant le passage du personnel (deux traversées de 3,5 m de diamètre), du gros matériel (une traversée de 8 m de diamètre appelée tampon d'accès matériel ou TAM), des matériels techniques (câbles, gaines, tuyauteries,...) et du combustible. L'épaisseur de béton autour du TAM est localement plus importante (3 m au lieu de 1,2 m afin de reprendre les contraintes dues à la déviation des câbles).

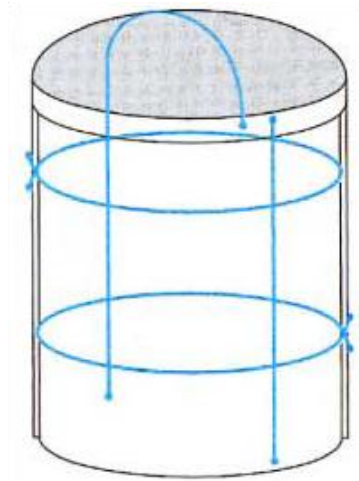


Fig. 1.2 : Principe du système de précontrainte de l'EI d'une EDP [25]

En conditions de fonctionnement habituel, les températures et humidités relatives sont de l'ordre de 35 °C et 40 % dans le volume interne et 15 °C et 60 % dans l'EEE, générant des gradients dans l'épaisseur de béton de l'EI.

1.1.2 Epreuves enceinte et retour d'expérience

1.1.2.1 Visites décennales

Les réacteurs du parc français sont arrêtés et inspectés tous les dix ans. Ces visites décennales (VD) durent une centaine de jours environ et permettent le rechargement du combustible nucléaire, la vérification des matériels et des structures du BR ainsi que leur maintenance et réparation éventuelles. Trois essais principaux sont conduits :

- une épreuve hydraulique du circuit primaire ;
- une inspection de la cuve du réacteur ;
- une épreuve enceinte (ou essai de type A).

L'épreuve enceinte a pour but de tester l'étanchéité et la résistance de l'EI, en la soumettant à sa pression interne de dimensionnement (supérieure de 5 à 10 % par rapport à la pression maximale en cas d'accident de perte de réfrigérant primaire ou

APRP). Au cours de cette épreuve, les déformations de l'enceinte ainsi que son taux de fuite global sont mesurés et comparés aux valeurs de la VD précédente pour contrôler leurs évolutions. Une identification visuelle des défauts et principaux points de fuite est aussi effectuée en paroi externe de l'EI (extrados). Le test de mise sous pression, durant environ quatre jours, n'est pas identique pour chaque BR. Son principe est illustré en Fig. 1.3 et se déroule de la manière suivante [43] :

- palier initial à pression atmosphérique pour vérifier les apports d'air et fuites parasites ;
- augmentation de pression de 1 bar pendant quelques heures ;
- palier de 12 h à 2 bars absolus, pour contrôler et analyser les apports d'air parasites, cette fois-ci en pression ;
- un palier intermédiaire à 2,9 bars absolus peut être nécessaire ;
- nouvelle augmentation de pression de 2,8 bar (P4), 3,2 bar (P'4) ou 3,3 bar (N4) pendant 12 h, pour atteindre la pression nominale de l'essai (respectivement 4,8, 5,2 et 5,3 bars absolus) ;
- palier de 24 h à cette pression de dimensionnement, avec mesure du taux de fuite global, des fuites transistantes et relevé de la localisation précise des zones fuyardes à l'extrados de l'EI ;
- diminution de la pression pendant environ 36 h jusqu'à 1,5 bars absolus ;
- retour à la pression atmosphérique en quelques heures.

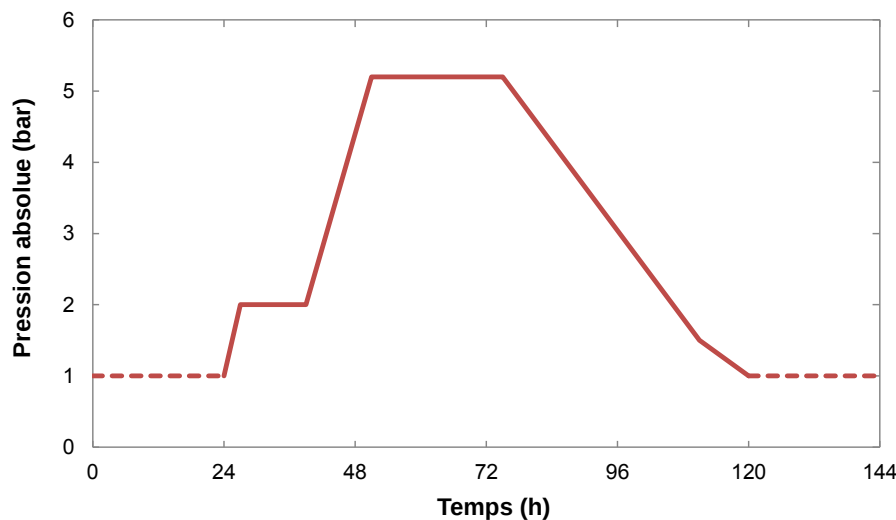


Fig. 1.3 : Chargement en pression interne au cours d'une VD (palier P'4)

1.1.2.2 Typologie des fuites

L'ensemble de la fuite se sépare en deux composantes principales, les fuites transistantes, c'est-à-dire débouchant dans l'EEE, et les fuites non transistantes

pouvant se retrouver directement dans l'environnement extérieur. Ces types de fuites sont illustrés en Fig. 1.4 et comprennent :

- pour les fuites transitantes (notées F_t) :
 - une composante diffuse à travers la porosité du béton,
 - une composante localisée au niveau des défauts ou fissures, détectée par aspersion d'eau savonneuse en paroi externe de l'EI. Ces défauts se situent en général près du TAM, des sas personnel, du gousset reliant la base du fût au radier et de la ceinture torique reliant le fût au dôme,
 - une composante liée à une mauvaise étanchéité des joints entre l'acier des traversées et le béton de l'EI ;
- pour les fuites non transitantes (notées F_{nt}) :
 - une composante correspondant au gaz piégé dans l'épaisseur de béton et qui n'est pas retourné dans le volume interne de l'EI ou sorti par l'EEE en cours d'essai,
 - une composante passant par les traversées,
 - une composante diffuse à travers le radier.

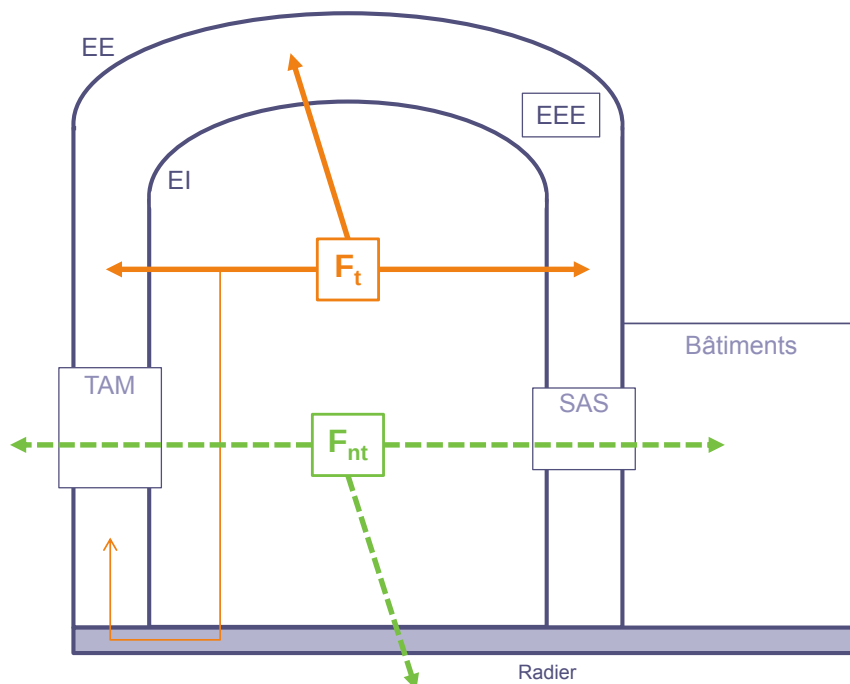


Fig. 1.4 : Différents types de fuites au cours d'une épreuve enceinte (d'après [25] et [117])

1.1.2.3 Critères de sûreté

Pour garantir l'étanchéité de l'EI des EDP, le décret d'autorisation de création (DAC) impose réglementairement un taux de fuite maximum de 1,5 % de la masse

de gaz (air et vapeur d'eau) contenue dans le volume libre du BR (c'est-à-dire le volume interne diminué du volume de tous les équipements), par jour et en situation accidentelle de type APRP. Toutefois, les conditions réelles d'un tel accident sont difficilement reproductibles techniquement (variations fortes de pression et température, présence de vapeur d'eau) car ce chargement endommagerait le BR. Des essais normalisés en air sec (dits essais de type A) sont alors réalisés périodiquement pour vérifier étanchéité et résistance mécanique de l'EI du BR :

- un essai pré-opérationnel après précontrainte de l'enceinte interne noté VC_0 ;
- un essai au premier chargement de combustible après environ trois ans VC_1 ;
- puis un essai tous les dix ans noté VD_i (pour i-ième visite décennale).

Une transposition du critère du DAC est donc nécessaire pour effectuer un test d'étanchéité « équivalent » en air sec. Plusieurs études ([117], [14], [106] et [65] par exemple) ont été menées ces dernières années pour déterminer expérimentalement le coefficient de transposition, défini comme le ratio de fuite entre essai en air sec et essai en air humide avec température. Elles tendent à montrer que ce ratio pourrait être supérieur à l'unité, mais l'Autorité de Sûreté Nucléaire (ASN) conserve une marge de sécurité en imposant sa valeur à 1. À cette limite réglementaire du taux de fuite, EDF s'impose un coefficient de sécurité supplémentaire lié au vieillissement de la structure. Il vient diminuer le critère du DAC et vaut 0,75 pour les visites pré-opérationnelles (dans ce cas, la perte en masse par jour ne doit pas dépasser 1,125 % du volume interne du BR). Sa valeur, comprise entre 0,75 et 1, doit être calculée pour chaque VD en prenant en compte la quantité de réparations effectuées sur la paroi.

Un critère de sûreté supplémentaire impose que la partie non transitante du débit de fuite ne représente pas plus de 10 % de la fuite totale. Si au cours du premier palier de 24 h à la pression nominale, le débit de fuite global ou le débit des fuites non transistantes dépassent leur critère respectif, le palier peut être prolongé de 24 h supplémentaires avec l'accord de l'ASN afin de réitérer toutes les mesures radier noyé. Ces conditions ont pu permettre de s'affranchir de fuites en air non représentatives d'une situation accidentelle type APRP.

1.1.2.4 Dispositifs de mesures

Mesures courantes

L'instrumentation des EI [26], dont le principe est illustré en Fig. 1.5, permet d'avoir accès (régulièrement tout au long de la vie de l'ouvrage et de manière plus fréquente en cours d'épreuve) :

- aux déformations tangentielles et verticales, grâce à des extensomètres à cordes vibrantes noyés à différentes hauteurs et génératrices dans le fût ;
- aux déplacements globaux, radialement grâce à des pendules et verticalement grâce à des fils Invar ;
- aux variations de température grâce à des thermocouples noyés au droit des extensomètres (permettant d'en corriger les données brutes) ;
- aux pertes de précontrainte dans certains câbles gainés-graissés grâce à des dynamomètres ;
- aux tassements différentiels du radier et à la rotation de la structure grâce aux pendules et par nivellement optique ;
- aux fuites par les traversées (système SEXTEN).

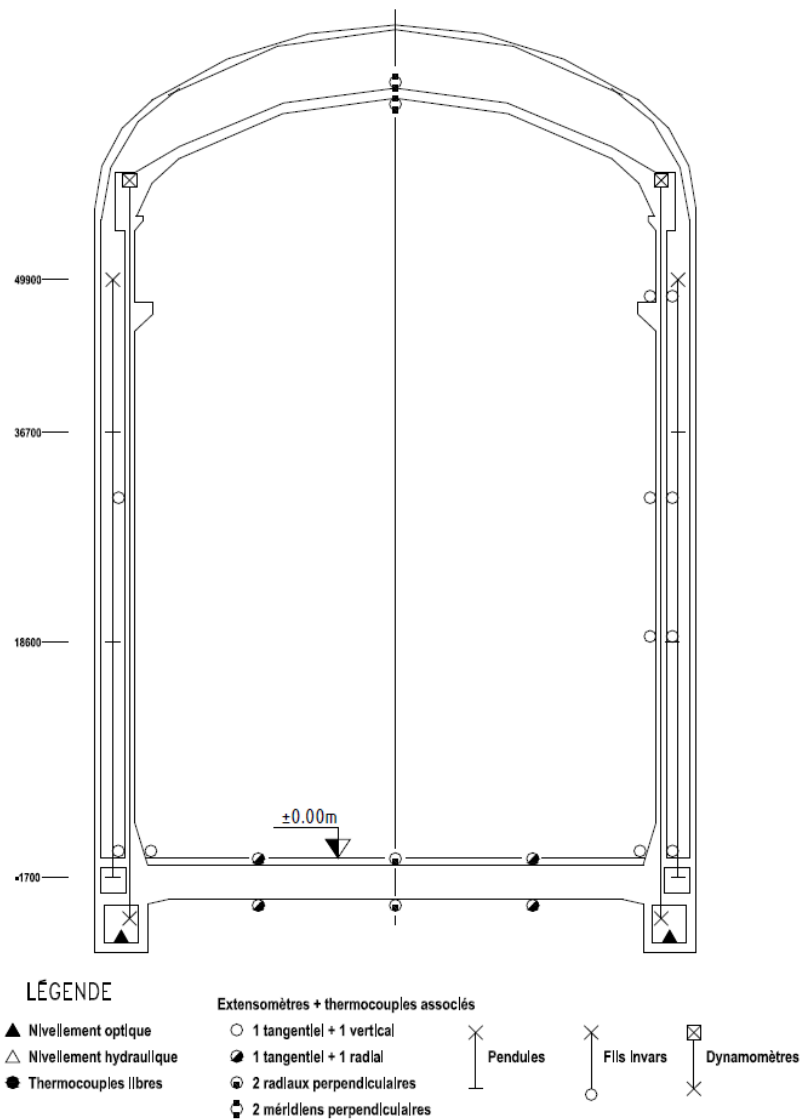


Fig. 1.5 : Schéma de principe de l'instrumentation d'auscultation d'une EI [39]

Mesure du taux de fuite global

Lors d'une VD, le plateau à la pression maximale est maintenu au minimum 24 h pour permettre une mesure du taux de fuite global, en considérant que l'écoulement est laminaire et a atteint son régime permanent. Le dispositif spécifique de cette mesure comprend :

- 44 sondes de température disposées dans le volume libre de l'EI ;
- 10 sondes hygrométriques pour mesurer la pression partielle de vapeur dans l'EI ;
- 1 baromètre de mesure de pression dans l'EEE ;
- 2 manomètres de mesure de la pression de l'EI.

Toute masse d'air quittant le volume interne du BR est considérée comme fuite. En moyennant les valeurs des différents capteurs de température T (en K) et de pression partielle de vapeur P_v (en Pa), la masse d'air sec m_a (en kg) contenue à l'intérieur de l'enceinte se calcule à partir de la loi des gaz parfaits :

$$m_a = \frac{M_a P_a V_{int}}{RT}, \quad P_a = P - P_v \quad (1.1)$$

Où P est la pression totale dans l'EI, V_{int} est son volume libre (en m^3), M_a est la masse molaire de l'air ($28,965 \cdot 10^{-3} \text{ kg} \cdot \text{mol}^{-1}$) et R la constante universelle des gaz parfaits ($8,314 \text{ J} \cdot \text{mol}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$). En négligeant la variation de volume, le taux de fuite f_g (en %/j) est le taux d'accroissement de masse sur 24 h (positif en cas d'apport, négatif en cas de fuite) et s'obtient par dérivation logarithmique de l'équation (1.1) :

$$f_g = \frac{\Delta m_a}{m_a(t_0)} = \frac{\Delta P_a}{P_a(t_0)} - \frac{\Delta T}{T(t_0)}, \quad \Delta X = X(t_0 + 24h) - X(t_0) \quad (1.2)$$

Où t_0 est l'instant initial de mesure. Ce taux de fuite peut être converti en débit de fuite Q_V (en $m^3 \cdot h^{-1}$) :

$$Q_V = \frac{f_g}{24 \cdot 100} V_{int} \quad (1.3)$$

Pour s'affranchir des conditions de température et pression de chaque essai de gonflement et pouvoir comparer les résultats obtenus entre différents BR, ce débit volumique est normalisé, c'est-à-dire exprimé aux conditions normales de pression ($P^{norm} = 101325 \text{ Pa}$ ou 1 atm) et température ($T^{norm} = 273 \text{ K}$ ou 0 °C) :

$$Q_V^{norm} = \frac{P_a}{P^{norm}} \frac{T^{norm}}{T} Q_V \quad (1.4)$$

Où Q_V^{norm} est le débit normalisé (en $Nm^3 \cdot h^{-1}$).

Ainsi, pour une enceinte du palier P'4 dont le volume interne libre est d'environ 70500 m^3 et dont l'essai en air se ferait à 20 °C , le critère de fuite maximum de $1,5 \text{ \%}/j$ correspond à un débit de fuite global normalisé de $210,7 \text{ Nm}^3 \cdot h^{-1}$.

D'un point de vue pratique, la variation de masse d'air est suivie pendant 14 h et le débit est calculé grâce à la pente moyenne de la courbe obtenue durant les quatre dernières heures, une fois le régime d'écoulement stabilisé (Fig. 1.6). Les 10 h suivantes permettent d'effectuer les inspections visuelles décrites ci-après.

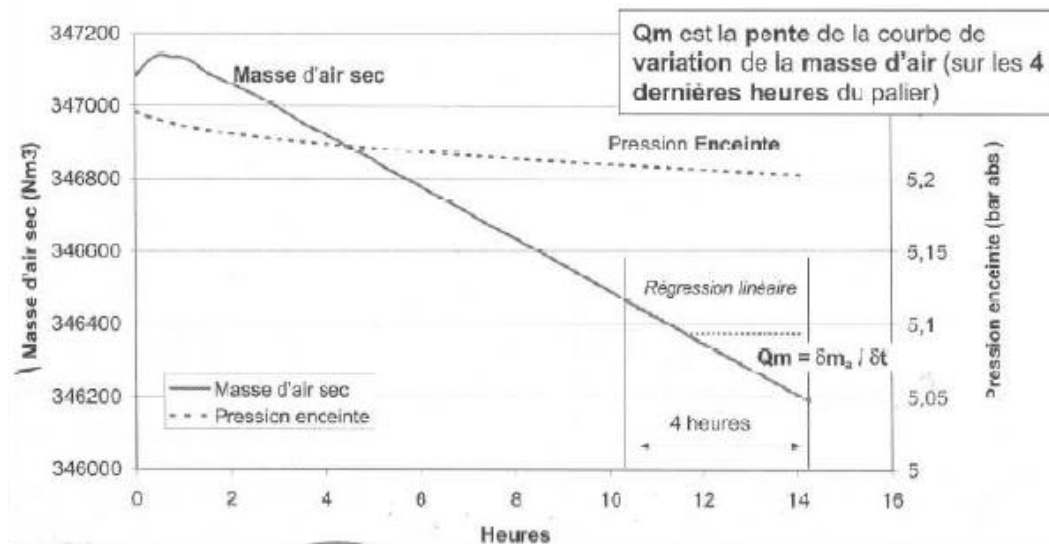


Fig. 1.6 : Variation de la masse d'air et de la pression interne (Golfech 1 VD₂, [43])

Mesure des fuites transitantes

L'espace entre enceintes est instrumenté avec un dispositif analogue à celui de l'EI, appelé SUGTEN (SUIvi du Gonflement en conTinu des Enceintes Nucléaires), permettant d'étudier l'évolution de la masse d'air à l'intérieur de l'EEE et prenant en compte les apports par l'enceinte externe. Pour rappel, ces apports extérieurs sont dus à la légère dépression de 1,5 kPa maintenue en permanence dans l'EEE et n'influencent donc pas le débit de fuite de l'EI.

Le système SUGTEN n'est opérationnel que lorsque les sas des enceintes interne et externe sont fermés. Comme l'EE est ouverte au cours du plateau à pression maximale pour effectuer les inspections visuelles, le débit dans l'EEE ne peut être mesuré qu'en phase de montée ou descente en pression.

Les mesures de fuite par SUGTEN sont représentées en fonction de la variation du carré de pression entre EI et EEE, un exemple en phase de montée en pression est représenté en Fig. 1.7. Sans modification du régime d'écoulement, potentiellement due à l'ouverture d'une fissure importante, les courbes SUGTEN restent quasi-

linéaires. Deux mesures de débit de fuite total de l'EEE sont obtenues à pression nominale, c'est-à-dire en fin de montée et en début de descente en pression (abscisse maximale en Fig. 1.7). Des valeurs proches du débit de fuite total mesuré dans l'EI signifient que le régime permanent d'écoulement à travers l'ensemble de la structure est atteint et que les fuites non transitantes sont faibles.

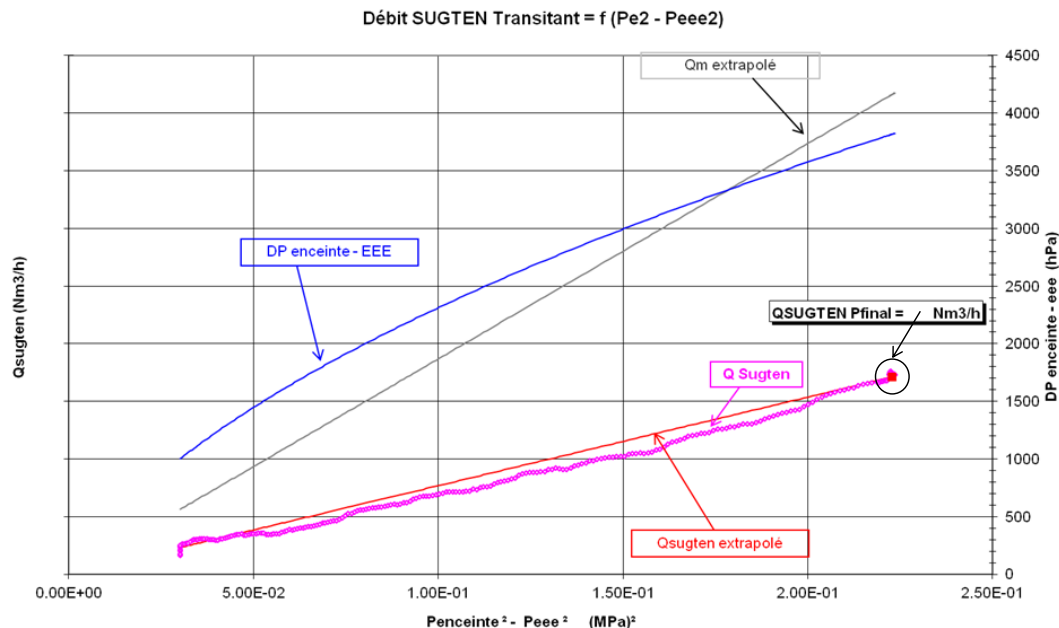


Fig. 1.7 : Mesure du débit de l'EEE par SUGTEN pour une VD₂ du palier 1300 MWe en phase de montée en pression (données anonymisées, [39])

Inspection visuelle de l'extrados de l'EI

Au cours du plateau à pression maximale de l'essai en air, l'aspersion d'eau savonneuse à l'extrados de l'EI permet de mettre en évidence certaines zones de fuite privilégiées (fissures, lignes de porosité, défauts locaux de mise en place du béton ou reprises de bétonnage par exemple). Une cartographie des défauts est établie (position, ouverture, longueur, inclinaison) et une mesure locale de débit peut alors être effectuée à l'aide de boîtes collectrices de fuite équipées de débitmètres (Fig. 1.8).

Une comparaison des cartographies et débits associés entre deux VD permet de quantifier l'évolution de ces défauts locaux dans le temps. Ce système de mesure présente cependant plusieurs limites :

- une grande surface à ausculter (environ 9500 m²) en un temps limité avec plusieurs zones très difficiles d'accès (comme le dôme) ;

- des difficultés à mesurer les faibles fuites ou les fuites autour des traversées ;
- des boîtes potentiellement plus petites que les défauts identifiés, le résultat est alors proportionnel à la longueur du défaut.

Au final, seuls quelques dizaines de pourcent de la fuite totale mesurée dans l'EI sont retrouvés localement en paroi externe [83].



Fig. 1.8 : Boîte collectrice de fuite dans l'EEE et aspersion de l'extrados [83]

1.1.2.5 Observations sur sites

Malgré une standardisation des procédés de construction et un fonctionnement similaire des tranches de chacun des paliers P4, P'4 et N4, les mesures et évolutions du taux de fuite depuis les visites pré-opérationnelles jusqu'aux deuxièmes VD ne sont pas comparables d'un site à l'autre. Le vieillissement naturel des matériaux conduit, sans correction d'étanchéité, à une augmentation progressive des fuites, mais un comportement d'ensemble du parc n'est pas vraiment identifié (Fig. 1.9 et [72]).

Comme constaté sur site [84], certaines tranches ont pu poser problème vis-à-vis du débit de fuite, et ce dès leur mise en exploitation. L'enceinte en béton étant l'un des seuls constituants irremplaçables d'un BR (avec la cuve), EDF a dans ce cas dû mettre en place plusieurs solutions de mitigation, telles que :

- injection de résine dans le réseau de reprises de bétonnage, mis en place au moment du coulage du béton dans l'épaisseur de la jupe de l'EI ;
- étanchéification des traversées avec des polymères ;

- injection des fissures principales en paroi interne de l'EI (autour du TAM, du gousset ou de la ceinture torique) avec de la résine ;
- recouvrement d'une partie de l'intrados de l'EI avec des revêtements à base de composites, au niveau des zones les plus fuyardes.

L'application de ces mesures de correction d'étanchéité justifie les baisses de taux de fuite visibles en Fig. 1.9 (entre VC₁ et VD₁ ou VD₁ et VD₂ notamment).

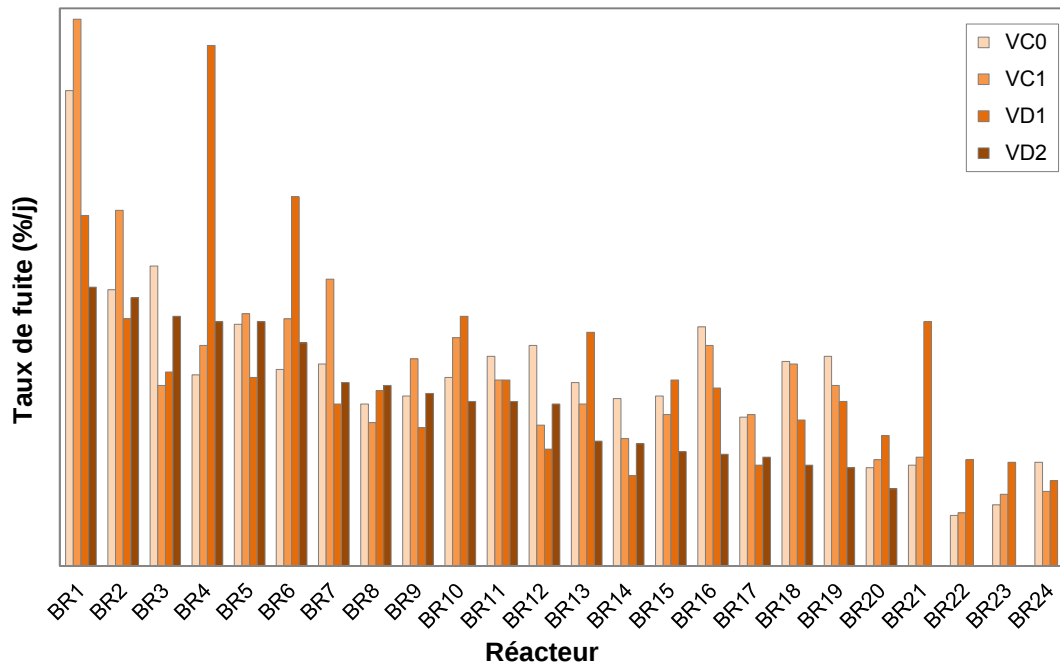


Fig. 1.9 : Evolution du taux de fuite des EDP du parc EDF (données anonymisées, [39]), les réacteurs sont classés par taux de fuite décroissant au cours de la VD₂ (VD₁ sinon)

Toutefois, ces solutions ne semblent plus suffire pour un petit nombre d'enceintes jugées « sensibles » avant leur VD₃ ([84], [72]). Comme pour l'extrados, la surface de l'intrados ne peut en effet être intégralement recouverte de revêtements étanches pour cause de non accessibilité. Les enceintes concernées nécessitent donc la mise au point de nouvelles solutions techniques de renforcement (étanchéification de l'extrados par exemple).

1.2 Phénomènes contribuant au débit de fuite et à son évolution

La structure interne d'un béton, évolutive et très différente d'une échelle d'étude à l'autre, est à l'origine de nombreux phénomènes ayant des impacts majeurs à

l'échelle de la structure étudiée. Le matériau béton présente deux comportements généralement distincts :

- une phase de jeune âge, où l'hydratation, un ensemble de réactions chimiques exothermiques et thermo-activées, transforme le mélange initial frais de constituants (ciment, eau, granulats, sables, adjuvants) en un matériau durci ;
- une phase à long terme, durant laquelle le matériau durci obtenu, hétérogène, poreux et réactif, vieillit et est soumis à plusieurs sollicitations.

De manière globale, l'évolution de la teneur en eau du béton pilote la fuite à travers le milieu poreux tandis que les déformations du béton pilotent le risque d'endommagement et donc la fuite à travers la fissuration. L'ensemble des phénomènes décrits dans cette section est représenté de manière chronologique en Fig. 1.10. Les travaux de cette thèse se concentreront principalement sur le comportement à long terme des EI.

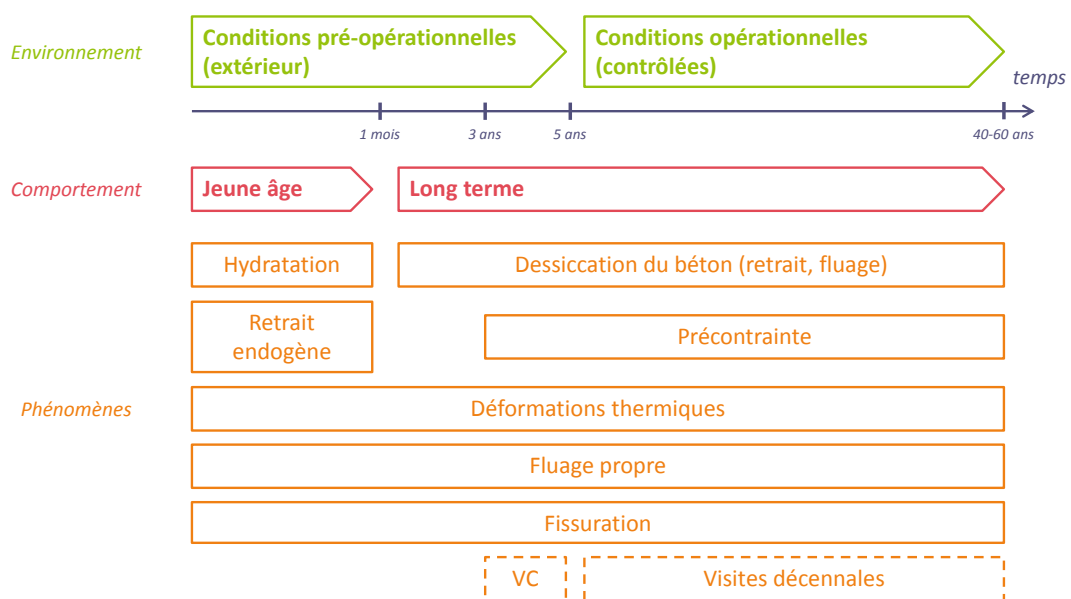


Fig. 1.10 : Représentation temporelle des phénomènes physico-chimiques impactant le débit de fuite des enceintes internes

1.2.1 Dessiccation

Après décoffrage, le béton, dont la porosité contient une quantité importante d'eau non consommée par les réactions d'hydratation, se retrouve en déséquilibre hydrique avec son environnement extérieur. La dessiccation (ou séchage) est le phénomène rééquilibrant le matériau, ce qui implique un départ de l'eau

interstitielle du cœur du béton vers le milieu extérieur et la mise en place d'un équilibre entre eau, vapeur d'eau et air sec dans la porosité du béton.

Plusieurs mécanismes de transport, plus ou moins concomitants en fonction du niveau d'humidité interne, interviennent alors :

- adsorption ou désorption moléculaire aux parois des pores ;
- condensation ou évaporation à l'interface liquide-gaz ;
- diffusion en présence d'un gradient de concentration, modélisée par la loi de Fick ;
- perméation en présence d'un gradient de pression, modélisée par la loi de Darcy.

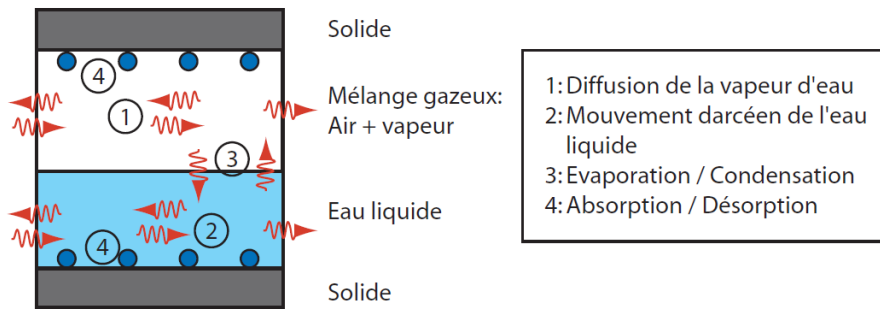


Fig. 1.11 : Schématisation des différents modes de transport de l'eau dans la porosité [33]

Un volume total de béton V_T (en m^3) est constitué d'un volume solide de matrice V_S et d'un volume de vides V_{vid} tel que :

$$V_T = V_S + V_{vid} = V_S + V_g + V_l \quad (1.5)$$

Ce volume de vide est associé à la porosité totale ouverte du béton ϕ permettant le transport de fluides à travers le matériau. Dans le cas considéré ici, le fluide est constitué d'une phase gazeuse de volume V_g (air sec + vapeur d'eau) et d'une phase liquide de volume V_l (eau liquide) :

$$\phi = \frac{V_{vid}}{V_T} = \frac{V_g}{V_T} + \frac{V_l}{V_T} = \phi_g + \phi_l \quad (1.6)$$

D'autres quantités utiles sont définies, comme la saturation en eau S_l (valeurs entre 0 et 1), la part de porosité accessible au liquide ϕ_l et la part de porosité accessible au gaz ϕ_g :

$$S_l = \frac{V_l}{V_{vid}}, \quad \phi_l = S_l \phi, \quad \phi_g = (1 - S_l) \phi \quad (1.7)$$

L'humidité relative h_r (valeurs entre 0 et 1) se définit comme le rapport entre pression de vapeur dans la porosité P_v et pression de vapeur saturante P_v^{sat} (fonction de la température du milieu et disponible dans des abaques) :

$$h_r(T) = \frac{P_v}{P_v^{sat}(T)} \quad (1.8)$$

Lorsque l'humidité relative est supérieure à une valeur de l'ordre de 0,75 (dépendant de la formulation de béton et de la distribution de la taille de ses pores), le réseau poreux connecté forme une phase capillaire continue soumise au fort différentiel de pression entre phases gazeuse P_g et liquide P_l . Ce différentiel de pression s'appelle pression capillaire P_c et suit la loi de Kelvin [111] :

$$P_c(h_r, T) = P_g - P_l = -\rho_l \frac{RT}{M_v} \ln(h_r) \quad (1.9)$$

Où ρ_l est la masse volumique de l'eau liquide ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$) et M_v est la masse molaire de la vapeur d'eau ($\text{kg}\cdot\text{mol}^{-1}$).

Dans le cadre de la thermodynamique des processus irréversibles, de nombreux auteurs ([27] et [71] entre autres) ont décrit les équations constitutives du milieu poreux permettant de modéliser les transferts d'humidité. Les principales hypothèses associées sont les suivantes :

- la phase liquide est constituée d'eau pure (pas d'influence des espèces chimiques présentes dans l'eau interstitielle) ;
- la phase liquide est incompressible ;
- la vapeur d'eau et l'air sec sont des gaz parfaits ;
- les forces gravitationnelles sont négligeables devant les effets capillaires (pouvant atteindre plusieurs dizaines de MPa) ;
- les réactions chimiques ne sont pas prises en compte.

Les équations de conservation de la masse dans le milieu poreux sont alors [117] :

$$\begin{cases} \frac{\partial(\phi S_l \rho_l)}{\partial t} = -\nabla \cdot \left[-\frac{\rho_l}{\eta_l} K_{int}^l k_{rl} \nabla P_l \right] - m_{l \rightarrow g} \\ \frac{\partial(\phi(1-S_l)\rho_v)}{\partial t} = -\nabla \cdot \left[-\frac{\rho_v}{\eta_g} K_{int}^g k_{rg} \nabla P_g - f(S_l, \phi) \frac{M_v P_g}{RT} D_v \nabla \left(\frac{P_v}{P_g} \right) \right] + m_{l \rightarrow g} \\ \frac{\partial(\phi(1-S_l)\rho_a)}{\partial t} = -\nabla \cdot \left[-\frac{\rho_a}{\eta_g} K_{int}^g k_{rg} \nabla P_g + f(S_l, \phi) \frac{M_a P_g}{RT} D_v \nabla \left(\frac{P_a}{P_g} \right) \right] \end{cases} \quad (1.10)$$

Où η_p est la viscosité dynamique de la phase p (en $\text{Pa}\cdot\text{s}^{-1}$), K_{int}^p est la perméabilité intrinsèque du béton à la phase p (en m^2), k_{rp} la perméabilité relative du béton à la phase p (valeurs entre 0 et 1), ρ_k la masse volumique du constituant k , P_k la pression du constituant k , M_k la masse molaire du constituant k , $m_{l \rightarrow g}$ la vitesse de vaporisation volumique (en $\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}\cdot\text{m}^{-3}$), D_v le coefficient de diffusion libre de la

vapeur dans l'air (en $\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$) et f un facteur de résistance à la diffusion de la vapeur (influence de la tortuosité, de la connectivité ou effet Knudsen [119]).

1.2.2 Retraits

En fonction de l'âge du béton et de ses sollicitations thermo-hydriques, différents modes de retrait peuvent être rencontrés.

1.2.2.1 Retrait chimique

Le volume des produits hydratés étant plus faible que celui du mélange initial, un retrait dit chimique (ou contraction Le Chatelier) intervient au cours des premières heures après la fabrication du béton et avant la prise.

1.2.2.2 Retrait endogène

Après la prise, le squelette solide a commencé à se former et la réaction d'hydratation poursuit sa consommation d'eau de gâchage. Sans aucune sollicitation ni échange d'eau avec l'extérieur, cette diminution de la quantité d'eau interstitielle induit une dépression capillaire dans les pores du squelette et s'accompagne d'une réduction globale du volume du béton appelée retrait d'auto-dessiccation ou retrait endogène (qui englobe le retrait chimique précédent).

1.2.2.3 Retrait thermique

La réaction d'hydratation étant exothermique, le béton subit un échauffement puis un refroidissement au cours du jeune âge et donc une dilatation suivie d'une contraction thermique. En fonction des gradients de température pouvant exister entre cœur et parois du béton pendant l'hydratation, notamment dans le cas des structures massives, un retrait thermique pourra donc également avoir lieu au jeune âge.

1.2.2.4 Retrait de dessiccation

Une fois la prise du béton effectuée, toujours sans sollicitation thermique ou mécanique extérieure, le béton continue d'effectuer un retrait, d'autant plus important que son humidité interne diminue (évolution quasi linéaire en Fig. 1.12). Ce retrait dit de dessiccation est directement lié au séchage de la structure sur le long terme. Plusieurs mécanismes en sont potentiellement à l'origine, en fonction du niveau d'humidité, mais sans consensus dans la littérature ([12], [33], [53]). Les gradients hydriques en jeu étant plus importants qu'au jeune âge, ce retrait de dessiccation devient rapidement prépondérant devant le retrait endogène dans le cas

des bétons ordinaires (l'importance des phénomènes peut toutefois être inverse pour les bétons à hautes performances).

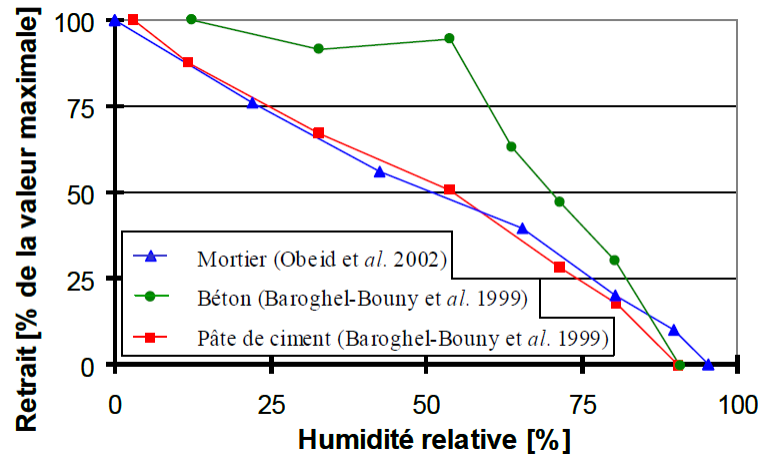


Fig. 1.12 : Exemple d'évolution du retrait (mesuré à l'équilibre hydrique) en fonction de l'humidité relative [12]

Le retrait de dessiccation peut être modélisé de manière phénoménologique, en identifiant un coefficient de proportionnalité sur des mesures (comme celles de la Fig. 1.12). La mécanique des milieux poreux [27] ou des techniques d'homogénéisation [35] permettent également de rapporter les interactions microscopiques fortes entre dépression capillaire (1.10) et contraintes effectives sur le squelette (au sens de Bishop [15]) à un retrait macroscopique.

1.2.3 Fluages

Deux mécanismes principaux de fluage interviennent dans les structures en béton : le fluage propre et le fluage de dessiccation.

1.2.3.1 Fluage propre

Le fluage propre, ayant lieu au jeune âge et à long terme, correspond à la déformation totale subie au cours d'un chargement mécanique sans départ d'eau vers l'extérieur et de laquelle on retranche les déformations de retrait précédentes ainsi que la déformation élastique instantanée. Ce fluage comporte communément trois régimes (Fig. 1.13) :

- un fluage à court terme, dit primaire (I) et qui est réversible, c'est-à-dire que la déformation résiduelle est nulle une fois le béton déchargé ;
- un fluage à long terme, dit secondaire (II) et qui est irréversible car des déformations permanentes apparaissent après décharge (recouvrance partielle) ;

- un fluage tertiaire (III) peut avoir lieu si le chargement est suffisamment important ou dure suffisamment longtemps, pouvant résulter en une ruine rapide de la structure.

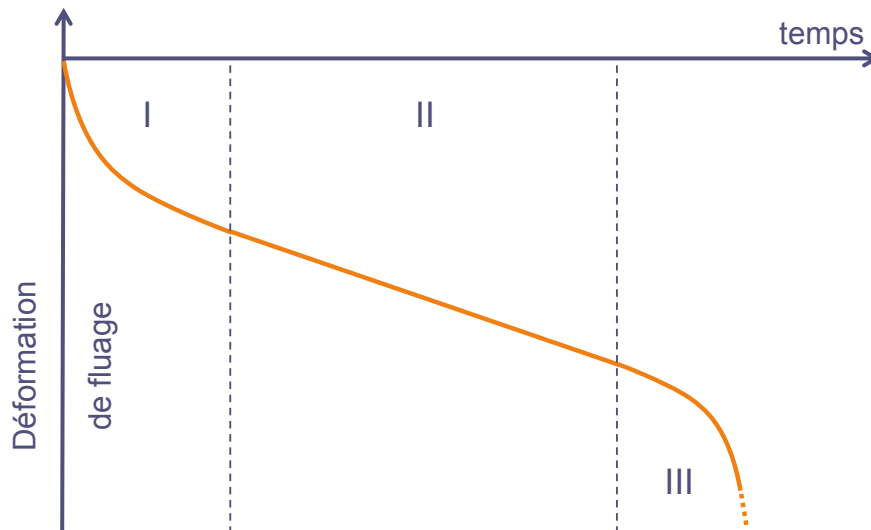


Fig. 1.13 : Principe d'évolution de la déformation de fluage propre avec le temps

Ces dernières décennies, le fluage propre a été l'objet de très nombreuses études, tant expérimentales que numériques. L'amplitude des déformations de fluage propre dépend de la formulation du béton, de sa température, de son degré de saturation et de l'âge du matériau au moment du chargement : plus le matériau aura vieilli, plus faible sera la vitesse de déformation en fluage secondaire. Le fluage propre en compression et en traction peut avoir des amplitudes différentes ([47], [100], [98]). Les chargements multiaxiaux modifient aussi le comportement identifié classiquement de manière unidirectionnelle. L'évolution temporelle du fluage secondaire semble plus logarithmique que linéaire [19]. Plusieurs mécanismes sont identifiés comme potentiellement à l'origine de ces phénomènes, mais comme pour le retrait sans consensus dans la littérature ([12], [33], [53]).

De nombreux modèles rhéologiques sont disponibles pour représenter le fluage propre du béton dans le temps, souvent à base de chaînes de type Kelvin-Voigt et Maxwell, dupliquées ou combinées en série ou en parallèle [49]. Ces modèles sont aussi utilisés sur les composantes sphériques et déviatoriques des tenseurs de déformation et de contrainte ([12], [42]). Des méthodes d'homogénéisation de ces comportements rhéologiques des différents constituants à l'échelle microscopique permettent également de représenter la déformation macroscopique totale de la structure [41].

1.2.3.2 Fluage de dessiccation

Le fluage de dessiccation correspond à la déformation totale subie au cours d'un chargement mécanique avec départ d'eau vers l'extérieur et de laquelle on retranche les déformations de retrait et fluage propre précédentes ainsi que la déformation élastique instantanée. Cette constatation expérimentale que les déformations différées totales du béton sont plus importantes en cas de dessiccation à long terme est appelée effet Pickett [94].

Encore une fois, les mécanismes à la base de ce phénomène restent débattus dans la littérature ([12], [33], [53]). Il est en général considéré que ce mécanisme est constitué d'une part intrinsèque (qui peut être modélisée à l'aide de chaînes rhéologiques) et d'une part due à un effet structural (dépendant des couplages entre états hétérogènes de dessiccation, contrainte et fissuration).

L'ensemble des déformations instantanées et différées que subit le béton en fonction d'un chargement de contrainte simple de type créneau est représenté en Fig. 1.14, où ε^{re} est le retrait endogène, ε^{rd} le retrait de dessiccation, ε^{el} la déformation élastique, ε^{fp} la déformation de fluage propre et ε^{fd} la déformation de fluage de dessiccation.

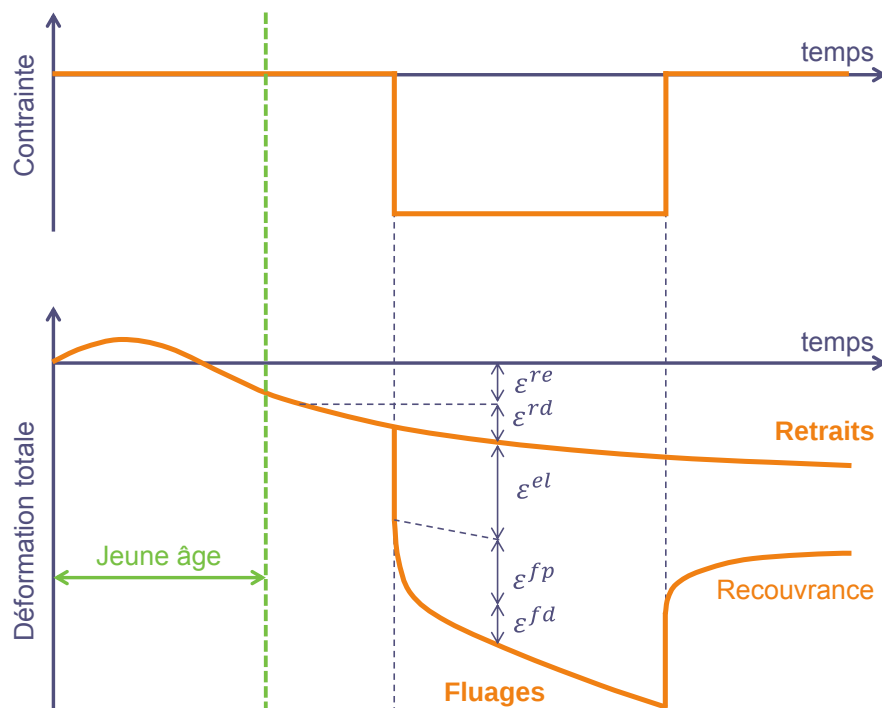


Fig. 1.14 : Principe d'évolution des déformations différées du béton dans le cas d'un chargement unidirectionnel simple.

1.2.4 Endommagement et fissuration

Tous les phénomènes précédents peuvent aboutir à une dégradation (voire à la ruine) de la structure en fonction du niveau de chargement atteint et du mode de sollicitation.

1.2.4.1 Constatations expérimentales

A l'échelle macroscopique, le béton présente un comportement fortement dissymétrique dans ses réponses à des sollicitations en traction et compression (Fig. 1.15).

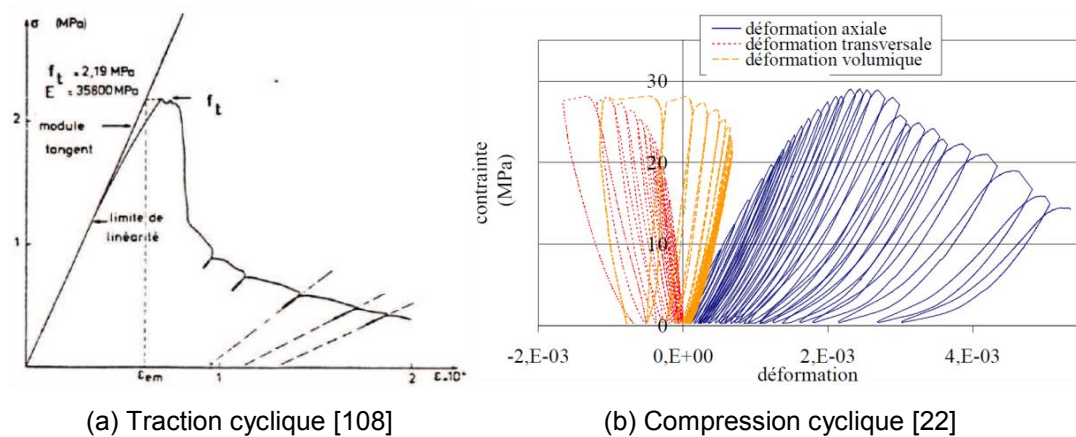


Fig. 1.15 : Comportement non symétrique d'un béton en traction et compression

En traction (unidirectionnelle en Fig. 1.15a), le béton est fragile : son comportement est élastique jusqu'à atteindre un seuil de contrainte relativement faible, puis passe directement à une phase post-pic fragile adoucissante avec déformations permanentes et macro-fissuration localisée. En compression (unidirectionnelle en Fig. 1.15b), le béton est plus ductile : la phase élastique est d'abord suivie d'une phase pré-pic non-linéaire avec perte progressive de rigidité apparente et micro-fissuration diffuse. Après atteinte d'un seuil environ dix fois supérieur à celui en traction, le comportement post-pic en compression présente une rupture moins violente et une localisation moins franche de macro-fissuration.

Le comportement quasi-fragile mais aussi multi-axial du béton a fait l'objet de très nombreuses études expérimentales et numériques. Plusieurs grandes familles de modélisation de la dégradation du béton sont disponibles dans la littérature [90].

1.2.4.2 Méthodes numériques continues

Les méthodes continues viennent par exemple dégrader les propriétés multi-axiales apparentes du matériau.

Parmi elles, les modèles d'endommagement sont basés sur le principe d'une contrainte effective (au sens de Kachanov [61] ou de Lemaître [67]) et altèrent la raideur élastique du béton. Initialement isotropes [76], leurs formulations ont beaucoup évolué par la suite pour représenter plus finement certains comportements particuliers du béton (confinement, cycles ou dynamique) : amélioration de la réponse en bi-compression ou cisaillement [96], anisotropie [32], effet unilatéraux (c'est-à-dire la capacité à récupérer de la raideur lorsque les fissures se referment en compression) ou déformations permanentes [64], etc. Leur comportement adoucissant en phase post-pic nécessite des techniques de régularisation (énergétique [54], par gradient de déformation ou de variables internes [92], non local intégral [95], [48]) pour éviter une dépendance des résultats au maillage EF utilisé.

Dans la même famille, les théories de la bande de fissuration [10] et de la fissuration répartie ou fictive ([28], [55]) peuvent aussi être citées. Pour cette première famille de modèles, l'influence de la fissuration sur la réponse globale est bien retrouvée, mais sans représentation explicite des caractéristiques des fissures.

1.2.4.3 Méthodes numériques discontinues

Les méthodes discontinues, toujours exprimées dans le cadre de la mécanique des milieux continus, introduisent explicitement la fissuration à l'aide de discontinuités venant enrichir la géométrie ou la cinématique des éléments finis utilisés.

La méthode XFEM [11] (eXtended Finite Element Method) et la méthode EFEM [89] (Embedded Finite Element Method) en sont les principales représentantes. La méthode XFEM enrichit globalement le problème, au niveau des nœuds, augmentant alors la taille du système à résoudre avec la progression de la fissuration. La méthode EFEM (Fig. 1.16) enrichit localement le problème, au niveau des points de Gauss, et les variables internes introduites sont condensées statiquement dans l'élément pour conserver la taille globale du système à résoudre.

L'énergie de fissuration se dissipant au niveau des discontinuités, les techniques de régularisation ne sont plus nécessaires pour ces méthodes.

1.2.4.4 Méthodes numériques discrètes

Les méthodes discrètes, qui sortent du cadre de la mécanique des milieux continus, ne reposent plus sur une discrétisation EF mais sur des maillages d'éléments

discrets. Les méthodes particulières [34], qui représentent le matériau par des particules de formes variables en fonction de l'application souhaitée, ou les méthodes lattices [68], basées sur des treillis tridimensionnels d'éléments barres ou poutres, en sont deux représentants. La définition locale de propriétés matérielles ou de lois de cohésion dans les liens entre particules ou entre nœuds de treillis permet la représentation des différents constituants du béton et de leurs interfaces.

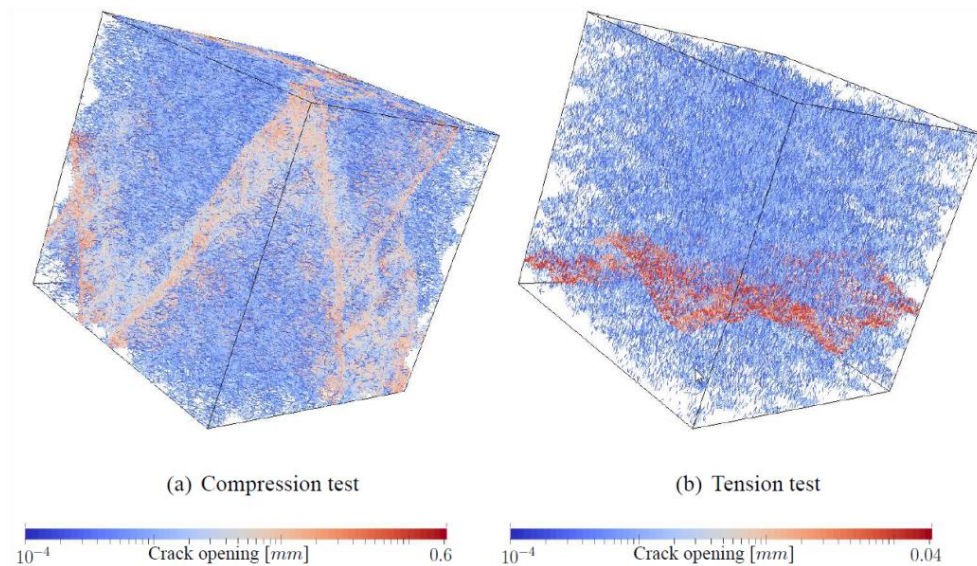


Fig. 1.16 : Faciès de fissuration d'un cube de béton maillé à l'aide d'un treillis hétérogène (méthode EFEM [103])

1.2.4.5 Méthodes mixtes

Ces différentes méthodes peuvent être couplées afin de profiter de l'ensemble de leurs avantages tout en minimisant leurs limites respectives. Par exemple, les quelques zones d'intérêt (en termes de fissuration) peuvent bénéficier d'une discrétisation enrichie ou discrète tandis que la majorité du domaine étudié suit la théorie de l'endommagement [90]. Autrement, une méthode d'analyse multi-échelles peut être mise en place de telle façon que l'échelle locale soit discrétisée finement pour remonter à l'échelle macroscopique un comportement global sur une discrétisation simplifiée ([51], [13] et [103]).

1.2.5 Perméabilités du béton

Les perméabilités à l'eau et à l'air définies dans le système d'équations (1.10) sont les paramètres matériau permettant de modéliser les transferts de fluides sous gradients de pression avec la loi de Darcy. Ces propriétés sont caractéristiques de l'état du réseau poreux du matériau. Toutefois, l'ensemble des phénomènes thermo-

hydro-mécaniques précédents ainsi que leurs évolutions vont modifier ce réseau poreux (à la fois son volume total ainsi que la répartition de ses constituants) : la saturation aura un impact sur la perméabilité relative, tandis que les sollicitations thermomécaniques impacteront les perméabilités intrinsèques [8].

1.2.5.1 Constatations expérimentales

De nombreuses caractérisations expérimentales montrent ainsi de très fortes variations des perméabilités avec le chargement mécanique (Fig. 1.17) ou la température, potentiellement sur plusieurs ordres de grandeur et de manière anisotrope [20].

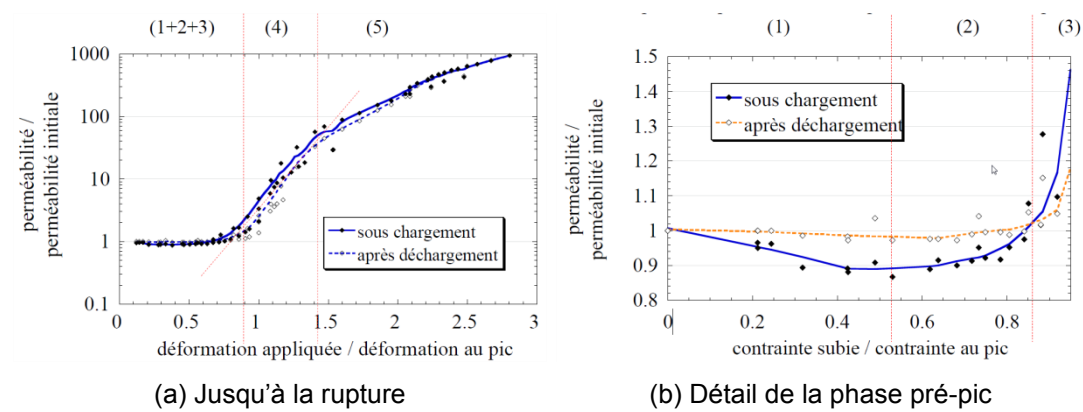


Fig. 1.17 : Evolution de la perméabilité intrinsèque à l'azote d'un béton ordinaire en fonction de la déformation appliquée [22]

Ces paramètres sont plutôt difficiles à caractériser, en particulier pour l'eau. En effet, l'eau réagit avec le milieu poreux et peut être consommée dans plusieurs réactions chimiques interstitielles plutôt que de traverser l'échantillon de béton testé. Le régime permanent d'écoulement d'eau permettant d'effectuer les mesures peut ne s'établir qu'au bout de plusieurs jours (voire plusieurs mois suivant la taille de l'éprouvette) et les valeurs obtenues sont de deux à quatre ordres de grandeur inférieures aux perméabilités mesurées pour des écoulements gazeux [69]. Les perméabilités sont donc plus souvent déterminées avec des écoulements de fluides inertes par rapport au béton, comme l'éthanol (liquide) ou l'azote et l'argon (gazeux).

1.2.5.2 Modélisation

Plusieurs modèles d'évolution de la perméabilité en fonction de l'endommagement sont disponibles pour les zones 1+2+3 [93] ou 4 [58] de la Fig. 1.17a. Mais les lois proposées ne sont valables que pour des valeurs d'endommagement faibles ou

modérées [60]. Dès qu'une ou plusieurs macro-fissures apparaissent, la variable d'endommagement est maximale et ne peut plus évoluer alors que la perméabilité continue de croître avec la déformation appliquée (zone 5 de la Fig. 1.17a). D'autres modèles, basés sur l'ouverture des fissures et des lois empiriques d'écoulement type Poiseuille (corrigées des effets de tortuosité, rugosité ou turbulences), sont alors nécessaires pour décrire l'ensemble des courbes expérimentales ([60], [40]).

1.2.6 Autres phénomènes

Les enceintes de confinement sont également soumises à un planning de construction et à un cycle de vie relativement complexes. Elles connaissent deux phases de vie principales :

- une phase pré-opérationnelle, pendant laquelle l'enceinte interne est en construction (bétonnage et précontrainte en plusieurs étapes) et subit les évolutions thermiques et hydriques de l'environnement extérieur (tant que le dôme de l'enceinte externe n'est pas terminé). Deux essais en air sont effectués après la dernière étape de précontrainte et après le premier chargement du combustible ;
- une phase opérationnelle, pendant laquelle les atmosphères du volume interne du BR et de l'espace entre enceintes sont contrôlées en température et humidité. L'étanchéité de la structure est testée périodiquement au cours des visites décennales.

Un grand nombre d'autres phénomènes physico-chimiques peut donc avoir lieu au sein des structures en béton précontraint et armé. La présence d'armatures génère un comportement particulier des interfaces entre aciers et béton ([101], [115], [113]). La porosité du béton est également un chemin de migration préférentiel pour les espèces chimiques agressives, d'autant plus s'il est endommagé. Sans considérer de problème de conception ou de mise en place, plusieurs pathologies communes des bétons de structures sont associées au milieu poreux [31] : lixiviation, corrosion des armatures (par carbonatation ou chloruration), alcali-réactions de granulats siliceux, réaction sulfatique interne et formation d'ettringite expansive, etc. Tous ces phénomènes, couplés ou non, ont un impact potentiel sur la durabilité des structures considérées.

1.3 Stratégies numériques existantes pour le calcul du taux de fuite

Bien qu'un très large éventail de techniques numériques, plus ou moins sophistiquées, soit déjà disponible pour décrire chacun des phénomènes physiques

précédents de manière indépendante, des stratégies plus globales visant à calculer le taux de fuite de structures de grande taille sont moins courantes. En effet, un bon compromis entre finesse de la discrétisation spatio-temporelle, complexité des lois de comportements et intensité des couplages doit être atteint afin d'aborder la problématique globale du taux de fuite dans un contexte d'application industrielle. Un savoir-faire multi-physique et multi-échelle devient également nécessaire. Ces fortes contraintes aboutissent alors à trois grandes catégories de méthodologies numériques globales.

1.3.1 Modélisations complexes de volumes structurellement représentatifs

Cette première famille de modèles tente de décrire le plus précisément possible l'ensemble des phénomènes en jeu, leurs rétrocouplages, tout ceci avec des lois de comportement fortement non linéaires. Des discrétisations très fines sont alors nécessaires pour des problèmes de convergence, limitant le champ de prospection à des volumes structurellement représentatifs (VSR) de quelques mètres cube seulement. Les travaux suivants peuvent être cités dans cette catégorie : [118], [88], [29] (Fig. 1.18), [59] ou [60] parmi d'autres. Ces méthodes sont utiles pour la validation de techniques de modélisation ou l'étude fine d'une zone complexe non nécessairement possible par l'expérience, mais l'extrapolation des résultats locaux de fuite à l'ensemble de l'EI ne semble pas évidente. Elles peuvent aussi nécessiter le couplage de plusieurs codes de calculs spécialisés (un pour la thermomécanique et un pour l'écoulement multiphasique de fluides par exemple).

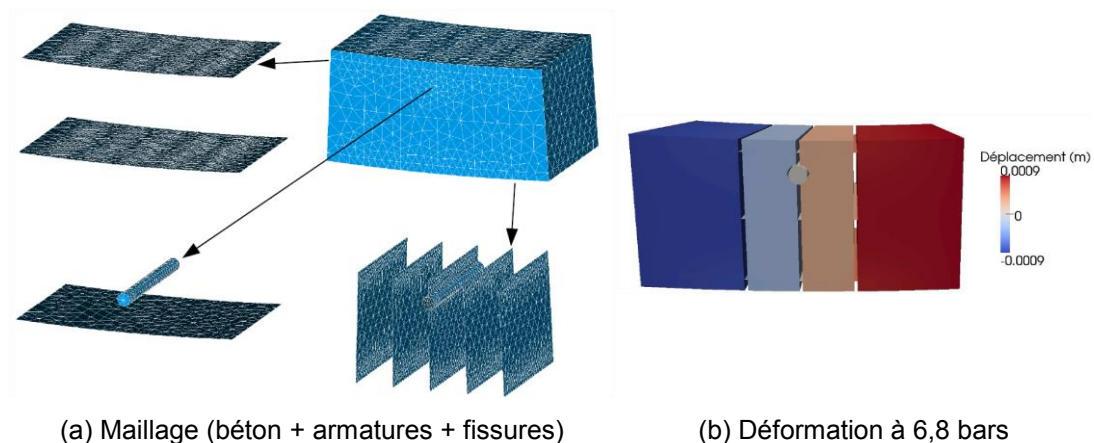


Fig. 1.18 : VSR utilisé par David [29] pour la maquette PACE (zone courante d'enceinte). La position de fissures traversantes est imposée *a priori*, même si l'ouverture est nulle.

1.3.2 Extrapolations à partir de géométries simplifiées

Pour parvenir à des calculs à l'échelle d'une EI complète, la géométrie peut être simplifiée pour diminuer le coût induit par le maillage. Par exemple, une section 2D axisymétrique ou un tronçon de béton de quelques degrés peuvent être considérés pour l'ensemble des modélisations multi-physiques fines souhaitées. Les armatures actives ou passives peuvent être homogénéisées, en diminuant le nombre de câbles de précontraintes avec des sections équivalentes plus importantes ou en utilisant des membranes équivalentes pour les ferrailages en peaux intérieure et extérieure. L'épaisseur du béton peut également être homogénéisée en intégrant les aciers, grâce à l'utilisation d'éléments de coques, multifibres ou non. Les travaux suivants rentrent dans cette catégorie : [9], [50] et [66] entre autres.

Dans tous les cas, ces méthodes permettent d'accéder par une extrapolation simple (duplication par rotation, ratio de surface...) à un comportement moyen de la structure complète vis-à-vis de l'état de fissuration et du débit de fuite. Il sera par contre difficile de prendre en compte les hétérogénéités de type traversées ou déviations de câbles (Fig. 1.19), à l'origine d'une partie non négligeable de la fissuration, ou bien d'être représentatif de l'état hétérogène de saturation dans l'épaisseur de la jupe et du dôme.

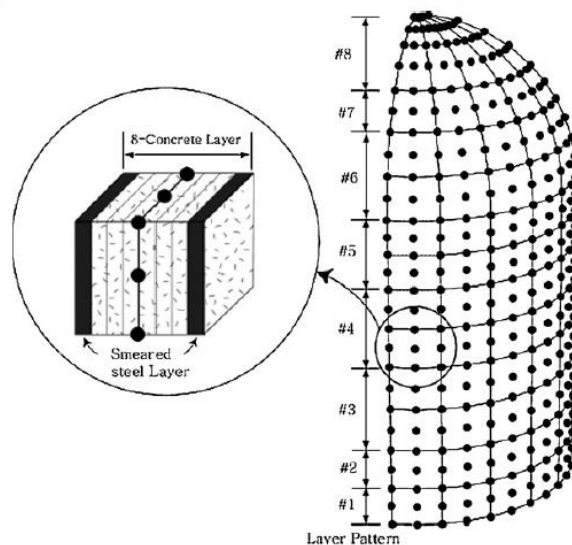


Fig. 1.19 : Exemple de géométrie simplifiée (quart d'EI en coques multicouches, [66])

1.3.3 Calculs de structure avec comportements simplifiés

Une autre solution consiste à conserver l'intégralité de la complexité géométrique (traversées, surépaisseurs, câbles d'armatures et leurs déviations...) mais à ne

considérer qu'un comportement élastique ou viscoélastique de la structure. Les travaux suivants rentrent dans cette catégorie : [87], [46], [70], [85]. Le coût réduit de ces calculs est intéressant et, dans un contexte d'ingénierie, ces solutions sont en général privilégiées. Toutefois, la non intégration d'un comportement post-pic quasi-fragile du béton ne permet pas de localiser les déformations représentatives d'une rupture du matériau et les contraintes dans la structure peuvent localement dépasser la limite élastique du matériau. Un post-traitement est alors nécessaire pour estimer le taux de fuite global. Il peut se baser sur des formules empiriques d'ouvertures et d'espacements de fissures issues de codes de dimensionnement [2] qui prennent en compte l'état de contrainte local que l'on sait approximatif. Les caractérisations expérimentales sous-jacentes à ces lois empiriques ne sont pas non plus nécessairement représentatives de la structure complexe d'une EI.

Ces grandes familles de méthodes présentent toutes des avantages et des inconvénients qu'il s'agit de bien appréhender dans un cadre applicatif précis dont on maîtrise les hypothèses initiales et donc la qualité, l'analyse et l'extrapolation possible des résultats obtenus.

1.4 Programme VeRCoRs et projet MACENA

Pour répondre à la problématique générale de l'estimation du taux de fuite des EDP, de son évolution dans le temps et du respect des critères réglementaires de sûreté (que ce soit en conditions normales d'exploitation ou en situations accidentelles), une approche globale (expérimentale et numérique) de l'ensemble des phénomènes impliqués est nécessaire.

Les méthodologies numériques actuellement disponibles ne sont pas jugées encore assez matures pour être utilisées de manière prédictive (ratio de 1 à 1000 sur la prédiction de la fuite au cours du benchmark CESA de la maquette MAEVA, [73]). De même, les expérimentations de grande ampleur dont les résultats sont déjà disponibles peuvent manquer de représentativité quant à la problématique visée dans les présents travaux (maquette MAEVA à l'échelle 1/4 sauf pour l'épaisseur gardée à l'échelle 1, maquette SANDIA avec liner, maquette PACE étudiant uniquement une zone courante, cf. [44]).

1.4.1 Maquette d'enceinte VeRCoRs

Le programme VeRCoRs (VERification Réaliste du CONfinement des RéacteurS [78]), à l'initiative d'EDF, comprend la construction, le suivi et plusieurs essais d'une maquette d'EI du palier P'4 à l'échelle 1/3. L'objectif principal du projet est

de démontrer que la prolongation de la durée d'exploitation des EDP du parc français à 60 ans reste compatible avec une amélioration continue de la sûreté [83].

Il s'agit de :

- démontrer expérimentalement la tenue des EDP en cas d'accident grave ;
- améliorer les connaissances sur la fuite et la compréhension de l'ouvrage ;
- anticiper par l'expérience l'évolution de la fuite ;
- améliorer les modèles ;
- trouver de nouveaux outils de détection et de quantification de la fuite ;
- valider de nouvelles méthodes de réparation ou amélioration de l'étanchéité.

Pour que la maquette soit la plus représentative possible, tous les composants importants d'une EI réelle sont reconstruits à l'échelle 1/3 : radier, gousset, ceinture torique, traversées principales (TAM, sas personnel et deux gaines techniques), câbles de précontrainte et leurs déviations, granulats du béton, etc. La formulation du béton est également choisie de manière à présenter des déformations différées dans la moyenne des résultats disponibles sur l'ensemble du parc actuel [49].

En considérant que le séchage du béton est le moteur principal de l'évolution du taux de fuite dans le temps, l'échelle choisie accélère d'un facteur 9 le vieillissement de la maquette VeRCoRs par rapport aux enceintes du parc. EDF aura ainsi à sa disposition des données représentatives d'une EDP de 60 ans d'ici 2021. Le planning général de construction et ses phasages respectent également ce facteur d'accélération pour une représentativité maximale. Deux particularités interviennent toutefois sur la maquette :

- les parois de l'EI sont maintenues humides (coffrages puis aspersion d'eau) jusqu'à deux mois avant la mise en précontrainte afin que l'état au moment de la mise en service soit représentatif ;
- le gousset effectue sa prise en étant chauffé pour subir une élévation de température représentative du jeune âge d'une structure trois fois plus massive.

La maquette est très finement instrumentée et fait l'objet de nombreuses mesures enregistrées depuis le début de sa construction afin de fournir une quantité de données plus importante qu'actuellement disponible sur les enceintes du parc. Plus de 500 capteurs et 2 km de fibre optique (Fig. 1.20a) sont positionnés dans la structure et l'acquisition de données se fait *a minima* toutes les 24 h (toutes les heures en cours d'essai en air). Les mesures comprennent des informations sur :

- l'environnement extérieur (température, humidité, vitesse et direction du vent, pression atmosphérique, rayonnement solaire...) ;

- l'environnement intérieur (pression et température) ;
- le comportement THM de la structure (Tab. 1.1).

Grandeur suivie	Maquette VeRCoRs	Enceinte P'4
Température	200 sondes PT100	30 thermocouples
Diamètre	12 pendules	4 pendules
Hauteur	4 fils INVAR	4 fils INVAR
Déformations du béton	300 cordes vibrantes + 2 km fibre optique	50 cordes vibrantes
Précontrainte	4 câbles avec cellule dynamométrique	4 câbles avec cellule dynamométrique
Déformations des aciers	80 jauges de déformation	-
Teneur en eau	20 sondes TDR + Pulse	-
Fissuration extradors	Thermographie IR	-

Tab. 1.1 : Moyens de mesures mis en œuvre sur VeRCoRs [91]

La maquette VeRCoRs va également présenter l'opportunité de tester et valider de nouvelles méthodes d'auscultation, comme :

- les sondes TDR, mesurant la permittivité du milieu et permettant d'estimer la teneur en eau par analyse inverse ;
- les capteurs Pulse développés au Laboratoire de Mécanique de Lille [105], mesurant un débit transitoire de gaz inerte et permettant d'estimer la perméabilité apparente du béton par analyse inverse ;
- ou bien un balayage thermographique infrarouge de l'extrados, permettant de cartographier les zones de fissuration (Fig. 1.20b).

Le programme VeRCoRs inclut aussi une très grande campagne expérimentale de caractérisation. En effet, plus de 1400 éprouvettes seront conservées puis testées tout au long du projet et des dizaines d'essais normalisés ont été effectués pour chaque levée de béton. Le but principal est de pouvoir alimenter les modélisations numériques sur le comportement des matériaux et de la structure (entre autres module d'élasticité, résistance en compression ou traction, porosité, perméabilité, séchage, influence de la température, déformations différées, effets multi-échelles et

variabilités, évolutions des propriétés dans le temps...). Le béton VeRCoRs deviendra ainsi une formulation de référence [7], au même titre que son prédécesseur le béton B11 de Civaux ([49], [100], [18], [53]).

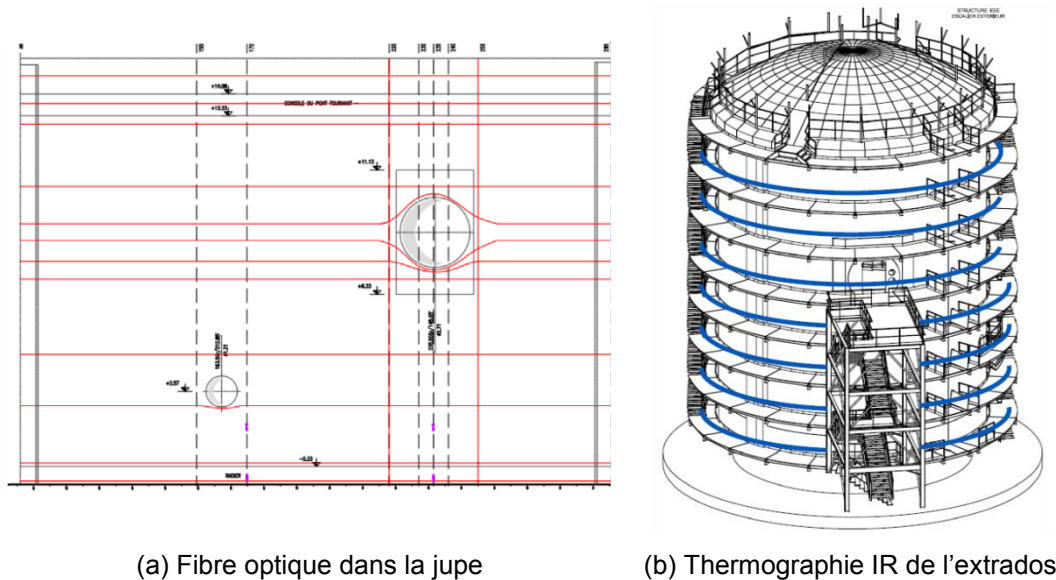


Fig. 1.20 : Exemples de nouvelles méthodes d'auscultation sur VeRCoRS [91]

Un premier benchmark international a été proposé par EDF entre janvier et octobre 2015, sur les trois thèmes suivants :

- Jeune-âge, c'est-à-dire la prédiction du comportement du gousset, de sa mise en place jusqu'à la fin de construction de la maquette (soit dix mois d'évolution de la température, des déformations et contraintes du gousset ainsi que sa fissuration) ;
- Comportement mécanique de l'enceinte, c'est-à-dire la prédiction des déformations, contraintes et fissuration de l'ensemble de l'EI jusqu'au premier essai en air (pré-opérationnel) ;
- Fuite, c'est-à-dire la prédiction de la fuite globale ainsi que la fuite par zone de l'EI au cours du premier essai pré-opérationnel.

A partir de certaines caractérisations expérimentales et mesures sur site, les participants ont proposé un premier résultat en aveugle, avant le premier essai pré-opérationnel ayant eu lieu courant novembre 2015. Un workshop, organisé début mars 2016, a permis aux participants de présenter et actualiser leurs résultats à partir des données obtenues. Les travaux présentés dans ce manuscrit ont été l'objet d'une participation au benchmark international VeRCoRs et bénéficient des retours d'expérience issus du workshop dédié.

Deux autres benchmarks sont prévus sur la maquette :

- en 2017 sur le vieillissement de la structure et l'évolution de son taux de fuite après l'équivalent de deux visites décennales ;
- en 2021 pour prédire le comportement à long-terme de la structure ainsi que lors d'une situation accidentelle.

1.4.2 Projet ANR-PIA MACENA [121]

Dans le même cadre industriel et en parallèle du projet VeRCoRs, le projet ANR MACENA, financé par le Programme d'Investissements d'Avenir (PIA) suite à l'appel à projets thématique « Recherche en matière de Sécurité Nucléaire et de Radioprotection » de 2012 [5], vise à améliorer sensiblement la compréhension des phénomènes physiques impliqués en situations accidentelles ainsi que leur modélisation. Il fait suite au projet ANR MEFISTO (2009-2012, [4]) et au projet national CEOS.fr (2008-2014, [56]) sur la modélisation du comportement thermomécanique des structures massives en béton. Le projet MACENA a débuté en octobre 2013, pour une fin prévue en 2017.

Vis-à-vis des méthodologies actuellement disponibles pour la prédiction du taux de fuite en conditions sévères de température et pression, le projet MACENA a pour ambition de :

- améliorer la compréhension et la modélisation du comportement mécanique du béton et des armatures en acier en conditions d'accident grave ;
- comprendre et modéliser les fuites à travers le béton ;
- développer et valider des modélisations EF d'une EI en condition d'AG ;
- développer et valider des modèles et outils pour la prédiction du débit de fuite des EI en cas d'AG.

Pour répondre à ces objectifs, le projet est organisé en quatre groupes de travail appelés WP (« Work Packages », Fig. 1.21) :

- WP1 : Evaluation de l'état de la structure avant l'accident ;
- WP2 : Comportement mécanique instantané et différé du béton pendant un accident ;
- WP3 : Propriétés de transfert du béton au cours d'un accident ;
- WP4 : Analyse structurelle pendant l'accident.

Les trois premiers WP ont pour rôle de développer des modèles pour caractériser l'état initial, le comportement mécanique et les transferts de fluides en situations accidentelles. Plusieurs approches seront utilisées : campagnes expérimentales de caractérisation matériau basées sur la formulation ou les essais *in situ* de VeRCoRs,

modélisations des échelles micro- et méso-scopiques, calculs sur VSR, analyses de sensibilité...

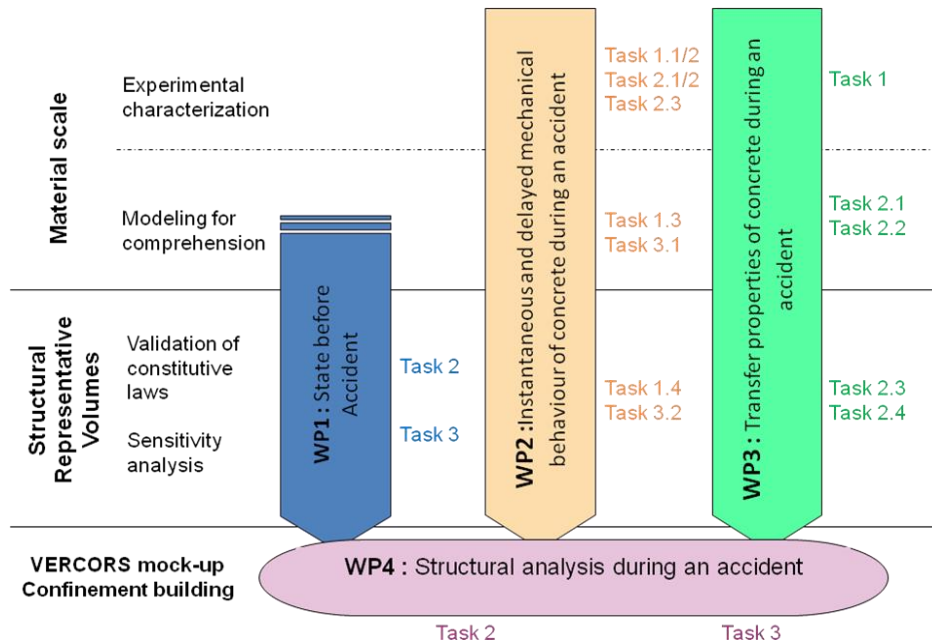


Fig. 1.21 : Organisation du projet ANR MACENA [121]

Le WP4 a le rôle d'agréger la connaissance et les développements des autres WP (lois constitutives, modèles) dans un calcul à l'échelle de la structure complète. Il est alors nécessaire d'y développer des approches simplifiées spécifiques au calcul de structures complexes de grande taille, en particulier concernant la prédiction du débit de fuite de l'EI. Le WP4 sera également le support des objectifs industriels finaux du projet, en lien avec les résultats des autres WP.

Les travaux réalisés dans cette thèse, en collaboration avec EDF, s'inscrivent dans le WP4 du projet ANR MACENA sans aller jusqu'à l'accident grave, qui aura lieu en fin de programme VerCoRs.

1.5 Motivations et objectifs de la thèse

Pour illustrer l'ensemble des contraintes, parfois antagonistes, à prendre en compte pour traiter la problématique générale du débit de fuite des enceintes, le calcul suivant peut être effectué. En considérant, de manière très simplifiée, qu'une seule fissure moyenne traverse toute la hauteur de la jupe d'une enceinte P'4, que l'intégralité de la fuite est due à cette fissure et que l'écoulement associé suit la loi de Poiseuille, le débit de fuite (volumique normalisé) vaudrait :

$$Q_V^{norm} = \frac{3600}{24\eta_a} \frac{L_f w_f^3}{e} \frac{T^{norm}}{T} \frac{P_{int}^2 - P_{ext}^2}{P^{norm}} \quad (1.11)$$

Où $L_f = 62,4$ m est la hauteur de la jupe, $e = 1,2$ m est l'épaisseur de la jupe et $\eta_a = 1,8 \cdot 10^{-5}$ Pa·s⁻¹.

Dans ce cas, il est possible de déterminer l'ouverture de fissure maximale permettant de ne pas dépasser le critère de fuite admissible (1.4) au cours d'un essai en air à 20 °C : $w_f = 59$ µm. Il s'agit bien évidemment d'un ordre de grandeur indicatif, mais il permet de mettre en évidence un des aspects majeurs du présent problème : la très grande taille de l'EI, qui développe une surface interne d'environ 9500 m² (comparable à un terrain de football), face aux faibles dimensions des défauts à absolument maîtriser (comparables à l'épaisseur d'un cheveu).

1.5.1 Outil opérationnel de prévision du taux de fuite

Dans le cadre de l'exploitation à long terme ainsi que de l'extension de la durée de vie des EDP tout en améliorant le niveau de sûreté, le but de cette thèse est de proposer une méthodologie (Fig. 1.22) et un outil de calcul et de prévision du débit de fuite qui soient opérationnels en contexte industriel. L'outil doit ainsi être capable de s'adapter aux données de terrain disponibles et rester raisonnablement coûteux en ressources numériques ou temporelles (pronostic d'un essai en air de l'ordre de la journée sur station de travail).

L'outil s'appuie sur un « clone numérique » de l'ouvrage à surveiller qui l'accompagnera tout au long de sa durée de vie.

Le maillage EF associé prend en compte les différentes caractéristiques géométriques particulières d'une EI (surépaisseurs du gousset et de la ceinture torique, traversées, déviation des câbles de précontrainte) mais est constitué de macroéléments pour diminuer le coût de calcul induit.

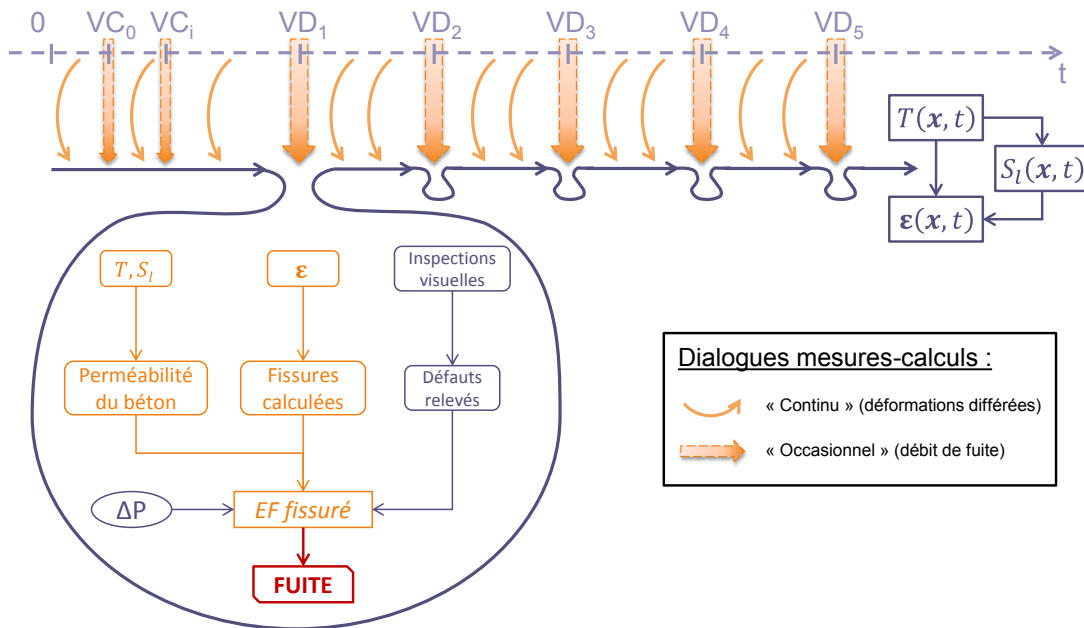


Fig. 1.22 : Représentation schématique de la stratégie proposée

Un ensemble de modèles thermo-hydro-mécaniques, chaînés et faiblement couplés tout en restant représentatifs du comportement multi-physique de la structure, prédit l'évolution spatio-temporelle des champs de température, de saturation et de l'état mécanique jusqu'à 60 ans à partir des données disponibles à l'instant du calcul. Un accent particulier est porté sur les essais en air des visites décennales et une modélisation EF dédiée permet de lier fissuration et perméabilité à l'air du béton.

Les prédictions de l'outil à 60 ans s'améliorent grâce à l'accumulation de mesures et retours d'expérience sur site, principalement en lien avec l'évolution des déformations différées et du débit de fuite entre chaque VD. Par exemple, des défauts initiaux débitant à l'extrados au cours d'une VD (comme une reprise de bétonnage) pourront être ajoutés manuellement dans le clone numérique pour que leur impact soit pris en compte dans les calculs suivants. L'outil, mettant en évidence les zones préférentielles de fissuration au cours du temps, permet également d'anticiper et d'optimiser les interventions à effectuer pour satisfaire aux exigences de sûreté en amont d'une visite décennale.

1.5.2 Restrictions dans le cadre de la thèse

Compte tenu de la taille des structures étudiées, de la complexité des phénomènes en interaction et de la volonté de conserver des temps de calculs raisonnables, il semble difficile de mettre en place un outil modélisant de manière fine le couplage

fort de tous les phénomènes présents à différentes échelles. Pour simplifier le problème, la stratégie mise en œuvre dans ces travaux de thèse se concentre sur la phase d'exploitation, en vue de pouvoir établir un pronostic de vieillissement lié à l'évolution du taux de fuite de l'enceinte interne. Par conséquent, les premières semaines de comportement au jeune âge du béton après coulage ainsi que les situations accidentelles type APRP ne sont pas modélisées.

La présence de l'EE protège l'EI des agressions chimiques extérieures, ce qui permet de ne pas considérer les pathologies du béton présentées en section 1.2.6. L'impact d'agressions mécaniques externes (comme un séisme) ne fait pas non plus partie du cadre d'étude.

Le système très complet d'instrumentation présent dans la maquette VeRCoRs permettra, dans le cadre de l'ANR MACENA et des benchmarks VeRCoRs, de valider le principe de la stratégie proposée sur une structure de référence bien caractérisée avant de pouvoir l'adapter, grâce aux connaissances acquises, aux enceintes du parc.

Chapitre 2

Modélisation du débit de fuite des enceintes

Ce chapitre présente l'ensemble des éléments nécessaires à la mise en place d'une stratégie de modélisation du débit de fuite des enceintes.

A partir de l'analyse de l'existant du chapitre précédent, l'intensité des couplages thermique-transferts-mécanique dans l'enceinte interne des bâtiments réacteur en conditions d'exploitation est étudiée pour justifier la démarche chainée faiblement couplée retenue.

Les modèles et post-traitements associés sont implémentés dans le formalisme général du Code_Aster. Les choix effectués facilitent leur intégration dans une stratégie globale de calcul de structure complexe.

SOMMAIRE

2.1	Couplage des phénomènes THM	43
2.2	Modèle thermique	44
2.3	Modèle hydrique	44
2.4	Modèle mécanique	46
2.4.1	Câbles de précontrainte	46
2.4.2	Béton	47
2.4.2.1	Dilatation thermique	48
2.4.2.2	Retrait de dessiccation	48
2.4.2.3	Fluage propre	48
2.4.2.4	Fluage de dessiccation	50
2.4.2.5	Endommagement	50
2.4.2.6	Fissuration	53
2.5	Modèle aéraulique	57
2.5.1	Élément fini fissuré pour le calcul de débit de fuite	58
2.5.1.1	Hypothèses et formulation	58
2.5.1.2	Implémentation et validation	60
2.5.2	Généralisation de la formulation proposée	61
2.6	Conclusions du chapitre	63

2.1 Couplage des phénomènes THM

Dans le cadre général fortement contraint présenté dans le chapitre précédent, le but de cette thèse est de mettre en place une approche qui privilégie les phénomènes majeurs et qui s'appuie sur une description simplifiée afin de construire un outil d'aide à l'ingénierie. Ce choix conduit à effectuer un certain nombre d'hypothèses pour rester pragmatique.

Dans le cadre de l'étude du comportement à long terme des enceintes de confinement, la stratégie de modélisation proposée se concentre sur la phase d'exploitation. L'hypothèse majeure qui en découle est alors l'affaiblissement possible des couplages entre phénomènes pour qu'ils soient traités les uns après les autres (Fig. 2.1). Cette hypothèse a déjà été utilisée dans de nombreux travaux ([49], [93], [58], [33], [85], [53]), et ses principales justifications sont fournies dans cette section. Seul le comportement du béton durci est pris en compte dans ce chapitre (sans phase initiale de comportement au jeune âge). De même, les situations accidentelles avec des variations fortes de pression et température et la présence de vapeur d'eau ne sont pas considérées dans ces travaux.

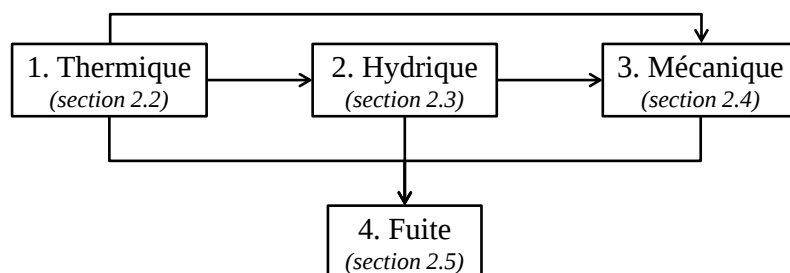


Fig. 2.1 : Chainage faible des phénomènes modélisés

La température est déterminée dans une première étape (section 2.2), indépendamment des autres phénomènes car on néglige les changements d'état ou la circulation forcée de matière dus aux chargements hydriques ou mécaniques (qui restent modérés et dont les vitesses d'évolution sont faibles [33]).

Par ailleurs, Granger [49] a démontré que, dans le cadre du séchage des enceintes de confinement, le niveau de précontrainte biaxiale appliqué (12 MPa horizontalement et 8,5 MPa verticalement) et la fissuration de peau du béton due à la dessiccation ont peu d'influence sur l'ensemble du réseau poral de la structure et donc sur ses capacités globales de transfert. C'est alors le champ de saturation qui est calculé dans une deuxième étape (section 2.3) et qui dépend du champ de température précédent.

Dans une troisième étape, l'état mécanique de la structure est calculé (section 2.4). Les déformations différées du béton sont divisées en plusieurs composantes, identifiées successivement et, en pratique, considérées indépendantes ([12], [109]). Leurs évolutions sont des fonctions de la température et de la saturation précalculées afin de suivre les constatations expérimentales du Chapitre 1.

Enfin, une dernière étape de post-traitement, basée sur les champs de température, de saturation et de déformation désormais disponibles, permet d'obtenir le flux d'écoulement d'air au travers d'un béton à la fois insaturé et fissuré (section 2.5).

2.2 Modèle thermique

Le transfert de chaleur se fait principalement par conduction thermique dans le volume de béton. Couplée à la loi de Fourier, l'équation utilisée pour calculer la température T (en K) est alors la suivante :

$$\rho_b C_p \frac{\partial T(\mathbf{x}, t)}{\partial t} + \nabla \cdot [-\lambda \nabla T(\mathbf{x}, t)] = 0 \quad (2.1)$$

Où ρ_b est la masse volumique du béton (en $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$), C_p est sa capacité calorifique massique (en $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$) et λ est sa conductivité thermique (en $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$). La dépendance de ces paramètres à la température rend l'équation non linéaire.

Au bord du domaine considéré, les échanges thermiques avec le milieu environnant se font par convection.

$$-\lambda \nabla T(\mathbf{x}, t) = h_c (T(\mathbf{x}, t) - T_{ext}) \quad (2.2)$$

Où h_c est le coefficient d'échange convectif (en $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$) et T_{ext} la température ambiante du milieu environnant (en K). Le rayonnement peut être modélisé avec une loi similaire à l'équation (2.2) mais n'a pas été introduit dans les applications numériques de ce manuscrit, l'enceinte externe ayant protégé l'enceinte interne au cours de la construction de la maquette.

L'équation de diffusion (2.1) est résolue après discrétisation EF grâce au module de thermique non-linéaire disponible dans *Code_Aster* [37].

2.3 Modèle hydrique

En phase d'exploitation, les conditions d'humidité sont maintenues au-dessus de 40 % dans le volume interne et l'espace entre enceintes d'un BR. Les hypothèses suivantes peuvent alors être considérées pour le béton des EI [36] :

- le phénomène de dessiccation est principalement dû aux mouvements d'eau liquide au cœur du béton ;

- les cycles d'imbibition/séchage en phase pré-opérationnelle n'affectent que le béton de peau ;
- la pression de l'air est négligeable devant la pression liquide.

Dans ce cas, le système (1.10) se simplifie en une unique équation de diffusion non-linéaire (2.3). Le coefficient de diffusion apparent de l'équation dépend de la température précédemment calculée selon une loi de type Arrhenius, comme proposé par Granger [49].

$$\frac{\partial S_l(x, t)}{\partial t} + \nabla \cdot \left[\frac{K_{int}^l k_{rl}(S_l)}{\eta_l \phi} \frac{\partial P_c(S_l)}{\partial S_l} \frac{T(x, t)}{T^{ref}} e^{\frac{E_a}{R} \left(\frac{1}{T^{ref}} - \frac{1}{T} \right)} \nabla S_l \right] = 0 \quad (2.3)$$

Où S_l est le degré de saturation en eau (valeurs entre 0 et 1), K_{int}^l est la perméabilité intrinsèque à l'eau du béton (en m^2), k_{rl} est la perméabilité relative à l'eau (valeurs entre 0 et 1), η_l est la viscosité dynamique de l'eau liquide (en Pa.s), ϕ est la porosité du béton, P_c est la pression capillaire (en Pa), T^{ref} est la température de référence à laquelle toutes les propriétés hydriques sont définies ou mesurées (en K), E_a est l'énergie d'activation thermique du béton (en $J \cdot mol^{-1}$), R est la constante des gaz parfaits ($8,314 J \cdot mol^{-1} \cdot K^{-1}$).

Le modèle simplifié (2.3) est classiquement utilisé dans la littérature ([49], [117], [58], [33], [36], exprimé aussi en termes de diffusion de l'humidité relative, de la pression capillaire ou de la concentration en eau par exemple) et diffère peu des modèles plus complets tant que les hypothèses initiales sont respectées [36].

Le modèle de rétention de Van Genuchten [116] définit l'évolution de la pression capillaire en fonction de la saturation :

$$P_c(S_l) = P_r \left(S_l^{-1/m} - 1 \right)^{1/n} \quad (2.4)$$

Où P_r (en Pa) et n (scalaire supérieur à 1) sont deux paramètres du modèle et $m = 1 - 1/n$. La loi de Mualem [86] décrit ensuite l'évolution de la perméabilité relative à l'eau en fonction de la saturation :

$$k_{rl}(S_l) = \sqrt{S_l} \left[1 - \left(1 - S_l^{1/m} \right)^m \right]^2 \quad (2.5)$$

Les conditions aux parois étant plus naturellement exprimées en humidité relative de l'air ambiant, la loi de Kelvin est utilisée pour y relier la pression capillaire :

$$P_c(h_r, T) = - \frac{\rho_l R T}{M_l} \ln(h_r) \quad (2.6)$$

Où ρ_l est la masse volumique de l'eau liquide (en $kg \cdot m^{-3}$), M_l est la masse molaire de l'eau (en $kg \cdot mol^{-1}$) et h_r est l'humidité relative (valeurs entre 0 et 1). Le

couplage des équations (2.4) et (2.6) permet de retrouver les isothermes de désorption du béton considéré (courbes $h_r = f(S_l)$ à température fixée).

Grâce à l'analogie entre les équations (2.1) et (2.3), le problème hydrique est également résolu avec le module de thermique non-linéaire disponible dans *Code_Aster*.

2.4 Modèle mécanique

Le modèle proposé considère les principaux phénomènes à l'origine des déformations différées observées dans les structures en béton précontraint. Les câbles de précontrainte sont modélisés par des éléments barre (1D) parfaitement adhérents aux mailles de béton environnantes (3D).

2.4.1 Câbles de précontrainte

Les pertes de précontrainte dans les câbles sont calculées selon l'ETC-C [1]. Le cadre théorique à disposition dans *Code_Aster* ([79], [80] et [81]) est utilisé pour modéliser l'évolution de la tension des câbles F (en N) en calculant les pertes de précontrainte par recul d'ancrage ΔF_{anc} , par frottements ΔF_μ , dues à la relaxation de l'acier ΔF_r et en ajoutant l'effet des déformations instantanée ΔF_{el} et différée ΔF_{dif} du béton.

$$F(t, s) = F_0 - \Delta F_{el} - \Delta F_{dif} - \Delta F_\mu - \Delta F_{anc} - \Delta F_r \quad (2.7)$$

Où t est le temps (en h), s l'abscisse curviligne le long du câble (en m) et F_0 la tension initiale dans le câble (en N).

Les pertes instantanées dues à la déformation élastique du béton sont estimées par :

$$\Delta F_{el}(s) = \frac{A_s E_s \Delta \sigma(s)}{2E} \quad (2.8)$$

Où A_s est la section du câble (en m²), E_s le module d'Young de l'acier (en Pa), E le module d'Young du béton et $\Delta \sigma$ la contrainte induite dans le béton par la précontrainte (en Pa). Cette dernière est obtenue par une projection des efforts nodaux dans les câbles en efforts internes dans les mailles de béton voisines.

Les pertes par frottements sont données par :

$$\Delta F_\mu(s) = F_0 [1 - e^{-\mu(\alpha + ks)}] \quad (2.9)$$

Où μ est le coefficient de frottement du câble sur le béton (sans unité), α la déviation angulaire le long du câble (obtenue, comme l'abscisse curviligne, par une

interpolation des coordonnées de la trajectoire du câble) et k le coefficient de pertes linéiques (en m^{-1}).

Le recul d'ancrage Δ modifie le profil de tension $F^*(s)$ le long du câble dans la zone d'ancrage sur une distance d illustrée en Fig. 2.2 et solution du système :

$$\begin{cases} \Delta = \frac{1}{E_s A_s} \int_0^d |F_0 - \Delta F_\mu(s) - F^*(s)| ds \\ |(F_0 - \Delta F_\mu(s)) F^*(s)| = |F(d)|^2 \end{cases} \quad (2.10)$$

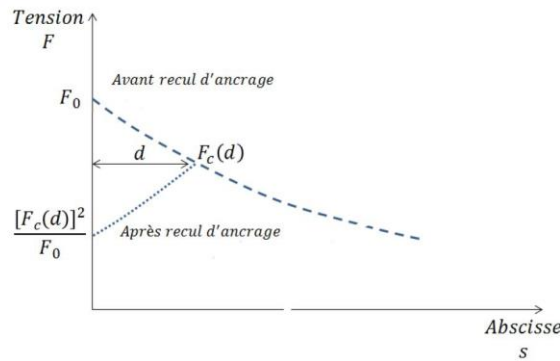


Fig. 2.2 : Profil de tension avec recul d'ancrage et équilibre pour résoudre le système (2.10)

Les pertes dues à la relaxation de l'acier sont calculées par :

$$\Delta F_r(t, s) = \frac{0,8 \cdot 0,66}{10^5} \cdot \rho_{1000} e^{9,1 \frac{\tilde{F}(s)}{A_s f_{pk}}} \left(\frac{t}{1000} \right)^{0,75 \left(1 - \frac{\tilde{F}(s)}{A_s f_{pk}} \right)} \tilde{F}(s) \quad (2.11)$$

Où ρ_{1000} est le coefficient de relaxation à 1000 h de l'acier (en %), f_{pk} la résistance à rupture de l'acier (en MPa) et $\tilde{F}(s)$ le profil de tension après prise en compte des pertes instantanées, par frottements et par recul d'ancrage.

2.4.2 Béton

Le tenseur des déformations totales dans le béton $\boldsymbol{\varepsilon}(x, t)$ est décomposé de la manière suivante :

$$\boldsymbol{\varepsilon}(x, t) = \boldsymbol{\varepsilon}^{el}(x, t) + \boldsymbol{\varepsilon}^{fp}(x, t) + \boldsymbol{\varepsilon}^{fd}(x, t) + \boldsymbol{\varepsilon}^{rd}(x, t) + \boldsymbol{\varepsilon}^{th}(x, t) \quad (2.12)$$

Où $\boldsymbol{\varepsilon}^{el}$ est le tenseur des déformations élasto-endommageables, $\boldsymbol{\varepsilon}^{fp}$ est le tenseur des déformations de fluage propre, $\boldsymbol{\varepsilon}^{fd}$ le tenseur des déformations de fluage de dessiccation, $\boldsymbol{\varepsilon}^{rd}$ le tenseur de retrait de dessiccation et $\boldsymbol{\varepsilon}^{th}$ le tenseur des dilatations thermiques. Le retrait endogène, ayant lieu au jeune âge, n'est pas pris en compte dans la présente modélisation.

La loi de comportement associée à l'équation (2.12) a été développée avec l'outil *TFEL/MFront* [52], compatible avec *Code_Aster* comme loi utilisateur externe. Les équations fournies sont exprimées aux points de Gauss de chaque élément fini.

2.4.2.1 Dilatation thermique

La déformation induite par le chargement thermique du béton est considérée isotrope et proportionnelle à la température :

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{\text{th}}(\mathbf{x}, t) = \alpha_{th}(T(\mathbf{x}, t) - T(\mathbf{x}, 0))\mathbf{I}_3 \quad (2.13)$$

Où α_{th} est le coefficient de dilatation thermique du béton (en K^{-1}) et $\mathbf{I}_3$ est la matrice identité en 3D.

2.4.2.2 Retrait de dessiccation

De la même manière, la déformation de retrait de dessiccation est isotrope et proportionnelle au degré de saturation du béton [114] :

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{\text{rd}}(\mathbf{x}, t) = \kappa_{rd}(S_l(\mathbf{x}, 0) - S_l(\mathbf{x}, t))\mathbf{I}_3 \quad (2.14)$$

Où κ_{rd} est le coefficient de retrait de dessiccation (sans unité).

2.4.2.3 Fluage propre

Comme proposé par Hilaire [53] et validé sur de nombreux résultats expérimentaux ([19], [100], [18] et [53]), le fluage propre est décrit par une chaîne rhéologique de Burger avec patin vieillissant (cf. Fig. 2.3).

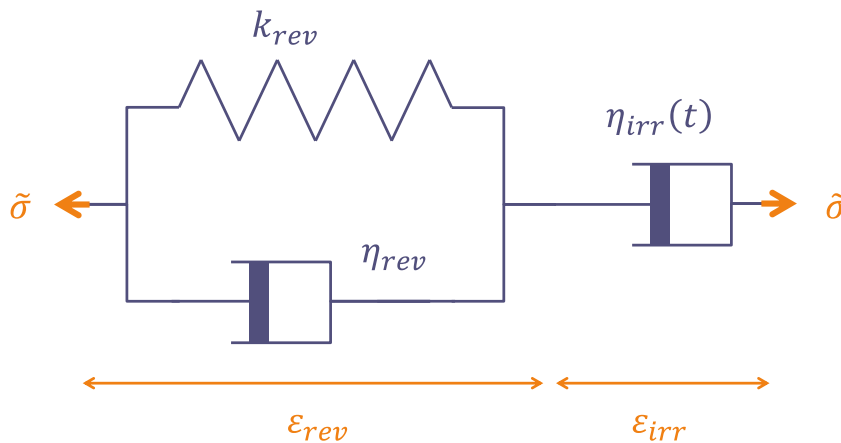


Fig. 2.3 : Modèle de fluage propre (principe 1D)

La déformation de fluage propre se décompose en une part réversible $\boldsymbol{\varepsilon}^{\text{rev}}$ (associée à la chaîne de Kelvin-Voigt, correspondant au fluage primaire à court terme) et une

part irréversible $\boldsymbol{\varepsilon}^{\text{irr}}$ (associée au patin de Maxwell, correspondant au fluage secondaire à long terme) :

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{\text{fp}}(\mathbf{x}, t) = \boldsymbol{\varepsilon}^{\text{rev}}(\mathbf{x}, t) + \boldsymbol{\varepsilon}^{\text{irr}}(\mathbf{x}, t) \quad (2.15)$$

La formulation proposée par Hilaire permet de distinguer entre fluage propre en traction et fluage propre en compression :

$$\boldsymbol{\sigma}_\alpha = \alpha_{fp} \langle \tilde{\boldsymbol{\sigma}} \rangle_+ + \langle \tilde{\boldsymbol{\sigma}} \rangle_- \quad (2.16)$$

Où $\boldsymbol{\sigma}_\alpha$ est une contrainte définie dans le repère principal de l'élément et α_{fp} est un coefficient positif permettant d'augmenter (si supérieur à 1) ou diminuer (si inférieur à 1) l'intensité du fluage en traction par rapport au fluage en compression. Le passage en 3D du modèle se fait de manière analogue à la loi de Hooke mais avec un coefficient de Poisson de fluage propre ν_{fp} différent du coefficient de Poisson élastique :

$$\hat{\eta}_{rev} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{\text{rev}} + \hat{k}_{rev} \boldsymbol{\varepsilon}^{\text{rev}} = (1 + \nu_{fp}) \tilde{\boldsymbol{\sigma}} - \nu_{fp} \text{tr}(\tilde{\boldsymbol{\sigma}}) \mathbf{I}_3 \quad (2.17)$$

$$\hat{\eta}_{irr}(t) \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{\text{irr}} = (1 + \nu_{fp}) \boldsymbol{\sigma}_\alpha - \nu_{fp} \text{tr}(\boldsymbol{\sigma}_\alpha) \mathbf{I}_3 \quad (2.18)$$

La température et la saturation calculées précédemment impactent l'évolution des déformations de fluage en modifiant les paramètres de la chaîne de Burger :

$$\hat{\eta}_{rev}(T, S_l) = \frac{\eta_{rev}}{S_l} \exp\left(\frac{E_a^l}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{ref}}\right)\right) \quad (2.19)$$

$$\hat{k}_{rev}(T, S_l) = \frac{k_{rev}}{S_l} \exp\left(\frac{E_a^l}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{ref}}\right)\right) \quad (2.20)$$

$$\hat{\eta}_{irr}(t, T, S_l) = \frac{k_{irr} t}{S_l} \exp\left(\frac{E_a}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{ref}}\right)\right) \quad (2.21)$$

Où η_{rev} est la viscosité associée à la chaîne de Kelvin-Voigt (en Pa.s), k_{rev} sa raideur (en Pa), k_{irr} la raideur associée au patin vieillissant de Maxwell (en Pa) et E_a l'énergie d'activation du béton (en J.mol⁻¹). Ces paramètres matériau sont définis ou mesurés à la température de référence et en milieu saturé ($S_l = 1$). Les activations thermiques des composantes réversible et irréversible peuvent être différentes par l'intermédiaire de l'énergie d'activation E_a^l associée à la viscosité de l'eau.

La dépendance temporelle de la viscosité η_{irr} (2.21) permet de moduler l'amplitude des déformations de fluage propre en fonction de la date de chargement (cf. Fig. 2.4) et d'obtenir une évolution logarithmique de ces déformations à long terme.

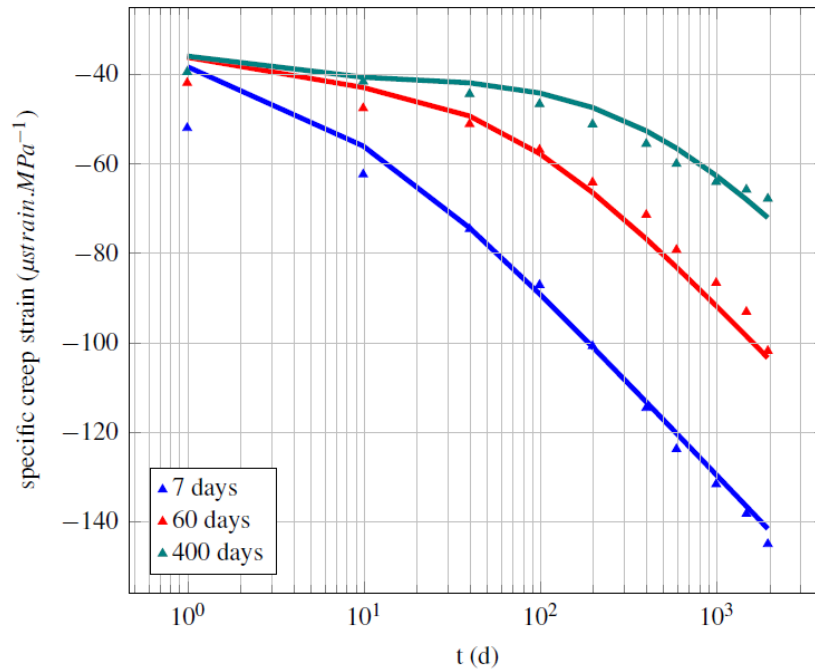


Fig. 2.4 : Impact de la date de chargement sur la déformation de fluage propre, comparaison modèle/expérience (issu de [53])

2.4.2.4 Fluage de dessiccation

Pour modéliser l'effet Pickett, la déformation de fluage de dessiccation est proportionnelle à l'état de contrainte et à l'état hydrique du béton :

$$\dot{\epsilon}^{fd}(\mathbf{x}, t) = \kappa_{fd} |\dot{S}_l(\mathbf{x}, t)| \tilde{\sigma}(\mathbf{x}, t) \quad (2.22)$$

Où κ_{fd} est le coefficient de fluage de dessiccation (en Pa^{-1}) et $\tilde{\sigma}$ est le tenseur des contraintes effectives dans le béton (en Pa) défini en (2.24). Plusieurs constatations expérimentales ([30], [45]) montrent que la relation (2.22) ne permet pas de représenter l'impact de chargements THM complexes. Elle reste toutefois adaptée [53] pour le comportement à long terme des enceintes de confinement, dont la cinétique de dessiccation est lente et les phases de ré-humification négligeables comparées à la durée de vie de ces structures.

2.4.2.5 Endommagement

L'endommagement de la structure associée au comportement adoucissant du béton est décrit grâce au μ -modèle [77]. Il s'agit d'une actualisation du modèle original de Mazars [76] qui prend en compte l'effet unilatéral et permet donc de représenter les effets de l'ouverture et de la refermeture de fissures sur la raideur au cours des chargements cycliques que sont les essais de mise en pression interne (Fig. 2.5). Le

μ -modèle permet en effet au béton de conserver une raideur saine en compression après avoir été endommagé une première fois en traction.

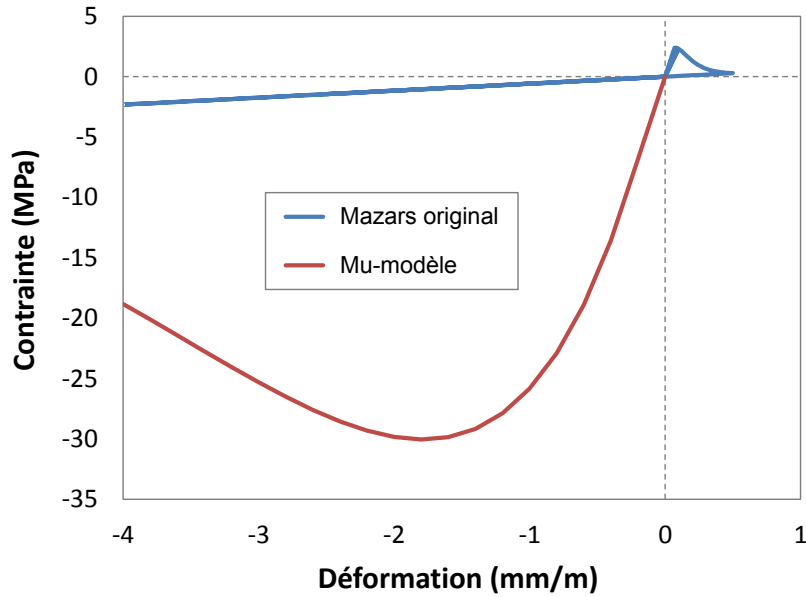


Fig. 2.5 : Comparaison entre modèle de Mazars original et μ -modèle pour un chargement de traction puis compression.

Le comportement du béton est élastique-endommageable :

$$E\boldsymbol{\varepsilon}^{\text{el}}(\mathbf{x}, t) = (1 + \nu)\tilde{\boldsymbol{\sigma}} - \nu \text{tr}(\tilde{\boldsymbol{\sigma}})\mathbf{I}_3 \quad (2.23)$$

$$\boldsymbol{\sigma} = (1 - d)\tilde{\boldsymbol{\sigma}} \quad (2.24)$$

Où E est le module d'Young du béton (en Pa), ν son coefficient de Poisson (sans unité) et $\boldsymbol{\sigma}$ le tenseur des contraintes (en Pa). L'endommagement est isotrope et le scalaire d associé (valeurs entre 0 et 1) représente l'endommagement effectif du matériau : une valeur non nulle signifie qu'une fissure est activée soit en traction soit en compression en fonction de l'historique de chargement. Comme pour le modèle d'origine, le concept de tenseur de déformation équivalente est introduit, toutefois sous sa forme tensorielle $\boldsymbol{\varepsilon}_{\text{eq}}$:

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{\text{eq}}(\mathbf{x}, t) = \boldsymbol{\varepsilon}^{\text{el}} + \chi(\boldsymbol{\varepsilon}^{\text{fp}} + \boldsymbol{\varepsilon}^{\text{fd}}) \quad (2.25)$$

Où χ est un coefficient (valeur entre 0 et 1) permettant de coupler les déformations de fluage totales aux déformations élastiques afin de modéliser le fluage tertiaire du matériau. Les valeurs propres du tenseur $\boldsymbol{\varepsilon}_{\text{eq}}$ sont notées ε_1 , ε_2 et ε_3 .

La variable d'endommagement dépend de deux variables thermodynamiques Y_t et Y_c gérant respectivement l'évolution de l'endommagement de type « cracking » (traction) et de type « crushing » (compression) du matériau. Ces variables sont comparées à deux déformations scalaires définies à partir de la déformation équivalente ϵ_{eq} : ϵ_t en traction et ϵ_c en compression.

$$Y_t = \max \left[\epsilon_{t0}, \max_t (\epsilon_t(t)) \right], \quad Y_c = \max \left[\epsilon_{c0}, \max_t (\epsilon_c(t)) \right] \quad (2.26)$$

$$\epsilon_t = \frac{I_\epsilon}{2(1-2\nu)} + \frac{\sqrt{J_\epsilon}}{2(1+\nu)} \quad (2.27)$$

$$\epsilon_c = \frac{I_\epsilon}{5(1-2\nu)} + \frac{6\sqrt{J_\epsilon}}{5(1+\nu)} \quad (2.28)$$

Où ϵ_{t0} et ϵ_{c0} sont les seuils d'activation de l'endommagement (paramètres matériau sans unité), respectivement en traction et en compression, I_ϵ est le premier invariant du tenseur de déformation équivalent et J_ϵ est le deuxième invariant du déviateur de ce tenseur.

$$I_\epsilon = \epsilon_1 + \epsilon_2 + \epsilon_3 \quad (2.29)$$

$$J_\epsilon = \frac{(\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_1 - \epsilon_3)^2 + (\epsilon_2 - \epsilon_3)^2}{2} \quad (2.30)$$

Afin qu'un seul paramètre d'endommagement puisse gérer tous les états de contrainte possibles, une variable de couplage intermédiaire Y est introduite :

$$Y = rY_t + (1-r)Y_c \quad (2.31)$$

$$r = \frac{\sum_i \langle \tilde{\sigma}_i \rangle_+}{\sum_i |\tilde{\sigma}_i|} \quad (2.32)$$

Où r est le facteur de triaxialité des contraintes effectives (scalaire entre 0 et 1). La loi d'évolution de l'endommagement est alors la même que celle du modèle d'origine :

$$d = 1 - (1-A) \frac{Y_0}{Y} - Ae^{B(Y_0-Y)} \quad (2.33)$$

Où Y_0 est le seuil initial de la variable Y :

$$Y_0 = r\epsilon_{t0} + (1-r)\epsilon_{c0} \quad (2.34)$$

Les expressions des coefficients A (2.35) et B (2.36) sont différentes du modèle original pour mieux représenter les surfaces de ruptures (courbes enveloppes des maxima de résistance) obtenues expérimentalement (cf. Fig. 2.6) :

$$A = [2r^2(1 - 2k) - r(1 - 4k)]A_t + [2r^2 - 3r + 1]A_c \quad (2.35)$$

$$B = r^{r^2-2r+2}B_t + (1 - r^{r^2-2r+2})B_c \quad (2.36)$$

Où A_t , B_t , A_c et B_c sont des coefficients matériaux identifiables sur des essais unidirectionnels de traction/compression et décrivant la fragilité/ductilité post-pic du béton et k est un paramètre matériau caractérisant le comportement asymptotique du béton en cisaillement pur.

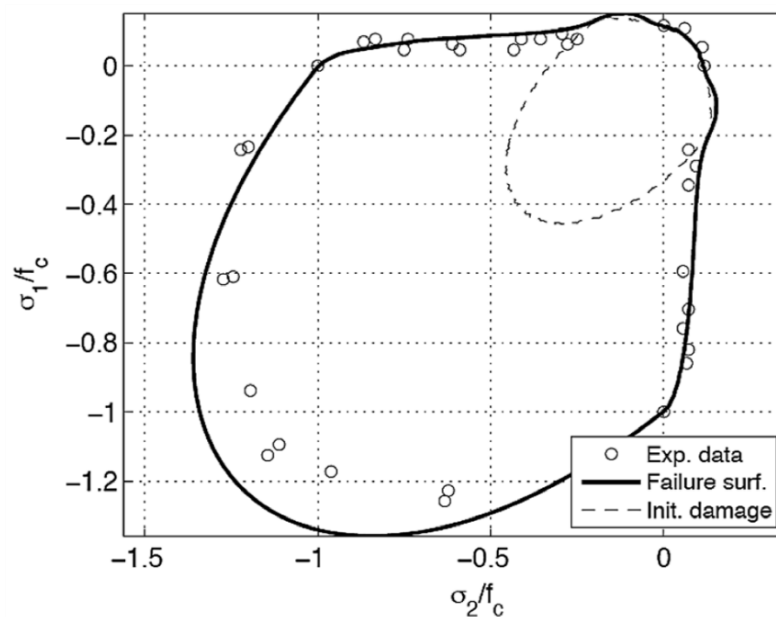


Fig. 2.6 : Surface de rupture d'un béton ordinaire (plan $\sigma_3 = 0$), comparaison modèle/expérience après identification des paramètres du μ -modèle (issu de [77])

2.4.2.6 Fissuration

La méthode continue de représentation de l'endommagement du matériau utilisée permet de représenter les effets de la fissuration sur la réponse mécanique globale de la structure, sans représentation explicite de cette fissuration.

Cette section propose alors une méthode, basée sur [60] et [75], permettant de passer d'un état d'endommagement diffus régularisé dans l'élément fini à une fissure localisée « équivalente » au sens mécanique du terme et dont les caractéristiques (ouverture, orientation) sont nécessaires pour estimer le débit de fuite.

L'évolution de la variable d'endommagement d du μ -modèle pouvant être discontinue lors de chargement cycliques (Fig. 2.7), les caractéristiques de la fissure effective sont préférentiellement reliées à l'état de déformation calculé précédemment.

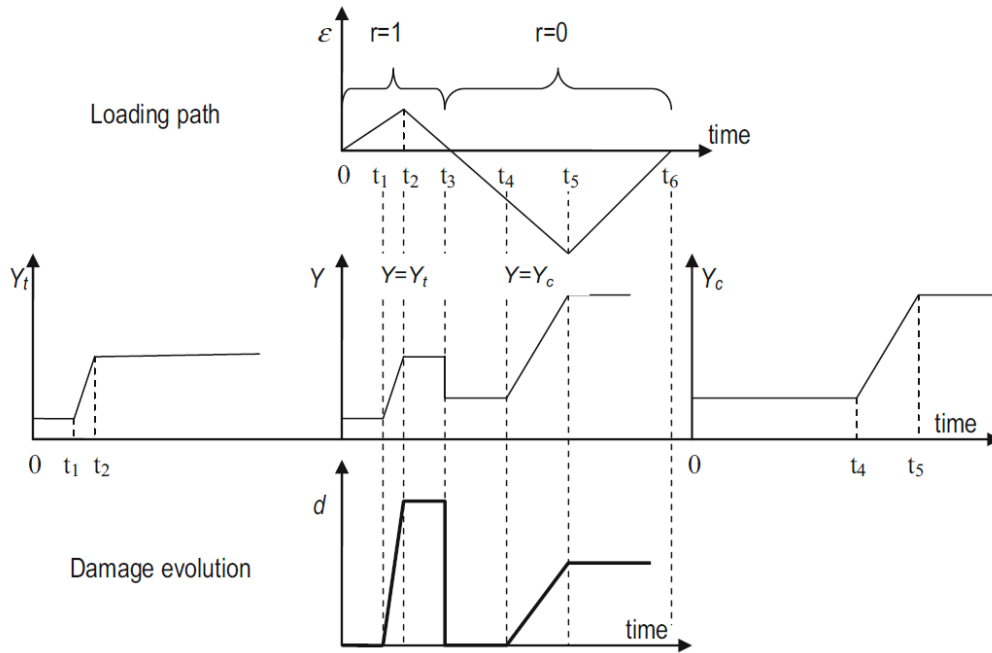


Fig. 2.7 : Evolution des variables du μ -modèle en fonction du temps au cours d'un chargement alterné traction-compression (issu de [77])

Régularisation du modèle d'endommagement

Pour limiter la dépendance des résultats mécaniques au maillage, due au comportement adoucissant du béton, les paramètres B_t et B_c sont ajustés en fonction de l'énergie de fissuration du béton et de la taille de maille comme proposé par Hillerborg [54]. Localement, l'évolution de l'endommagement s'effectue alors dans une bande de localisation de taille h ([10], [74]) traduisant un saut de déplacement global u^{ouf} qui peut être assimilé à une ouverture de fissure dite « effective ». Ce principe est illustré dans le cas de la traction unidirectionnelle en Fig. 2.8.

L'énergie de fissuration G_f (en $\text{N}\cdot\text{m}^{-1}$) se définit comme l'aire sous la courbe contrainte-saut de déplacement de la Fig. 2.8 :

$$G_f = \int_0^{+\infty} \sigma du^{ouf} \quad (2.37)$$

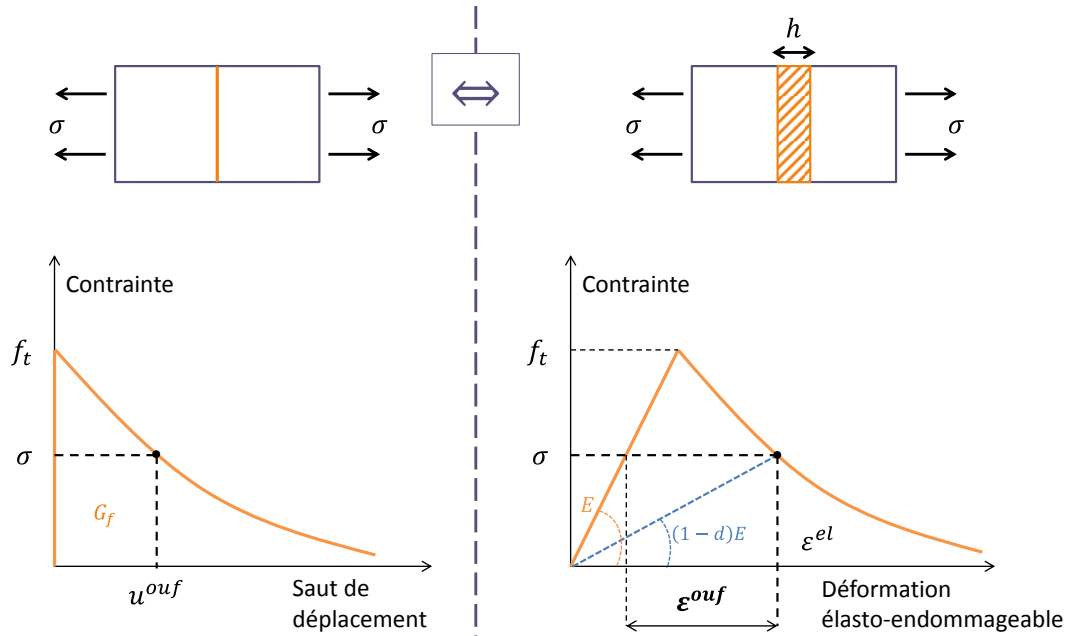


Fig. 2.8 : Principe 1D de définition de la déformation de fissuration effective ([60], [74])

Une fois le problème discrétisé, u^{ouf} est associée à une déformation de fissuration effective ε^{ouf} dans un élément fini de taille h :

$$u^{ouf} = h\varepsilon^{ouf} \quad (2.38)$$

D'après l'équivalence de la Fig. 2.8 :

$$\varepsilon^{ouf} = \varepsilon^{el} - \frac{\sigma}{E} \quad (2.39)$$

Par définition, lorsque ε^{ouf} croît de zéro à l'infini, il parcourt l'ensemble de la courbe contrainte-déformation. Ainsi :

$$G_f = h \int_0^{+\infty} \sigma d\varepsilon^{ouf} = h \int_0^{+\infty} \sigma d\varepsilon^{el} \quad (2.40)$$

En distinguant entre comportement élastique-linéaire jusqu'au seuil $\varepsilon_{t0} = f_t/E$ et comportement élastique-endommageable à partir de ce seuil :

$$\frac{G_f}{h} = \int_0^{\varepsilon_{t0}} \sigma d\varepsilon^{el} + \int_{\varepsilon_{t0}}^{+\infty} \sigma d\varepsilon^{el} \quad (2.41)$$

Pour la partie linéaire de la courbe :

$$\int_0^{\varepsilon_{t0}} \sigma d\varepsilon^{el} = E \int_0^{\varepsilon_{t0}} \varepsilon^{el} d\varepsilon^{el} = E \frac{\varepsilon_{t0}^2}{2} \quad (2.42)$$

Pour la partie adoucissante de la courbe, on réinjecte les équations d'évolution du μ -modèle (2.27) à (2.36) :

$$\int_{\varepsilon_{t0}}^{+\infty} \sigma d\varepsilon^{el} = E \int_{\varepsilon_{t0}}^{+\infty} (1 - d) \varepsilon^{el} d\varepsilon^{el} \quad (2.43)$$

L'expression (2.43) n'est intégrable que si le coefficient A_t de l'équation (2.35) vaut 1 (contrainte résiduelle nulle à rupture). Dans ce cas :

$$\int_{\varepsilon_{t0}}^{+\infty} \sigma d\varepsilon^{el} = E \int_{\varepsilon_{t0}}^{+\infty} e^{B_t(Y_0 - Y)} \varepsilon^{el} d\varepsilon^{el} \quad (2.44)$$

En traction unidirectionnelle :

$$\begin{aligned} r &= 1, & Y_0 &= \varepsilon_{t0}, & \varepsilon_1 &= \varepsilon, & \varepsilon_2 &= \varepsilon_3 = -\nu\varepsilon \\ I_\varepsilon &= \varepsilon(1 - 2\nu), & J_\varepsilon &= \varepsilon^2(1 + \nu)^2, & Y &= Y_t = \varepsilon \end{aligned} \quad (2.45)$$

En injectant les valeurs (2.45) dans l'expression (2.44) et en intégrant, on obtient :

$$\int_{\varepsilon_{t0}}^{+\infty} \sigma d\varepsilon^{el} = E \frac{B_t \varepsilon_{t0} + 1}{B_t^2} \quad (2.46)$$

Au final, on aboutit à :

$$\frac{G_f}{Eh} = \frac{\varepsilon_{t0}^2}{2} + \frac{B_t \varepsilon_{t0} + 1}{B_t^2} \quad (2.47)$$

La valeur régularisée de B_t est alors solution de l'équation du second degré :

$$\left(\frac{G_f}{Eh} - \frac{\varepsilon_{t0}^2}{2} \right) B_t^2 - \varepsilon_{t0} B_t - 1 = 0 \quad (2.48)$$

Qui n'admet qu'une seule solution positive :

$$B_t(h) = \frac{\varepsilon_{t0} + \sqrt{\frac{4G_f}{Eh} - \varepsilon_{t0}^2}}{\frac{2G_f}{Eh} - \varepsilon_{t0}^2} \quad (2.49)$$

Dans la pratique, le paramètre A_t est strictement inférieur à 1 pour aider à la convergence du μ -modèle aux très hautes valeurs d'endommagement, sans pour autant modifier l'expression (2.49).

Caractéristiques 3D de la fissure

En généralisant l'expression (2.39), il est possible de définir un tenseur de fissuration effective en trois dimensions :

$$\boldsymbol{\epsilon}^{\text{ouf}}(\mathbf{x}, t) = \boldsymbol{\epsilon}^{\text{el}} - \frac{1}{E} [(1 + \nu)\boldsymbol{\sigma} - \nu \text{tr}(\boldsymbol{\sigma})\mathbf{I}_3] \quad (2.50)$$

Les composantes principales de ce tenseur $\boldsymbol{\epsilon}^{\text{ouf}}$ définissent une fissure plane équivalente par élément fini de béton. La direction principale de traction maximale (mode I) donne la normale $\mathbf{n}$ au plan de fissuration et la valeur propre associée permet de définir l'ouverture de fissure effective w (en m, Fig. 2.9) :

$$w = h \max \left[\max \left(\text{Sp}(\boldsymbol{\epsilon}^{\text{ouf}}) \right), 0 \right] \quad (2.51)$$

Où $\text{Sp}(\boldsymbol{\epsilon}^{\text{ouf}})$ est le spectre du tenseur $\boldsymbol{\epsilon}^{\text{ouf}}$.

Pour assurer une équivalence analytique entre béton endommagé et béton fissuré, le seuil utilisé dans l'équation (2.51) et dans ces travaux de thèse est défini à zéro : toutes les fissures, quelle que soit leur ouverture, sont conservées. Dans la pratique, seules les fissures suffisamment ouvertes contribuent au débit de fuite de la structure (cf. Fig. 2.10) et un seuil minimal plus élevé (de quelques micromètres par exemple) pourrait être introduit.

2.5 Modèle aéraulique

Les fissures dans le béton représentent un chemin privilégié de fuite. Toutefois, la stratégie proposée souhaite se baser sur des maillages relativement grossiers, une description fine de ces défauts n'est pas envisagée (pour un éventuel post-traitement du débit dans un code dédié à la mécanique des fluides par exemple).

Lors de ces travaux de thèse, un élément fini a donc été spécialement développé dans *Code_Aster* pour prendre en compte l'influence de la fissure effective déterminée précédemment sur les propriétés de transfert à l'air du béton, sans maillage explicite de cette fissure.

2.5.1 Élément fini fissuré pour le calcul de débit de fuite

2.5.1.1 Hypothèses et formulation

On considère ici que l'air est le seul composant qui s'écoule au travers d'un matériau poreux fissuré. Pour simplifier les équations de cette section, l'écoulement est considéré laminaire, stationnaire et incompressible, mais des cas plus représentatifs sont présentés en section 2.5.2.

Sous l'hypothèse des petits déplacements, les déformations dues à la fissure sont considérées comme faibles devant les dimensions du système étudié : toutes les quantités sont exprimées dans la configuration initiale du système et la fissure d'ouverture w_e (en m) peut être vue comme une surface plane S_e^f (en m²) dans une matrice poreuse 3D de volume $\Omega_e = L_x L_y L_z$ (en m³, cf. Fig. 2.9).

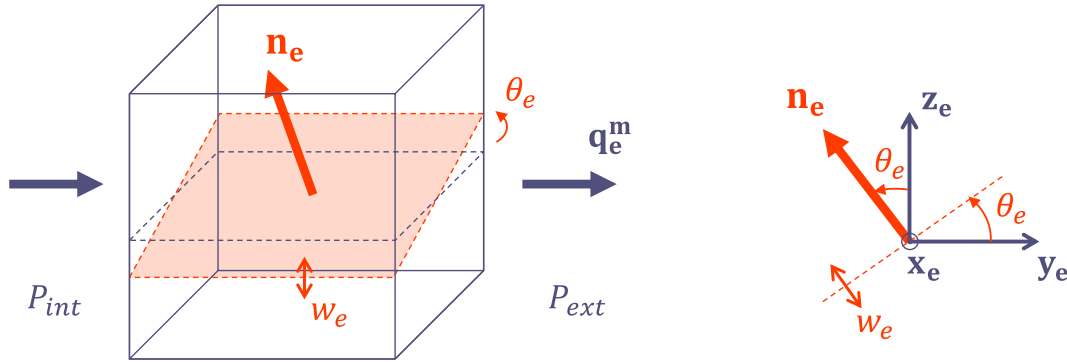


Fig. 2.9 : Principe de l'élément fini fissuré pour le calcul de débit de fuite, dans le cas particulier où la fissure est inclinée autour de la direction de l'écoulement

Formulation forte

La formulation de l'élément fini fissuré repose sur le principe de superposition d'un écoulement de Darcy au sein de la matrice poreuse insaturée (2.52) et d'un écoulement de Poiseuille dans la fissure (2.53).

$$\mathbf{q}_e^D(\mathbf{x}, t) = -\frac{\rho_a}{\eta_a} K_{int}^a k_{ra}(S_l) \nabla P_a(\mathbf{x}, t) \quad (2.52)$$

$$\mathbf{q}_e^P(\mathbf{x}, t) = -\frac{\rho_a}{\eta_a} \frac{w_e^2}{12} (\mathbf{I}_3 - \mathbf{n}_e \otimes \mathbf{n}_e) \nabla P_a(\mathbf{x}, t) \quad (2.53)$$

Où ρ_a est la masse volumique de l'air (en kg·m⁻³), η_a est la viscosité dynamique de l'air (en Pa·s), K_{int}^a est la perméabilité intrinsèque à l'air du béton (en m²), k_{ra} est

sa perméabilité relative à l'air (valeurs entre 0 et 1), P_a est la pression de l'air (en Pa) et $\mathbf{q}_e$ le flux massique surfacique d'air (en $\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}\cdot\text{m}^{-2}$).

L'addition de ces deux contributions donne la formulation forte du problème :

$$\forall \mathbf{x} \in \Omega_e, \quad \nabla \cdot \mathbf{q}_e^D + \nabla \cdot \mathbf{q}_e^P = 0 \quad (2.54)$$

La loi de Mualem modifiée par Verdier [117] est utilisée pour l'évolution de la perméabilité relative à l'air du béton en fonction de la saturation :

$$k_{ra}(S_l) = \sqrt{1 - S_l}(1 - S_l^m)^{m/2} \quad (2.55)$$

Formulation faible

La formulation (2.54) est ensuite affaiblie en multipliant par un champ de pression test P^* puis en intégrant sur l'ensemble du domaine :

$$\int_{\Omega_e} P^* (\nabla \cdot \mathbf{q}_e^D + \nabla \cdot \mathbf{q}_e^P) d\Omega = 0 \quad (2.56)$$

L'écoulement de Poiseuille n'est vrai que dans la fissure de volume $V_e^f = w_e S_e^f$:

$$\int_{\Omega_e} P^* \nabla \cdot \mathbf{q}_e^D d\Omega + \int_{V_e^f} P^* \nabla \cdot \mathbf{q}_e^P d\Omega = 0 \quad (2.57)$$

$$\int_{\Omega_e} P^* \nabla \cdot \mathbf{q}_e^D d\Omega + \int_{S_e^f} P^* w_e \nabla \cdot \mathbf{q}_e^P d\Sigma = 0 \quad (2.58)$$

L'équation (2.58) est intégrée par parties :

$$\begin{aligned} & \int_{\Omega_e} \nabla \cdot (P^* \mathbf{q}_e^D) d\Omega - \int_{\Omega_e} \nabla P^* \cdot \mathbf{q}_e^D d\Omega + \\ & \int_{S_e^f} w_e \nabla \cdot (P^* \mathbf{q}_e^P) d\Sigma - \int_{S_e^f} w_e \nabla P^* \cdot \mathbf{q}_e^P d\Sigma = 0 \end{aligned} \quad (2.59)$$

Ensuite le théorème de la divergence est utilisé :

$$\begin{aligned} & \int_{\partial\Omega_e} P^* \mathbf{q}_e^D \cdot \mathbf{d}\boldsymbol{\Omega} - \int_{\Omega_e} \nabla P^* \cdot \mathbf{q}_e^D d\Omega + \\ & \int_{\partial S_e^f} w_e P^* \mathbf{q}_e^P \cdot \mathbf{d}\boldsymbol{\Sigma} - \int_{S_e^f} w_e \nabla P^* \cdot \mathbf{q}_e^P d\Sigma = 0 \end{aligned} \quad (2.60)$$

En considérant qu'il n'y a pas de condition limite en flux imposée aux bords de l'élément, on obtient la formulation faible du problème :

$$\int_{\Omega_e} \nabla P^* \cdot \frac{\rho_a}{\eta_a} k_a \nabla P_a d\Omega + \int_{S_e^f} \nabla P^* \cdot \frac{\rho_a}{\eta_a} \frac{w_e^3}{12} (\mathbf{I}_3 - \mathbf{n}_e \otimes \mathbf{n}_e) \nabla P_a d\Sigma = 0 \quad (2.61)$$

Où $k_a = K_{int}^a k_{ra}(S_l)$.

Discretisation par éléments finis

Les champs et gradients de pression sont discrétisés linéairement selon la méthode des éléments finis [120] :

$$P(\mathbf{x}) \simeq {}^T \mathbf{N}_e(\mathbf{x}) \cdot \mathbf{P}_e = {}^T \mathbf{P}_e \cdot \mathbf{N}_e(\mathbf{x}), \quad \nabla P(\mathbf{x}) \simeq \mathbf{B}_e(\mathbf{x}) \cdot \mathbf{P}_e \quad (2.62)$$

Où $\mathbf{N}_e$ est le vecteur des fonctions de formes élémentaires (sans unité), $\mathbf{P}_e$ est le vecteur des pressions nodales et $\mathbf{B}_e$ la matrice des dérivées des fonctions de formes (en m^{-1}). L'assemblage de toutes les composantes élémentaires discrétisées, après simplification par $\mathbf{P}^*$, aboutit à la formulation EF suivante :

$$\sum_e \left\{ \int_{\Omega_e} {}^T \mathbf{B}_e \frac{\rho_a}{\eta_a} k_a \mathbf{B}_e d\Omega + \int_{S_e^f} {}^T \mathbf{B}_e \frac{\rho_a}{\eta_a} \frac{w_e^3}{12} (\mathbf{I}_3 - \mathbf{n}_e \otimes \mathbf{n}_e) \mathbf{B}_e d\Sigma \right\} \cdot \mathbf{P}_e = 0 \quad (2.63)$$

L'intégrande de l'intégrale surfacique étant constante :

$$\sum_e \left\{ \int_{\Omega_e} {}^T \mathbf{B}_e \frac{\rho_a}{\eta_a} k_a \mathbf{B}_e d\Omega + {}^T \mathbf{B}_e S_e^f \frac{\rho_a}{\eta_a} \frac{w_e^3}{12} (\mathbf{I}_3 - \mathbf{n}_e \otimes \mathbf{n}_e) \mathbf{B}_e \right\} \cdot \mathbf{P}_e = 0 \quad (2.64)$$

2.5.1.2 Implémentation et validation

L'équation de conservation de la masse et l'équation de la chaleur étant analogues, la formulation EF (2.64) est implantée comme une nouvelle modélisation thermique non-linéaire de *Code_Aster*.

L'intégrale volumique de la formulation (2.64) étant déjà disponible dans le code, les routines de calcul de la matrice de rigidité, du vecteur flux, du vecteur résidu et du vecteur chargement extérieur ont été modifiées pour prendre en compte la composante anisotrope due à la fissure pour les éléments hexaédriques à 8 nœuds (HEXA8).

Dans le cas particulier présenté en Fig. 2.9, où la fissure est inclinée autour de l'axe de l'écoulement :

$$\sum_e \left\{ \int_{\Omega_e} {}^T \mathbf{B}_e \frac{\rho_a}{\eta_a} \left[k_a \mathbf{I}_3 + \frac{w_e^3}{12 L_x \cos \theta_e} (\mathbf{I}_3 - \mathbf{n}_e \otimes \mathbf{n}_e) \right] \mathbf{B}_e d\Omega \right\} \cdot \mathbf{P}_e = 0 \quad (2.65)$$

L'implémentation effectuée est vérifiée sur un cas test élémentaire où un différentiel de pression de 0,4 MPa est imposé dans la direction $\mathbf{x}_e$ à une maille HEXA8 de taille $1 \times 1 \times 1 \text{ m}^3$ avec les valeurs : $\rho_a = 1,2 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$, $\eta_a = 1,8 \cdot 10^{-5} \text{ Pa}\cdot\text{s}$ et $k_a = 1 \cdot 10^{-17} \text{ m}^2$. La norme du flux d'air massique surfacique $\mathbf{q}_e^m$ calculée par *Code_Aster* est comparée à son expression analytique dans deux cas, lorsque :

- la fissure est de normale $\mathbf{z}_e$ ($\theta_e = 0$) et d'ouverture variable (Fig. 2.10) ;
- l'ouverture de fissure w_e est fixée à $50 \text{ }\mu\text{m}$ et que l'orientation θ_e varie autour de l'axe $\mathbf{x}_e$ (Fig. 2.11).

Sur la Fig. 2.10, lorsque la fissure est fermée ou très faible, on retrouve uniquement la valeur du flux dans la matrice saine ($2,67 \cdot 10^{-7} \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}\cdot\text{m}^{-2}$). Il existe ensuite une zone de transition ($3\text{-}7 \text{ }\mu\text{m}$) où les flux de Darcy et de Poiseuille sont d'un ordre de grandeur équivalent, avant de ne retrouver que le flux dû à la fissure. L'évolution cubique en fonction de l'ouverture implique une pente constante (égale à 3) sur le graphique présenté en échelle log-log.

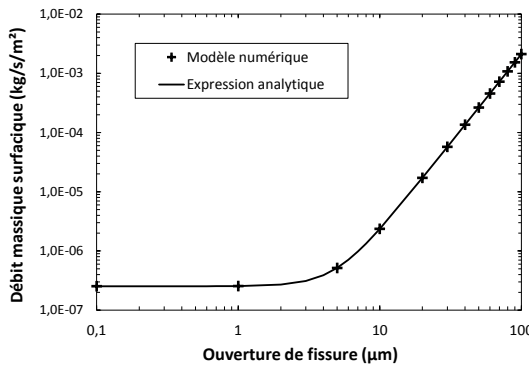


Fig. 2.10 : Evolution du flux surfacique en fonction de l'ouverture de fissure

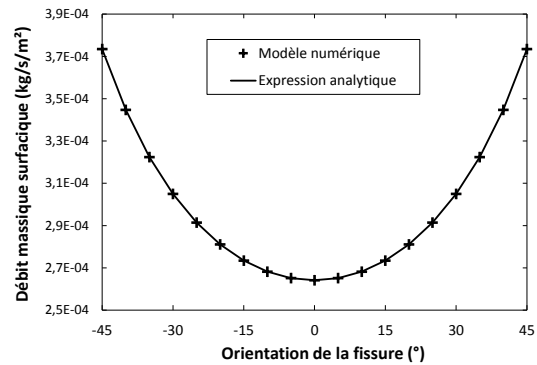


Fig. 2.11 : Evolution du flux surfacique en fonction de l'orientation de la fissure

Sur la Fig. 2.11, la dépendance linéaire du flux à la longueur de fissure dans l'expression (2.65) aboutit à une évolution inverse au cosinus de l'orientation de la fissure.

2.5.2 Généralisation de la formulation proposée

Dans un souci de concision et de clarté des équations de la section 2.5.1, la formulation EF (2.64) est écrite dans un cas particulier. Toutefois, le principe de cette formulation est suffisamment générique pour être utilisé dans un plus grand nombre de situations.

D'autres éléments finis volumiques, indépendamment de leur ordre d'intégration, peuvent être pris en compte sous réserve de savoir définir les propriétés de la

fissure. Il s'agira de déterminer géométriquement l'intersection du plan de fissure avec le volume de l'EF considéré (passant par le centre de gravité par exemple) ou bien d'effectuer une approximation sur la longueur utile de fissure et de définir un matériau isotrope transverse comme suggéré par l'équation (2.65). Rien n'empêche non plus d'utiliser un matériau initialement anisotrope (tenseur de perméabilité $\mathbf{k}_a \neq k_a \mathbf{I}_3$), auquel on ajouterait une deuxième composante isotrope transverse due à la fissure.

En considérant l'air comme un gaz parfait, il est tout à fait possible de généraliser la formulation EF proposée à des écoulements transitoires et compressibles. Dans ce cas, la formulation forte du problème s'écrit :

$$\frac{(1 - S_l)\phi M_a}{2RT\sqrt{P_a^2}} \frac{\partial P_a^2(\mathbf{x}, t)}{\partial t} + \nabla \cdot \left[-\frac{M_a}{2RT\eta_a} \mathbf{K}_{\text{ani}} \cdot \nabla P_a^2(\mathbf{x}, t) \right] = 0 \quad (2.66)$$

Où M_a est la masse molaire de l'air (en $\text{kg} \cdot \text{mol}^{-1}$) et $\mathbf{K}_{\text{ani}}$ la perméabilité anisotrope élémentaire (en m^2) :

$$\mathbf{K}_{\text{ani}} = K_{\text{int}}^a k_{ra}(S_l) \mathbf{I}_3 + \frac{S_e^f w_e^3}{\Omega_e 12} (\mathbf{I}_3 - \mathbf{n}_e \otimes \mathbf{n}_e) \quad (2.67)$$

L'équation (2.66) étant toujours analogue à (2.1), il est possible d'établir une équivalence entre grandeurs thermiques et grandeurs associées aux transferts d'air (cf. Tab. 2.1) pour utiliser le module de thermique non-linéaire de *Code_Aster*.

Transferts thermiques	Ecoulement incompressible		Ecoulement compressible	
	Permanent	Transitoire	Permanent	Transitoire
$\rho_b C_p(T)$	0	$(1 - S_l)\phi \rho_a$	0	$\frac{(1 - S_l)\phi M_a}{2RT\sqrt{P_a^2}}$
T		P_a		P_a^2
λ		$\frac{\rho_a}{\eta_a} \mathbf{K}_{\text{ani}}$		$\frac{M_a}{2RT\eta_a} \mathbf{K}_{\text{ani}}$
$\mathbf{q}^{\text{th}}$		$-\frac{\rho_a}{\eta_a} \mathbf{K}_{\text{ani}} \cdot \nabla P_a$		$-\frac{M_a}{2RT\eta_a} \mathbf{K}_{\text{ani}} \cdot \nabla P_a^2$

Tab. 2.1 : Analogie entre transferts thermiques et aérauliques

L'écoulement laminaire de Poiseuille considéré entre deux plans parfaitement parallèles et lisses de l'équation (2.53) constitue également une approximation de l'écoulement, en particulier si utilisé dans des éléments de grande taille. En effet, la rugosité des lèvres de la fissure, la tortuosité le long du chemin parcouru ou les phénomènes de turbulences sont autant de sources possibles de réduction du débit réellement mesuré. Une solution partielle pourrait être de mailler très finement la zone considérée afin que le chemin réel de fissuration soit reproduit de manière la plus fidèle possible (effet de tortuosité), ce qui n'est pas souhaité dans la stratégie globale proposée. Une autre solution classiquement adoptée dans la littérature ([29], [85], [59]) est d'introduire un coefficient de réduction de débit ζ à identifier (valeurs entre 0 et 1) et qui prend en compte tous ces effets. La perméabilité élémentaire anisotrope devient alors :

$$\mathbf{K}_{\text{ani}} = K_{\text{int}}^a k_{ra}(S_l) \mathbf{I}_3 + \zeta \frac{S_e^f w_e^3}{\Omega_e 12} (\mathbf{I}_3 - \mathbf{n}_e \otimes \mathbf{n}_e) \quad (2.68)$$

Une dernière possibilité de la formulation (2.64) est de pouvoir superposer plusieurs fissures indépendantes dans un même élément fini (non connectées entre elles, ce qui ne modifie pas les écoulements). En effet, les inspections visuelles effectuées à l'extrados au cours des essais en air peuvent mettre en évidence des zones de fuite non nécessairement liées à l'état mécanique du béton (normalement en compression en zones courantes), comme au niveau des reprises de bétonnage ou dues à des défauts initiaux de mise en place. Dans la pratique, il est donc possible d'ajouter manuellement une fissure dont les caractéristiques correspondent aux résultats d'inspection. Dans ce cas, la perméabilité élémentaire considérée est :

$$\mathbf{K}_{\text{ani}} = K_{\text{int}}^a k_{ra}(S_l) \mathbf{I}_3 + \sum_{f=1}^{N_f} \zeta^f \frac{S_e^f w_e^{f3}}{\Omega_e 12} (\mathbf{I}_3 - \mathbf{n}_e^f \otimes \mathbf{n}_e^f) \quad (2.69)$$

Où N_f est le nombre de fissures dans l'élément et w_e^f , S_e^f , $\mathbf{n}_e^f$ et ζ^f sont respectivement l'ouverture, la surface, la normale et la tortuosité de chaque fissure.

2.6 Conclusions du chapitre

Ce chapitre présente l'ensemble des modèles thermique, hydrique, mécanique et aéraulique utilisés dans la stratégie chainée faiblement couplée développée pour calculer le débit de fuite des enceintes internes de bâtiments réacteurs.

La motivation principale est d'obtenir une stratégie robuste, dont les hypothèses sous-jacentes sont justifiées dans un domaine de validité maîtrisé, qui soit la plus simple possible à mettre en œuvre d'un point de vue pratique mais sans devenir simpliste. Elle conserve donc un maximum de représentativité phénoménologique.

Ainsi, les modèles thermique, hydrique et aéraulique sont basés sur une seule équation de diffusion non-linéaire dont la résolution est classique dans les codes EF. Le modèle mécanique ne retient que les phénomènes principaux et minimise la complexité des équations et le nombre de paramètres matériaux à identifier tout en visant une représentativité suffisante.

Les choix technologiques effectués reflètent également cette volonté d'optimisation entre temps de développement et facilité d'utilisation de la stratégie. L'implémentation est faite dans le cadre général du *Code_Aster* et évite les couplages et interfaçages entre différents codes spécialisés.

Pour le modèle aéraulique, une nouvelle modélisation thermique est introduite. Elle se base sur des routines déjà disponibles qui ont été adaptées aux besoins de l'élément fini fissuré implémenté.

Pour le modèle mécanique, l'introduction d'une loi de comportement dédiée dans *Code_Aster* aurait été possible mais fastidieuse. La compatibilité et le formalisme de *MFront*, proche de l'écriture des équations constitutives, ont permis une implémentation et une validation très efficaces.

La stratégie présentée dans ce chapitre va maintenant être appliquée à la maquette d'enceinte VeRCoRs et ses résultats comparés aux données expérimentales disponibles afin d'en valider les principes.

Chapitre 3

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

3.1 Maillage	67
3.2 Paramètres de la modélisation	68
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 aéraulique	75
3.3 Conditions aux limites et chargements	77
3.3.1 Calcul thermique	78
3.3.2 Calcul hydrique	80
3.3.3 Calcul mécanique	81
3.3.4 Calcul aéraulique	83
3.4 Résultats et analyses	83
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_0	97
3.4.6.2 Essais VC_1 et VD_1	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
3.5 Conclusions du chapitre	109

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.

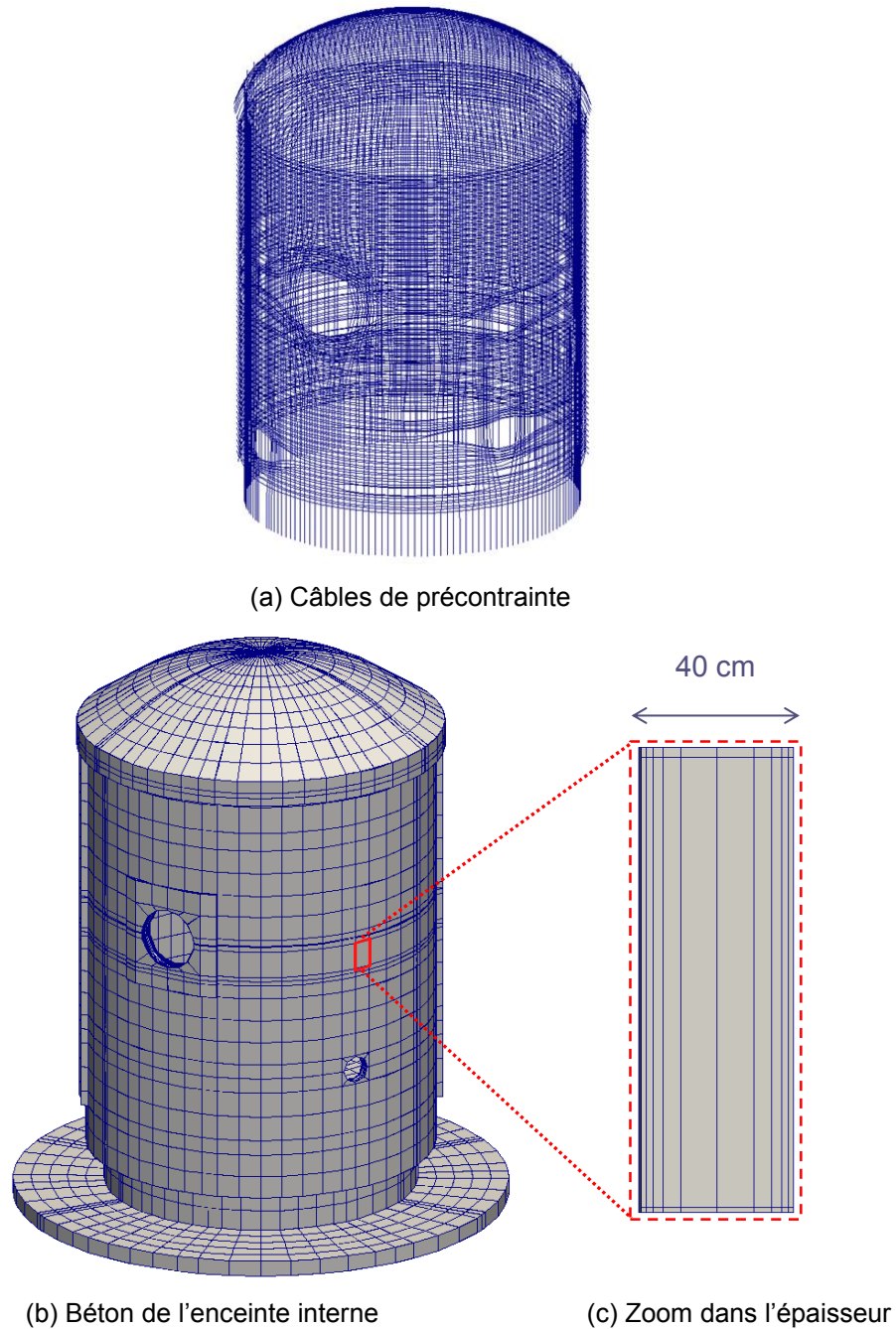


Fig. 3.1 : Maillage EF utilisé pour modéliser le comportement de la maquette VeRCoRs

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	ρ_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 ρ_b est la moyenne des masses volumiques mesurées sur chaque levée de l'enceinte. Les valeurs de C_p et λ 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	η_l	$1,002 \cdot 10^{-3}$	Pa·s
Porosité du béton	ϕ	0,146	-
Energie d'activation	E_a	28000	J·mol ⁻¹
Constante des gaz parfaits	R	8,314	J·mol ⁻¹ ·K ⁻¹
Température de référence	T^{ref}	20	°C
Masse volumique de l'eau liquide	ρ_l	998,3	kg·m ⁻³
Masse molaire de l'eau	M_l	$18 \cdot 10^{-3}$	kg·mol ⁻¹
Perméabilité intrinsèque à l'eau du béton	K_{int}^l	$6,074 \cdot 10^{-20}$	m ²
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 η_l , R , ρ_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 ϕ 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.

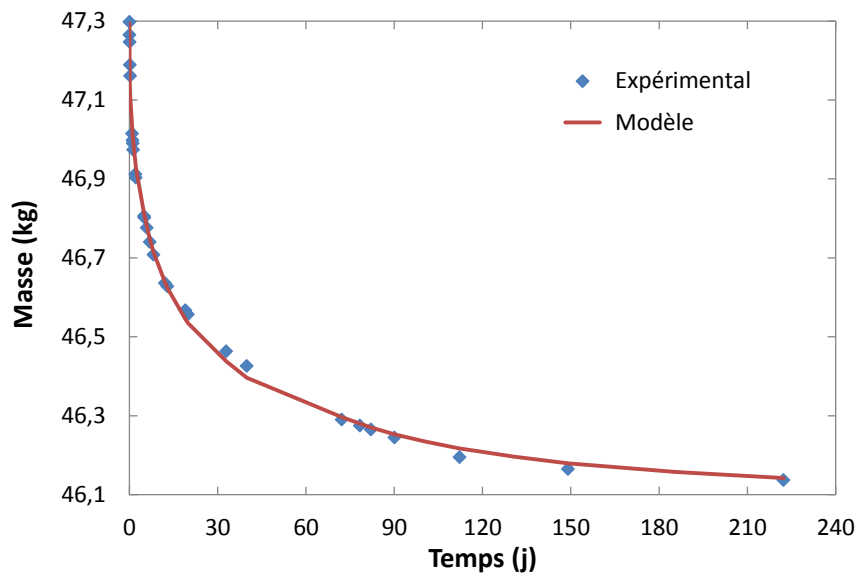


Fig. 3.2 : Calage des paramètres K_{int}^l , n et P_r sur un essai de perte en masse

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 ²
Masse volumique	-	7800	kg·m ⁻³
Résistance à rupture	f_{pk}	1860	MPa
Tension initiale	F_0	848 (1525)	kN (MPa)
Coefficient de relaxation à 1000 h	ρ_{1000}	2,5	%
Coefficients de frottement	μ	0,16 (verticaux, gamma et dôme) 0,17 (horizontaux)	-
Coefficients de pertes linéiques	k	5 (verticaux) 9,38 (gamma et dôme) 8,82 (horizontaux)	10 ⁻³ m ⁻¹
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 , α_{th} et f_t sont les moyennes des propriétés mesurées pour chaque levée de l'enceinte. La masse volumique du béton armé ρ_{ba} est la moyenne des mesures de chaque levée ρ_b (Tab. 3.1) à laquelle on ajoute forfaitairement 100 kg·m⁻³ 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 ν , ν_{fp} , α_{fp} , A_t , A_c , B_c et χ 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	ν	0,2	-
Masse volumique	ρ_{ba}	2495	kg·m ⁻³
Coefficient de retrait de dessiccation	κ_{rd}	$1,027 \cdot 10^{-3}$	-
Coefficient de dilatation thermique	α_{th}	$12,2 \cdot 10^{-6}$	K ⁻¹
Coefficient de Poisson de fluage propre	ν_{fp}	0,2	-
Amplification du fluage propre en traction	α_{fp}	1	-
Chaîne de Burger pour le fluage propre	k_{rev}	168,2	GPa
	η_{rev}	$141,8 \cdot 10^6$	GPa·s
	k_{irr}	81,63	GPa
Coefficient de fluage de dessiccation	κ_{fd}	$6,897 \cdot 10^{-11}$	Pa ⁻¹
Energie d'activation du fluage à court terme	E_a^l	18700	J·mol ⁻¹
Energie de fissuration	G_f	100	N·m ⁻¹
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	χ	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 κ_{rd} (Fig. 3.3).

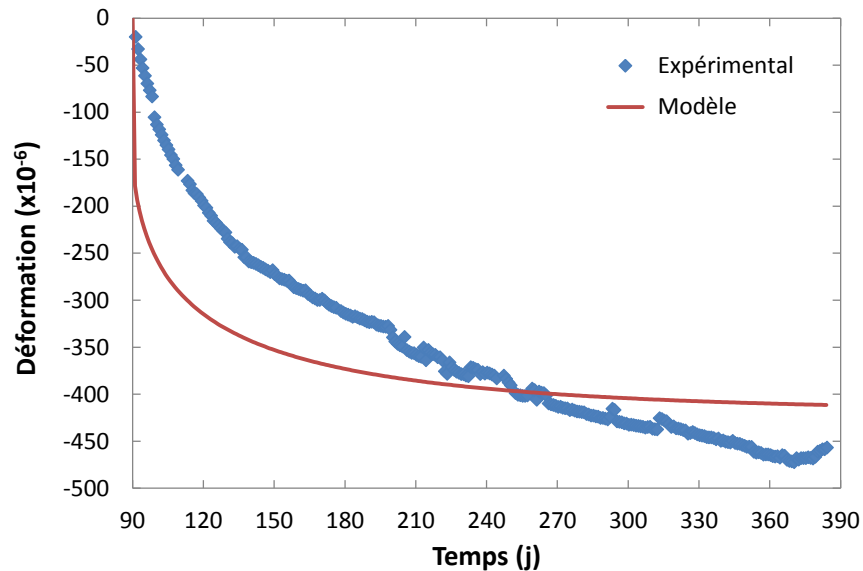


Fig. 3.3 : Calage du paramètre κ_{rd} sur un essai de retrait de dessiccation

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} , η_{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).

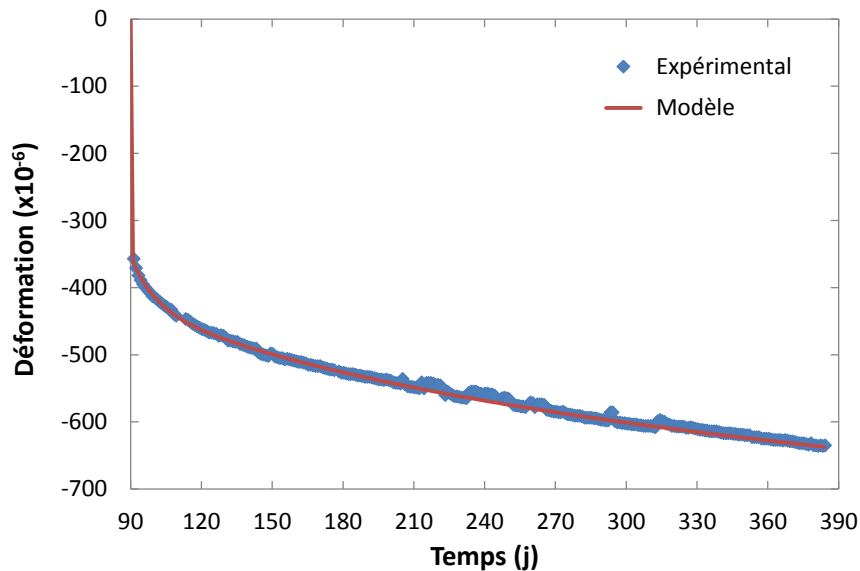


Fig. 3.4 : Calage des paramètres k_{rev} , η_{rev} et k_{irr} sur un essai de fluage sans séchage

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 κ_{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.

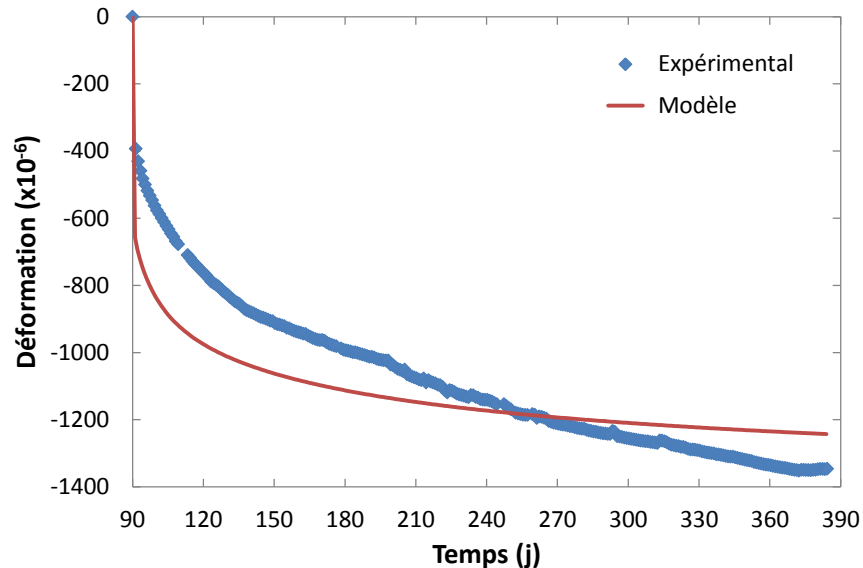


Fig. 3.5 : Calage du paramètre κ_{fd} sur un essai de fluage total (avec départ d'eau)

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	η_a	$1,8 \cdot 10^{-5}$	$\text{Pa} \cdot \text{s}$
Perméabilité intrinsèque à l'air du béton	K_{int}^a	$5,0 \cdot 10^{-17}$	m^2
Coefficient de réduction du débit dans les fissures	ζ	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 η_a ont des valeurs de référence. *Faute de données plus précises, la valeur de ζ 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).

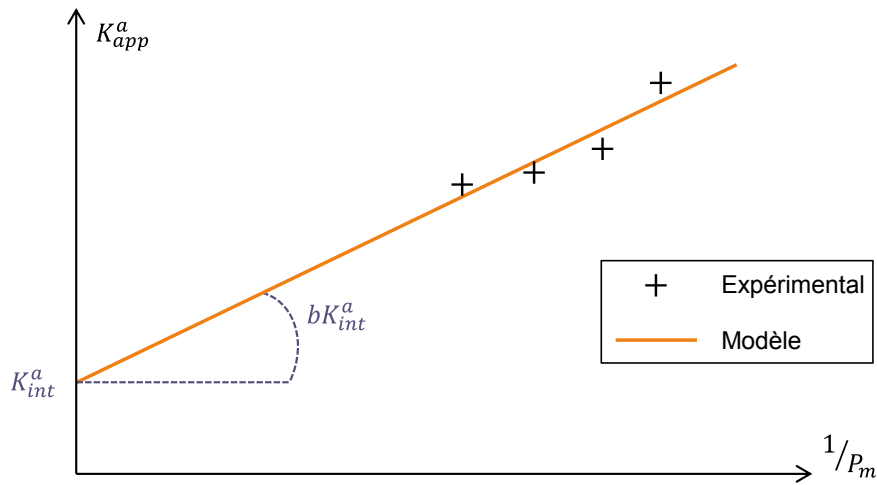


Fig. 3.6 : Effet Klinkenberg et principe d'identification de la perméabilité intrinsèque à l'air

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.

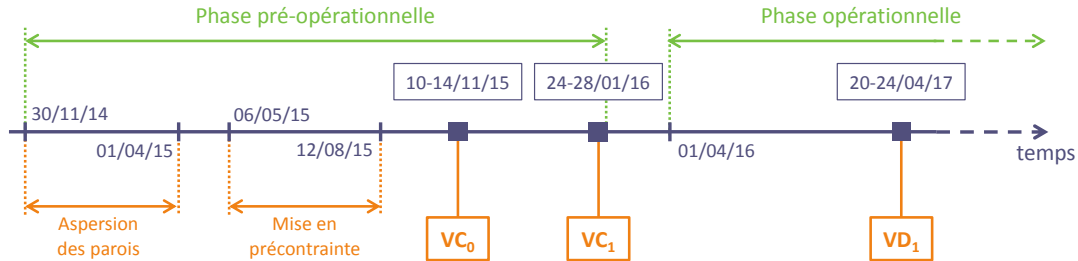


Fig. 3.7 : Planning général pour la modélisation

3.3.1 Calcul thermique

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

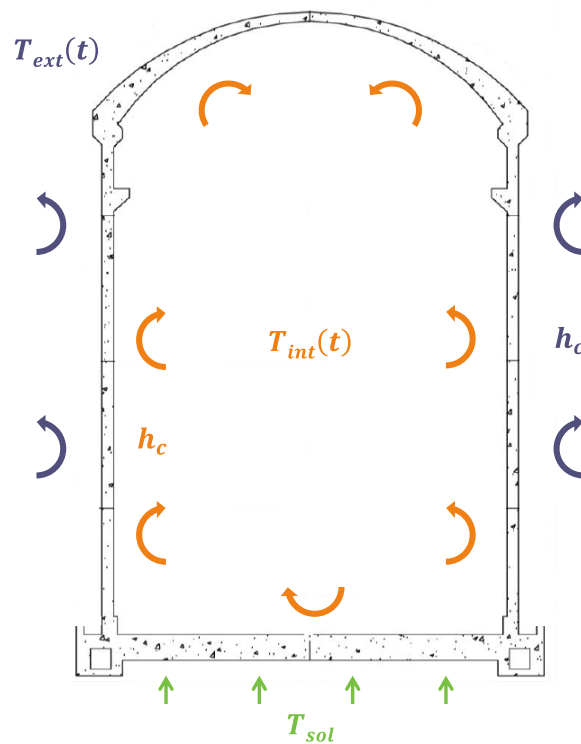


Fig. 3.8 : Conditions aux limites et chargements thermiques, schéma de principe

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).

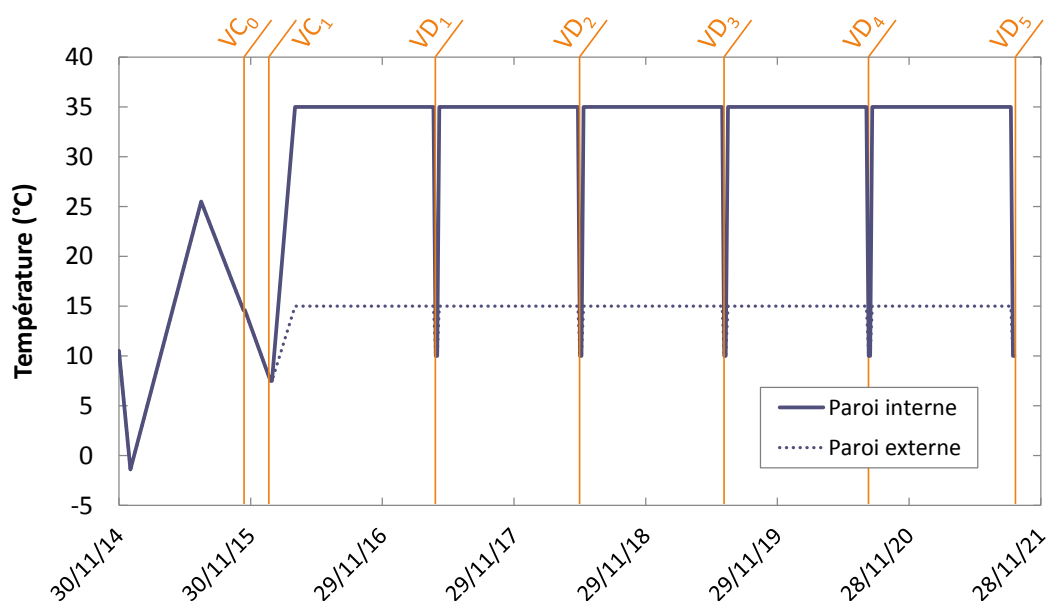


Fig. 3.9 : Evolution des températures imposées en paroi interne et externe de l'EI

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.

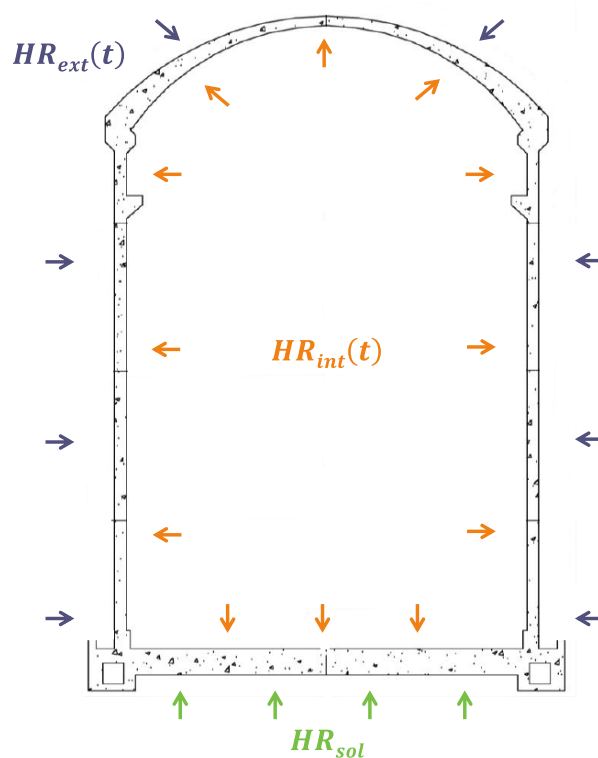


Fig. 3.10 : Conditions aux limites et chargements hydriques, schéma de principe

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).

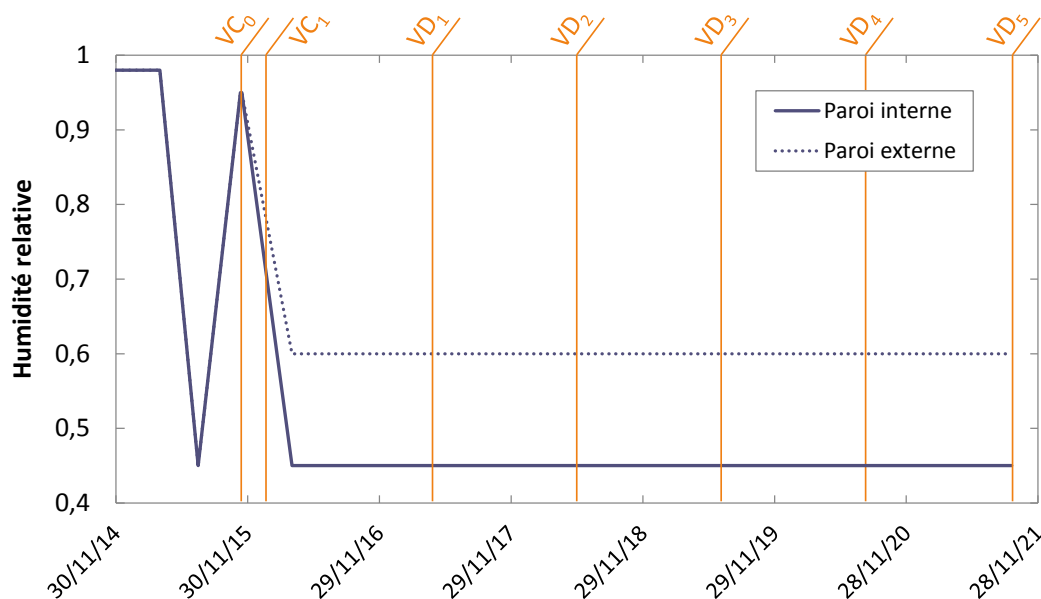


Fig. 3.11 : Evolution des humidités relatives imposées en paroi interne et externe de l'EI

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 ^{er} 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.

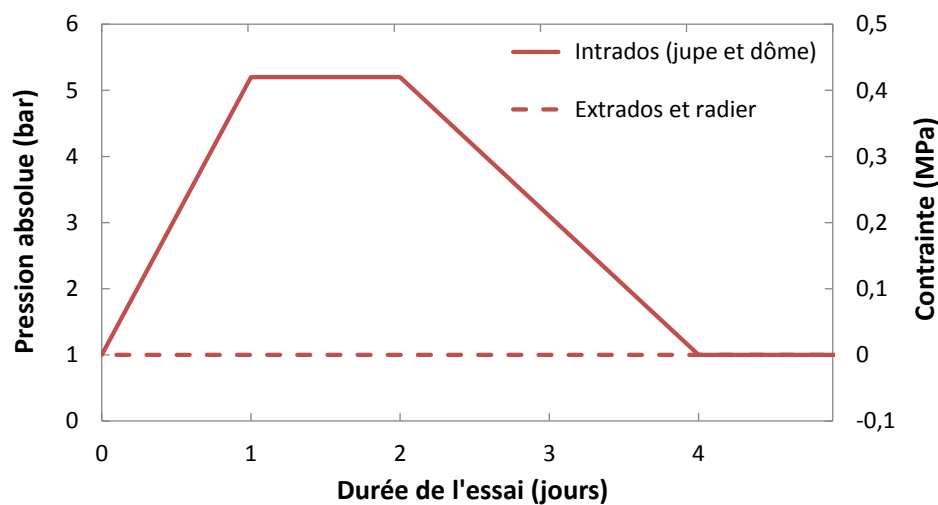


Fig. 3.12 : Chargement en pression au cours des essais de mise en pression interne pour les calculs mécaniques et aérauliques

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 VC₀.

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).

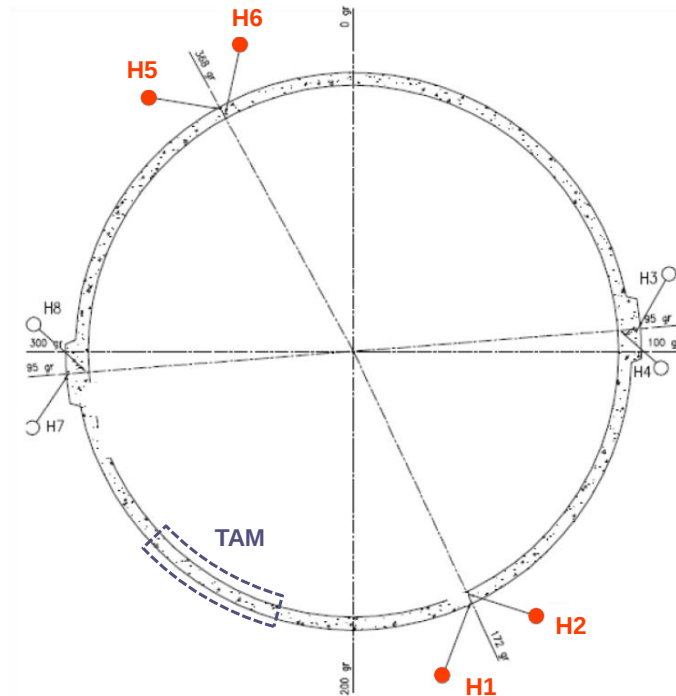


Fig. 3.13 : Localisation des points de mesure (coupe horizontale à mi-hauteur de fût, [24])

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).

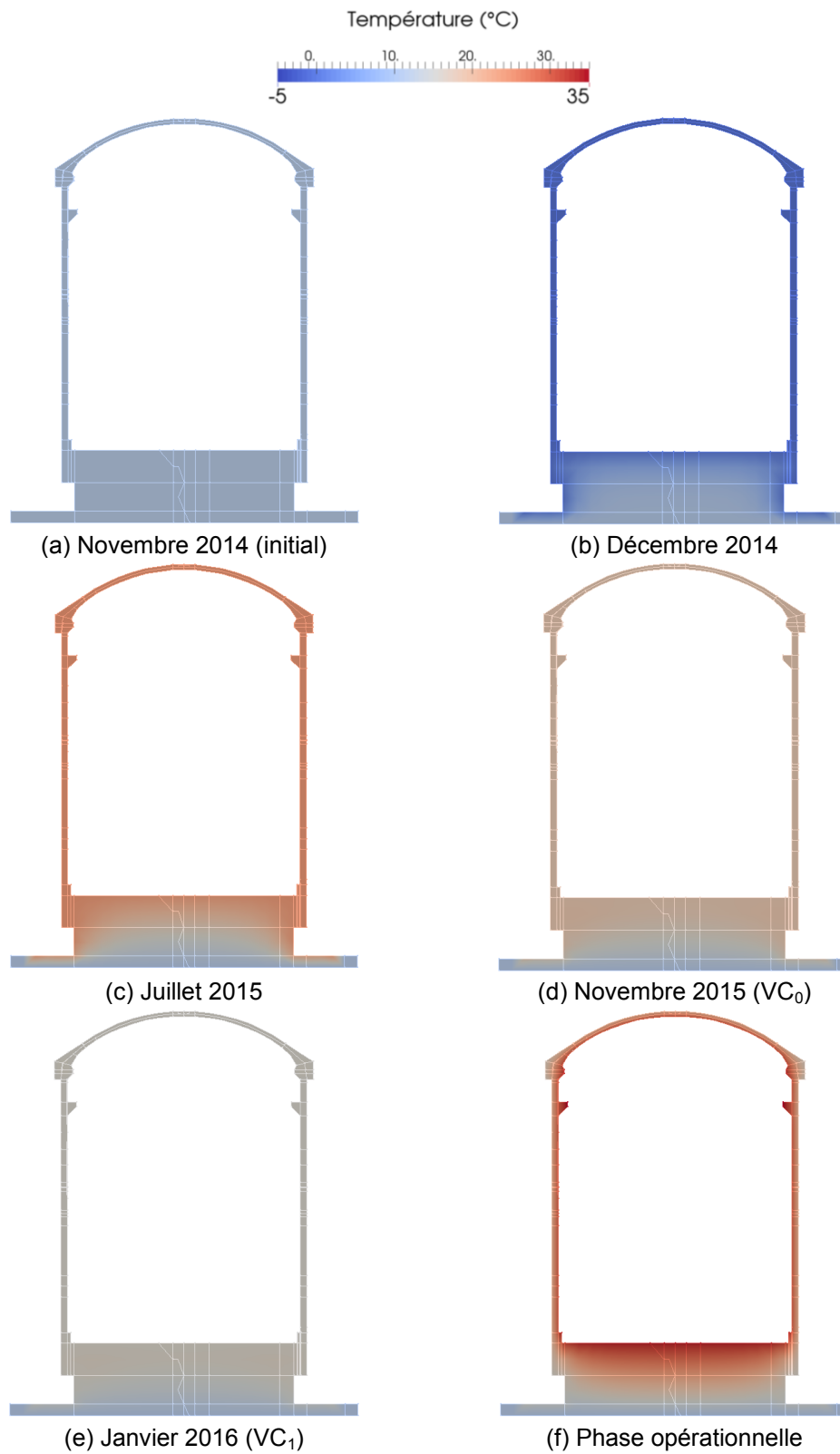


Fig. 3.14 : Champs de température calculés dans la maquette au cours du temps

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.

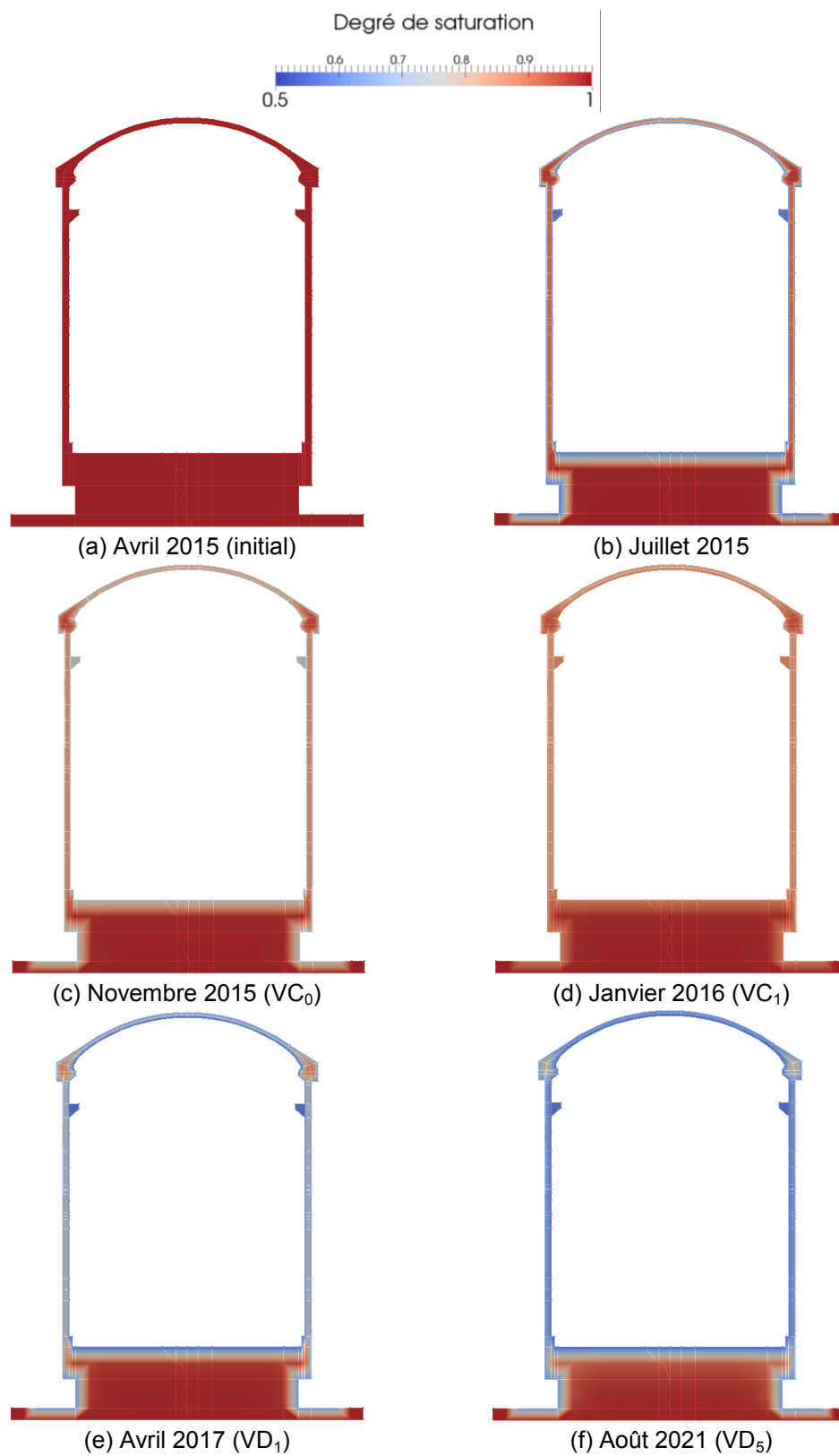


Fig. 3.15 : Champs de saturation calculés dans la maquette au cours du temps

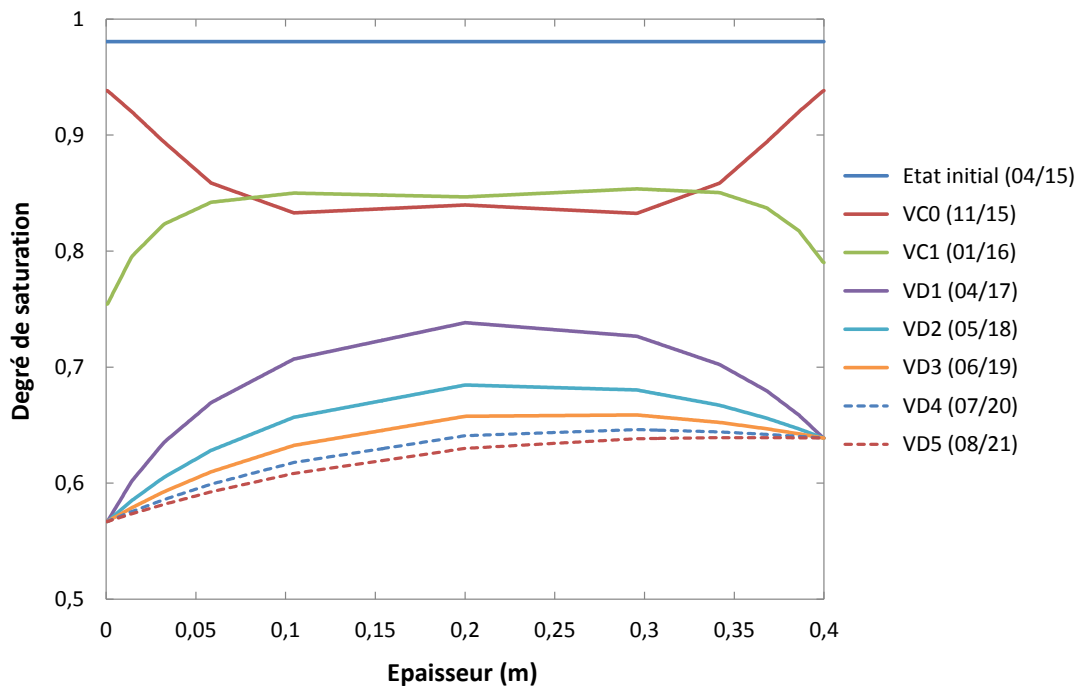


Fig. 3.16 : Evolution du profil de saturation calculé dans l'épaisseur de la jupe

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_0 , (c) VC_1 et (d) VD_1 . Les échelles choisies permettent de distinguer entre compression (en bleu) et traction (en rouge).

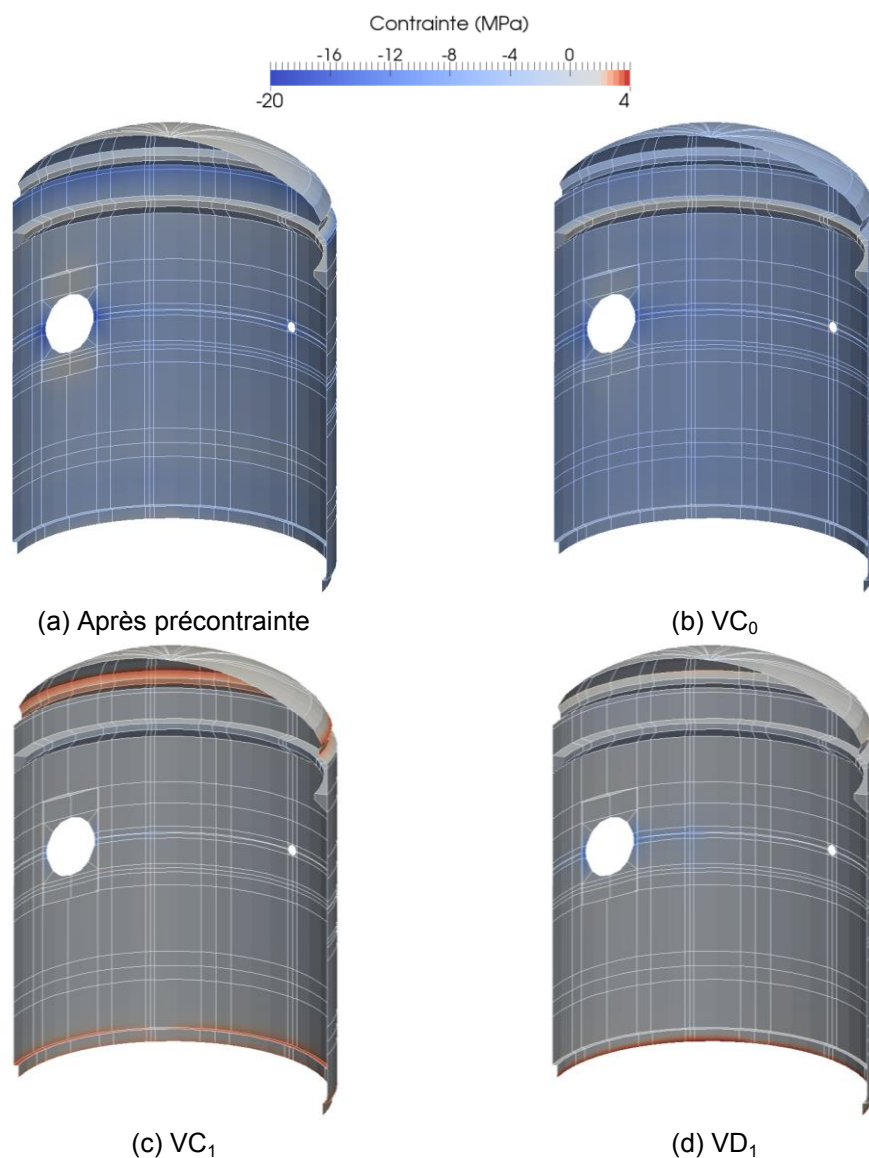


Fig. 3.17 : Champs de contraintes verticales dans le béton, calculées aux nœuds de la paroi interne de la maquette au cours du temps

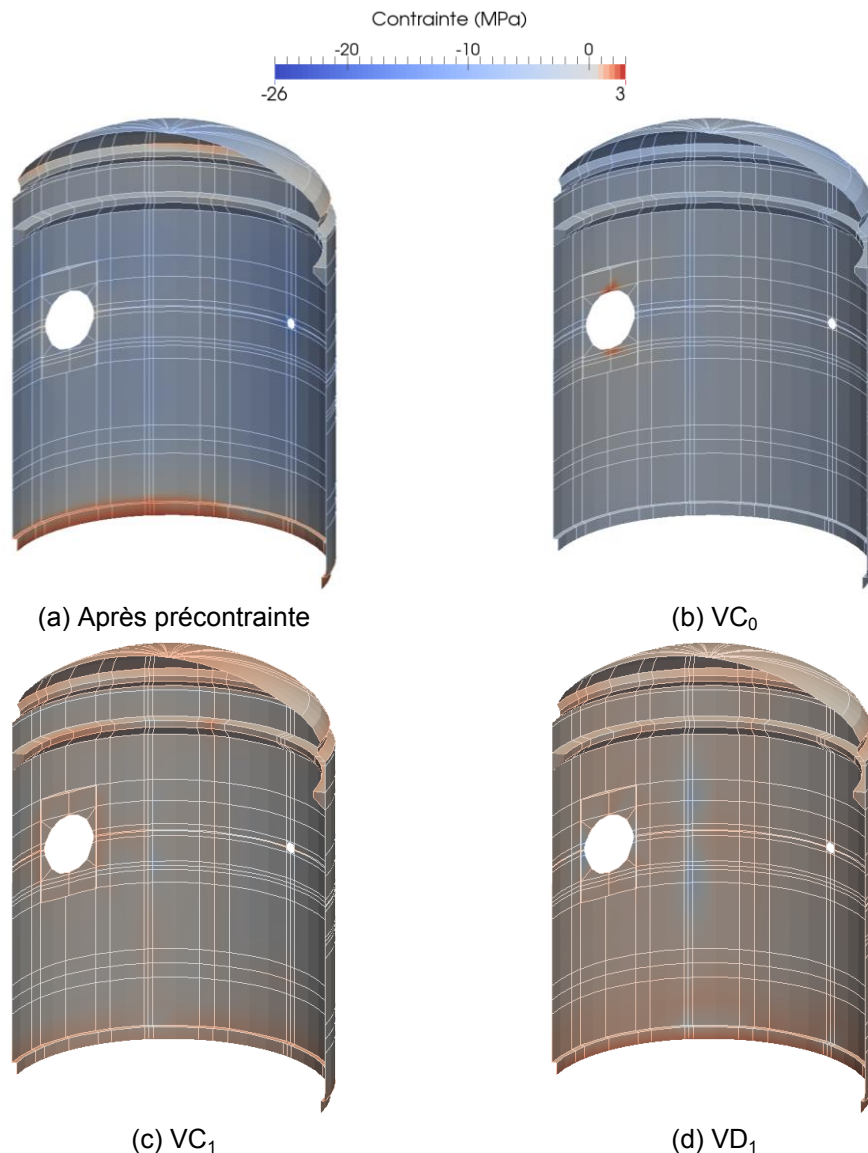


Fig. 3.18 : Champs de contraintes tangentielles dans le béton, calculées aux nœuds de la paroi interne de la maquette au cours du temps

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.

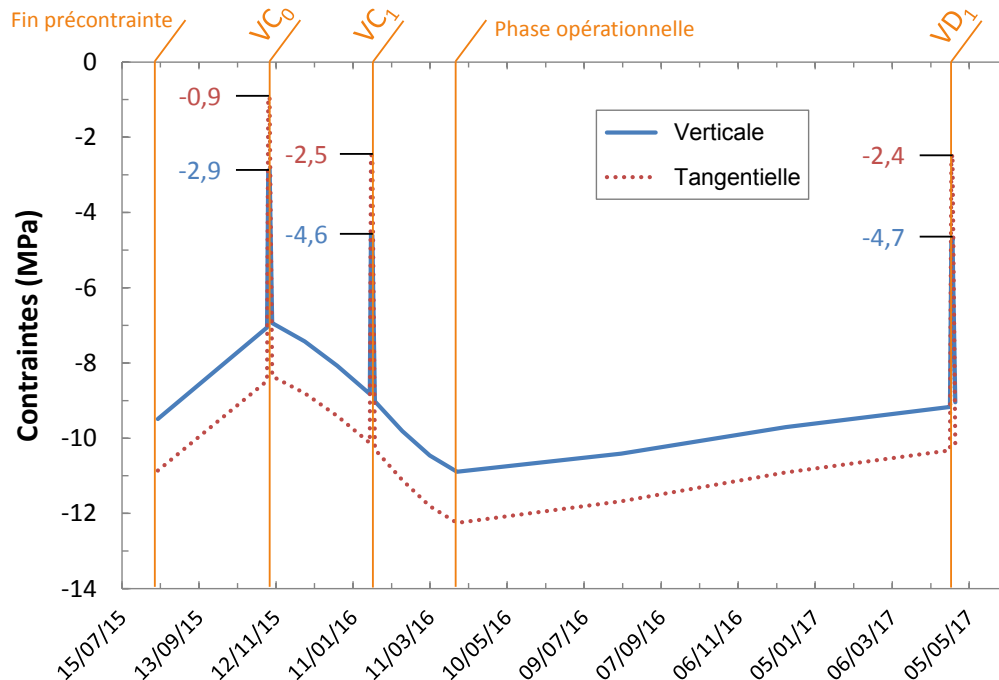


Fig. 3.19 : Evolution des contraintes au cœur du béton en zone courante

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 ε_{corr} est la déformation corrigée, ε_{brut} la déformation brute de la corde vibrante, α_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. ε_{brut} (vertical et tangentiel) et T sont fournis dans le cadre du benchmark VeRCoRs pour chaque point d'observation jusqu'à l'essai VC₀. 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).

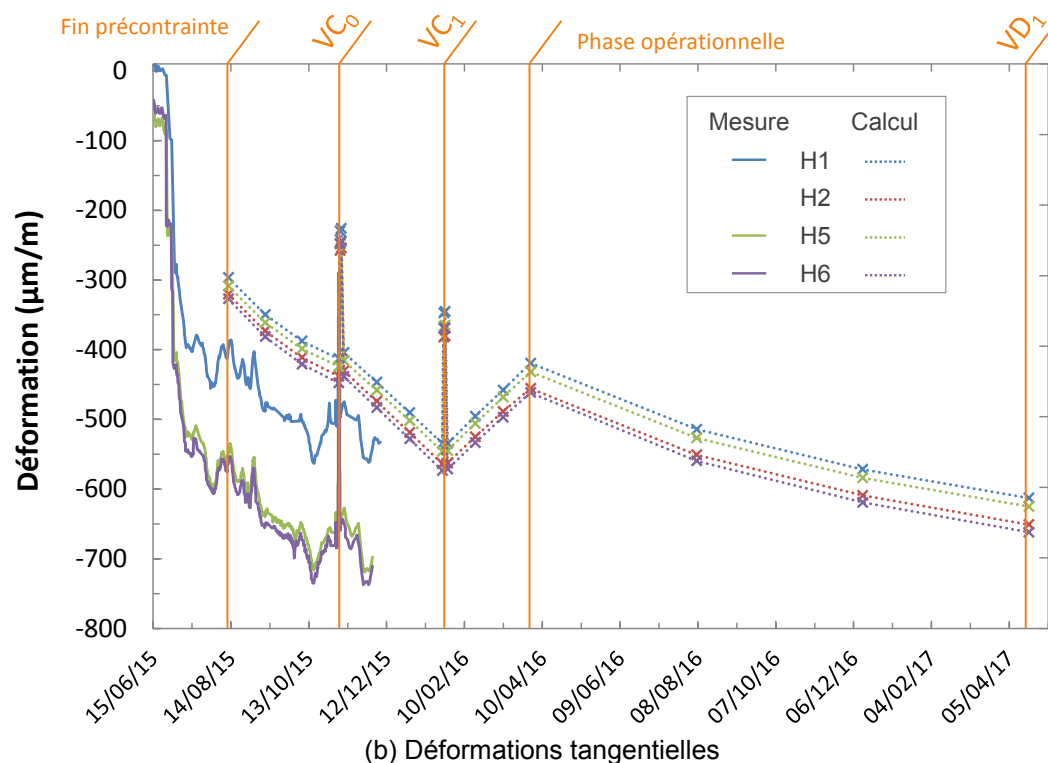
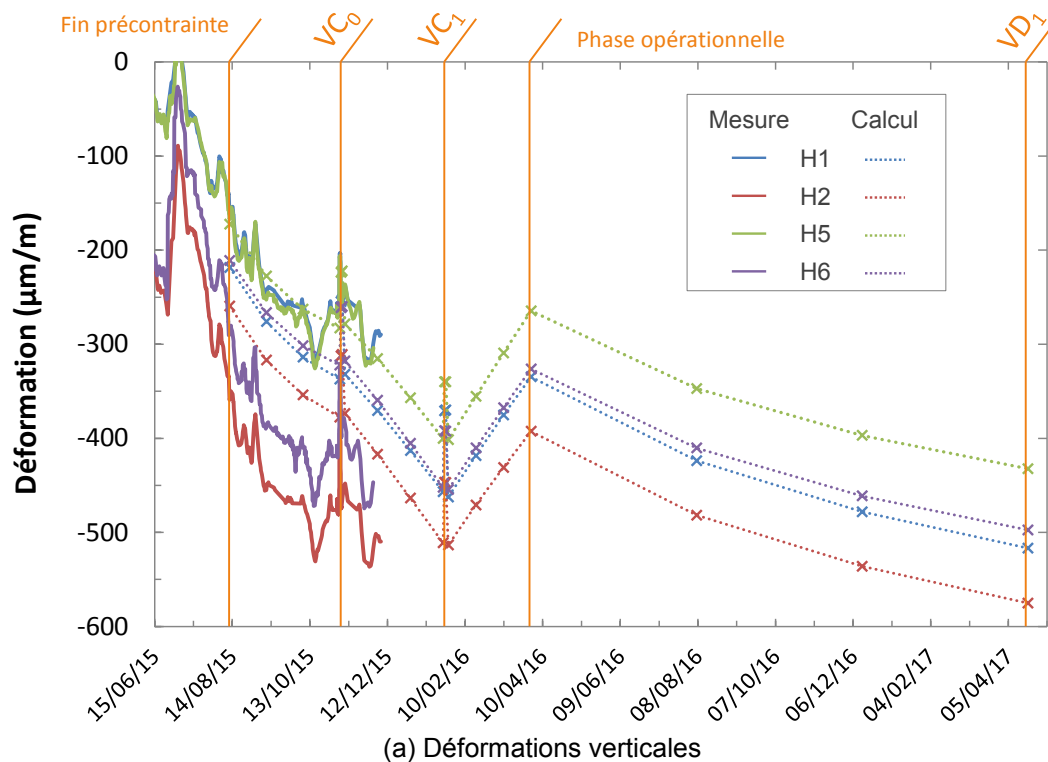


Fig. 3.20 : Comparaison entre déformations mesurées et calculées aux points d'observation H1, H2, H5 et H6

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).

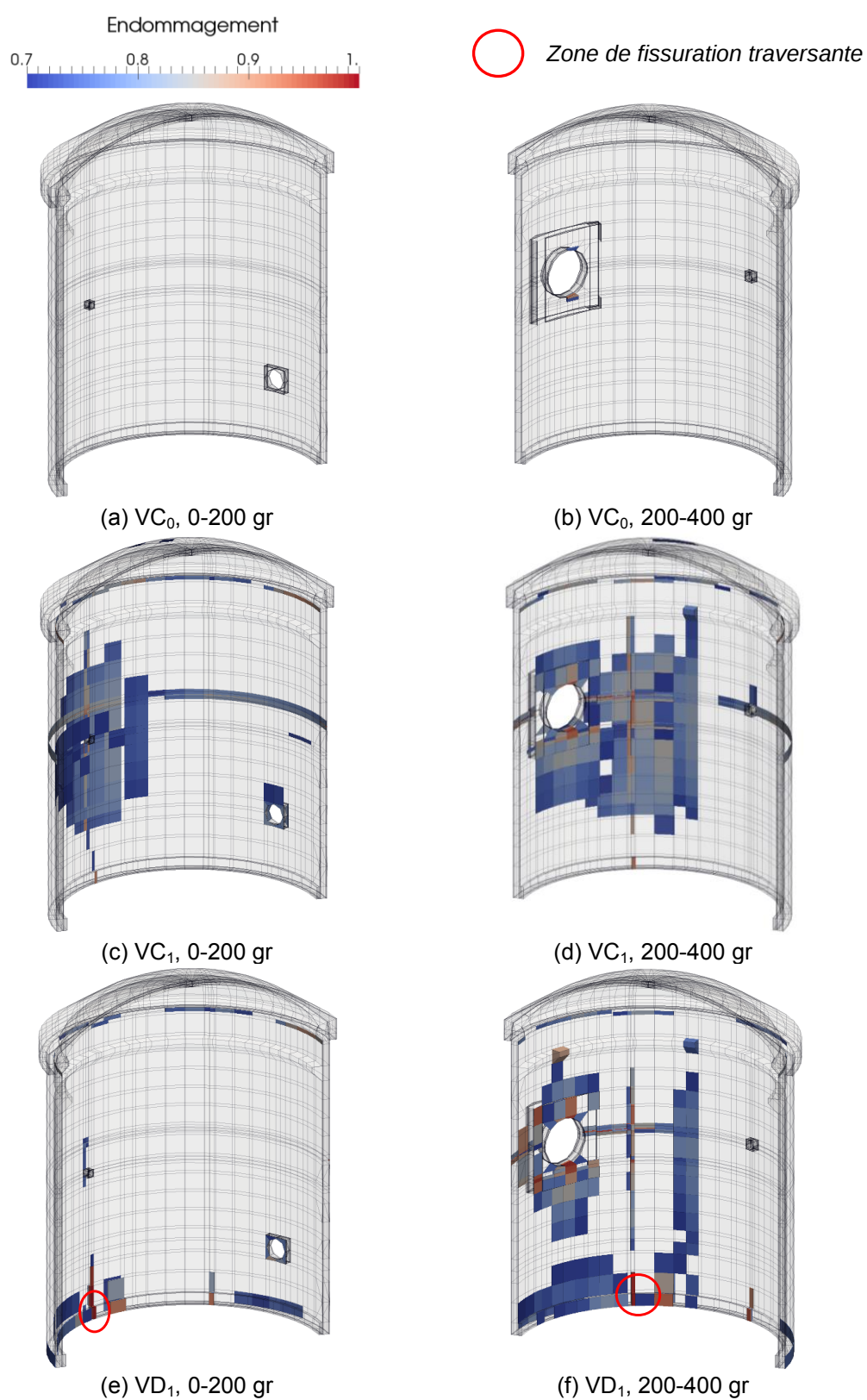


Fig. 3.21 : Endommagement calculé dans la maquette au cours de chaque essai modélisé

Au cours de l'essai VC_0 , 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_1 , 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_0 ou de la VD_1 , 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_1 , 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_1 et VD_1 en paroi externe et dans les zones autour des traversées et proches des nervures illustre l'effet unilatéral du μ -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_1 , restent comprimées au cours de la VD_1 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 VC₀

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.

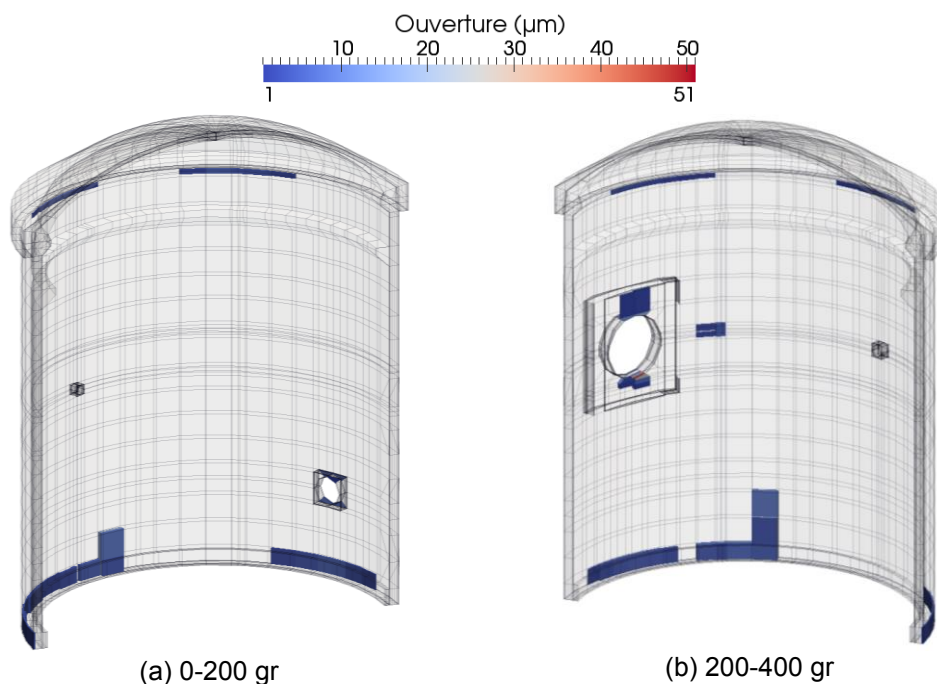


Fig. 3.22 : Ouvertures de fissure calculées au cours de l'essai VC₀

L'ouverture de fissure maximale au cours de la simulation de l'essai VC₀ 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 $15\text{ }\mu\text{m}$.

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 $100\text{ }\mu\text{m}$ 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.

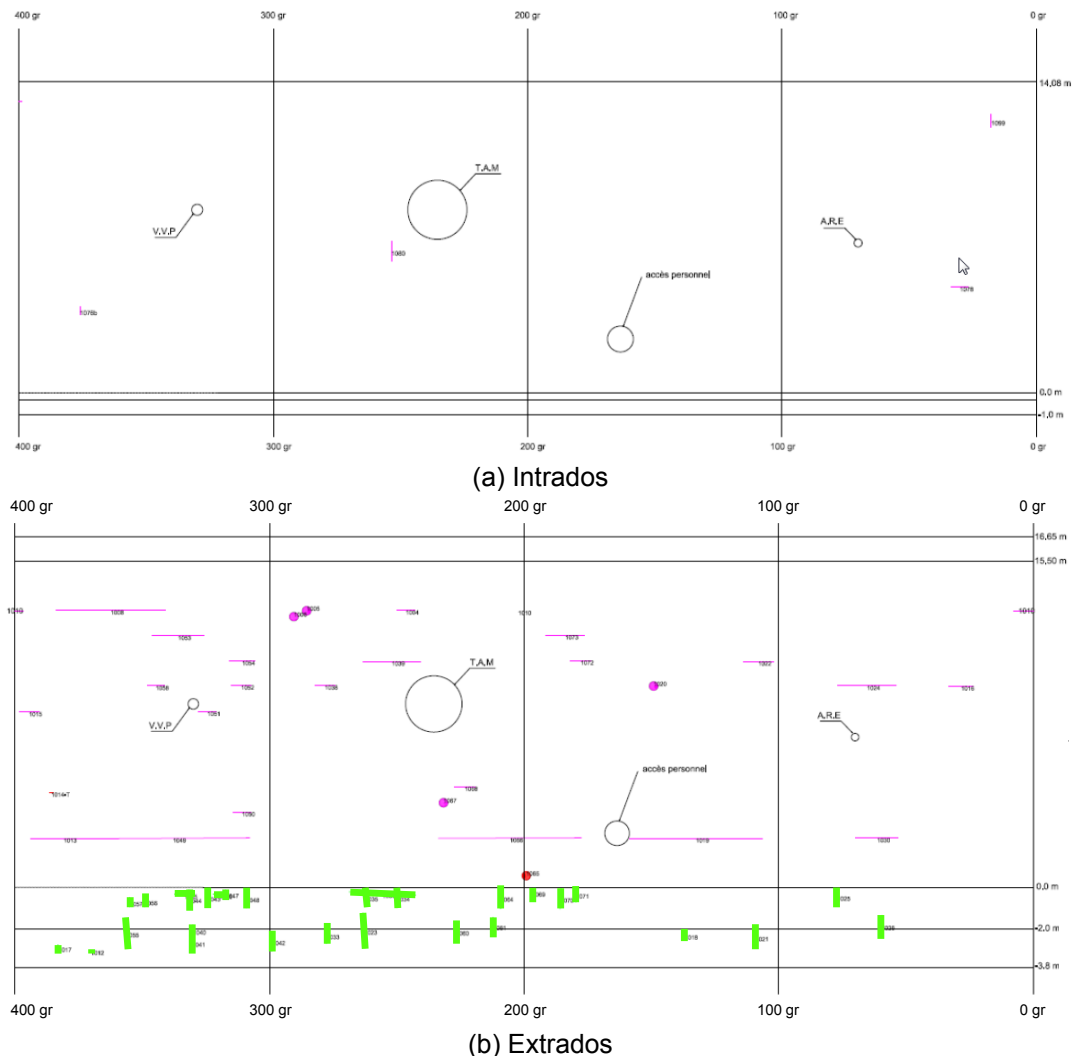


Fig. 3.23 : Résultats de l'inspection visuelle effectuée après l'essai VC_0 (les fissures relevées sont tracées en vert, les autres défauts en rose [24])

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 $\text{Nm}^3\cdot\text{h}^{-1}$). 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.

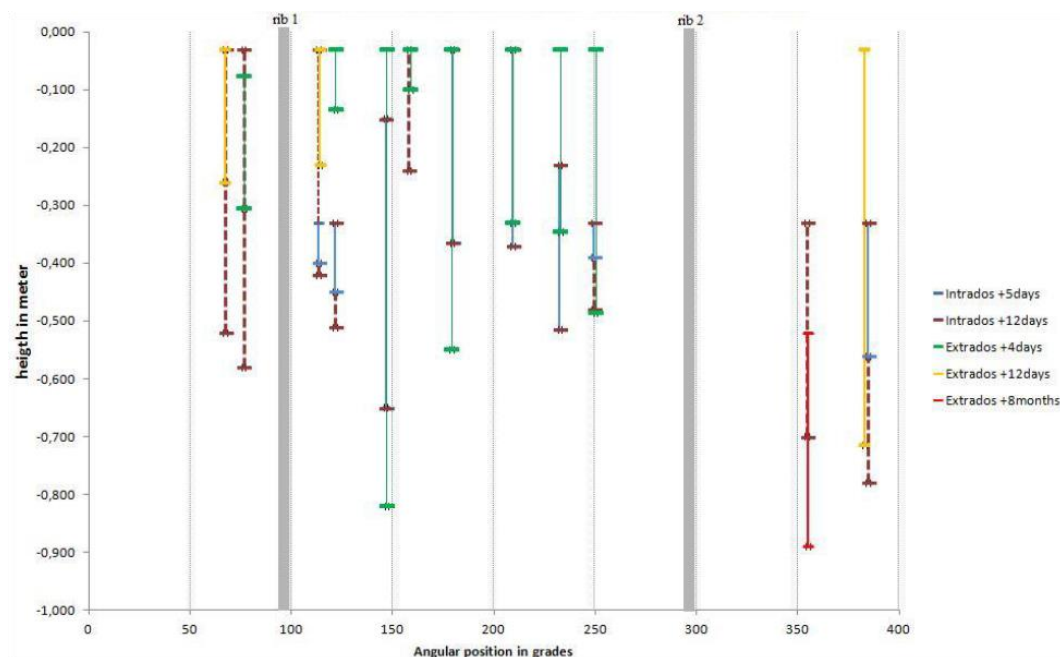


Fig. 3.24 : Position des fissures de jeune âge traversant le gousset. Les douze défauts ont été retenus en superposant les cartographies intrados et extrados [24]

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 VC₁ et VD₁

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 μm sont conservés.

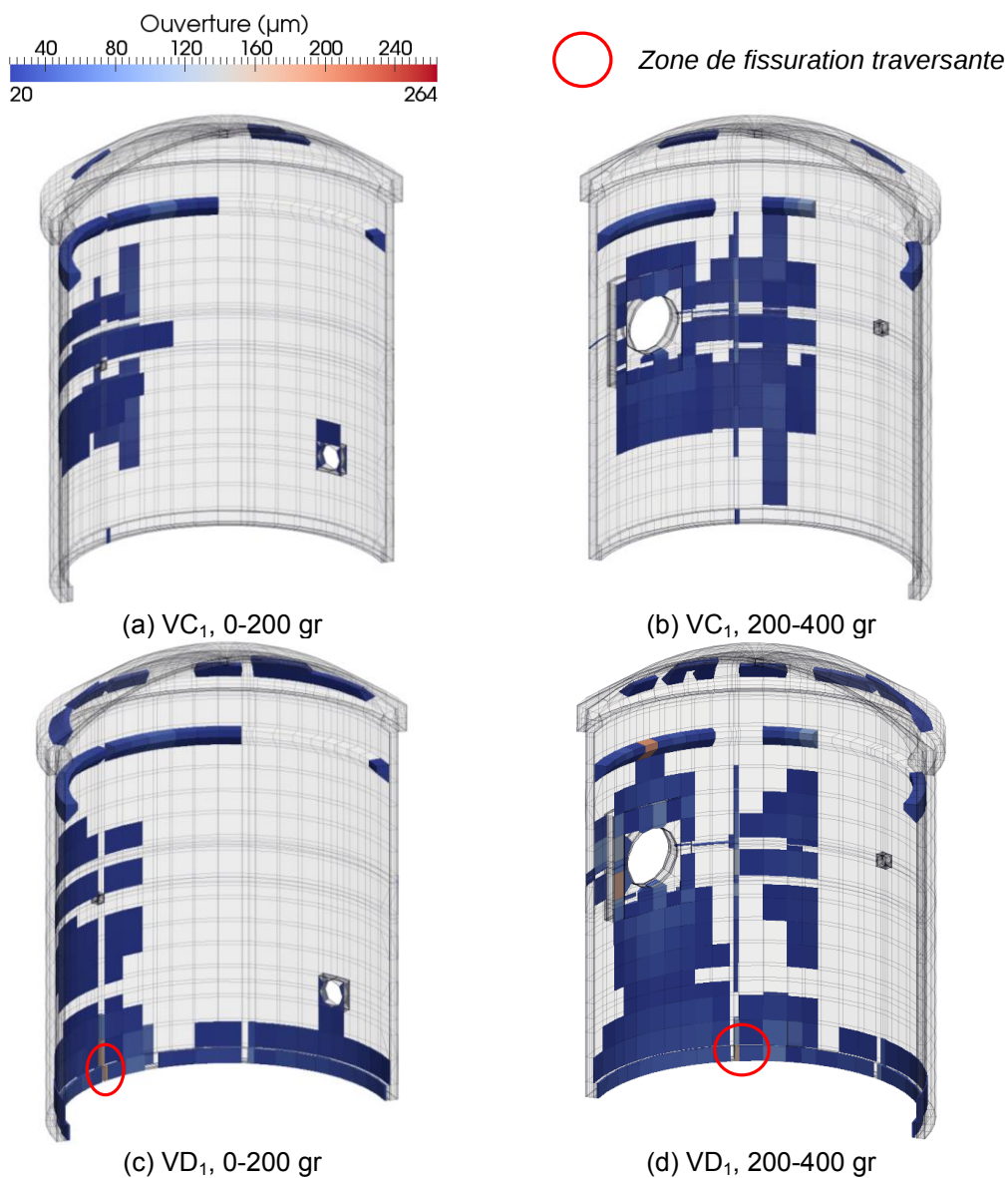


Fig. 3.25 : Ouvertures de fissure calculées au cours des essais VC₁ et VD₁

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 VC₀, 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 VC₁ et VD₁ 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 VD₁, 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} 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 VC₀, VC₁ et VD₁.

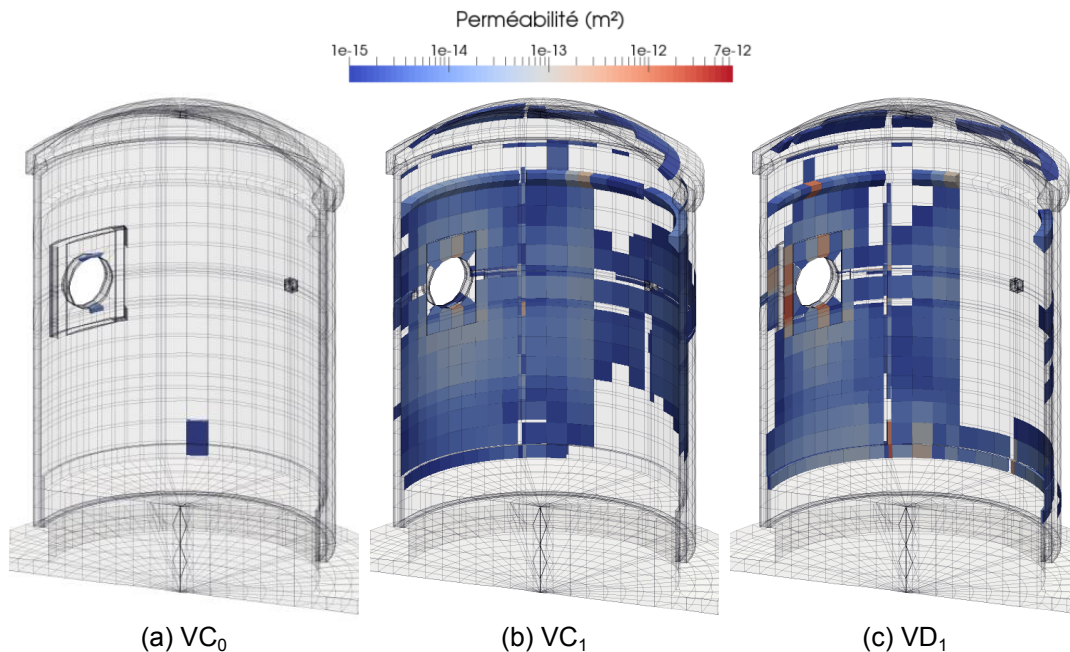


Fig. 3.26 : Perméabilité apparente du béton pour chaque essai en air (composante principale maximale du champ anisotrope, entre 200 et 400 grades)

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 VC₀, VC₁ et VD₁ respectivement.

La principale évolution au cours de l'essai VC₁ par rapport au VC₀ 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 VD₁ : 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.

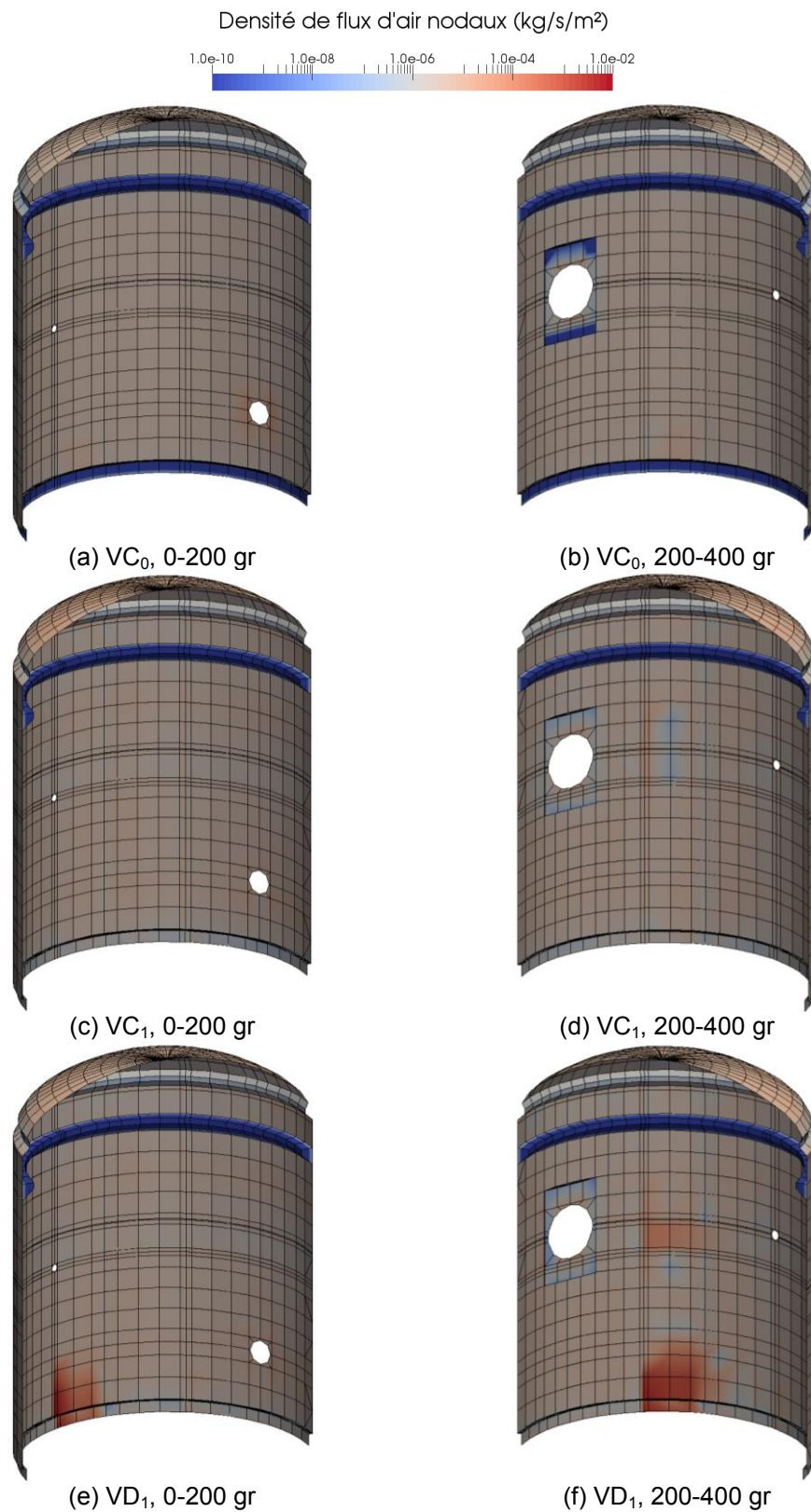


Fig. 3.27 : Norme des flux massiques surfaciques calculés aux nœuds de l'intrados

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_{Vi}) :

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

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 :

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

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 ₀	7,7 (1,45 %/j)	6,69 (1,26 %/j)	-13,1 %
VC ₁	9,5 (1,79 %/j)	9,25 (1,74 %/j)	-2,6 %
VD ₁	-	55,6 (10,5 %/j)	-

Tab. 3.7 : Débits (en Nm³.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 ($3,13 \cdot 10^{-16}$ m²), un premier calcul a abouti à un débit de fuite de 42,9 Nm³.h⁻¹ pour l'essai VC₀. Comparé au débit de fuite mesuré de 7,7 Nm³.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_0 et VC_1 , 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 ($\text{Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$)	
	Total	Total sans fissure
VC_0	6,69	6,58 (98,4 %)
VC_1	9,25	7,79 (84,2 %)
VD_1	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_0 et VC_1 : 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_1 : l'écoulement d'air à travers la porosité du béton n'évolue que très peu entre VC_1 et VD_1 (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 ($55,6 \text{ Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$) 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_1 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 ₀	6,69	0,02 (0,3 %)	0,09 (1,3 %)	5,13 (76,7 %)	1,45 (21,7 %)
VC ₁	9,25	0,03 (0,3 %)	0,10 (1,1 %)	5,82 (62,9 %)	3,30 (35,7 %)
VD ₁	55,6	7,14 (12,8 %)	0,11 (0,2 %)	45,61 (82,1 %)	2,74 (4,9 %)

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 VC₀ et VC₁ ainsi que la répartition du débit VC₀ 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 VC₀ et VC₁ 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_1 et VD_1 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 ($Nm^3 \cdot h^{-1}$)					
	Total	Gousset	TAM	Jupe	Dôme	Total extrados
VC_0	7,7	2,44 (31,7 %)	0,67 (8,7 %)	1,08 (14,0 %)	0,17 (2,2 %)	4,36 (56,6 %)
VC_1	9,5	-	-	-	-	-
VD_1	-	-	-	-	-	-

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 $4,36 Nm^3 \cdot h^{-1}$) sont retrouvés à l'extrados grâce aux boîtes collectrices de fuite au cours de l'essai VC_0 . 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 ($Nm^3 \cdot h^{-1}$)				
	Total	Gousset	TAM	Jupe	Dôme
VC_0	7,7	4,31 (55,9 %)	1,18 (15,4 %)	1,91 (24,8 %)	0,30 (3,9 %)

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 :

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

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 :

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

Pour une pression d'essai de 5,2 bars absolus et une température de 20 °C, le débit de fuite limite de 210,7 Nm³·h⁻¹ d'une enceinte du parc serait équivalent à un débit de fuite de 70,2 Nm³·h⁻¹ 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 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.

Chapitre 4

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

4.1	Prise en compte des défauts identifiés visuellement	113
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
4.2	Analyse de sensibilité	119
4.2.1	Au cours de l'essai VC_0	120
4.2.1.1	Impact des incertitudes du paramètre ζ	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 ζ	122
4.2.2.2	Impact de la variabilité du paramètre <i>Kinta</i>	123
4.2.2.3	Bilan	124
4.3	Etanchéification de la paroi interne	125
4.4	Conclusions du chapitre	127

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 VC₀ 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 ζ 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 ζ 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 ζ .

ζ	Paramètres identifiés		Débit associé (Nm ³ ·h ⁻¹)	
	K_{int}^a (10 ⁻¹⁷ m ²)	w_{gou} (μm)	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 ζ pour respecter le débit total et la part relative au gousset mesurés au cours de l'essai VC₀ (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 ζw_{gou}^3 de l'équation (2.69).

Dans le calcul effectué, il existe une infinité de couples (ζ, 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 ζ 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 VC₀ est de 47 μm et se rapproche des inspections visuelles, sans dépasser le seuil de détection de 100 μm. 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.

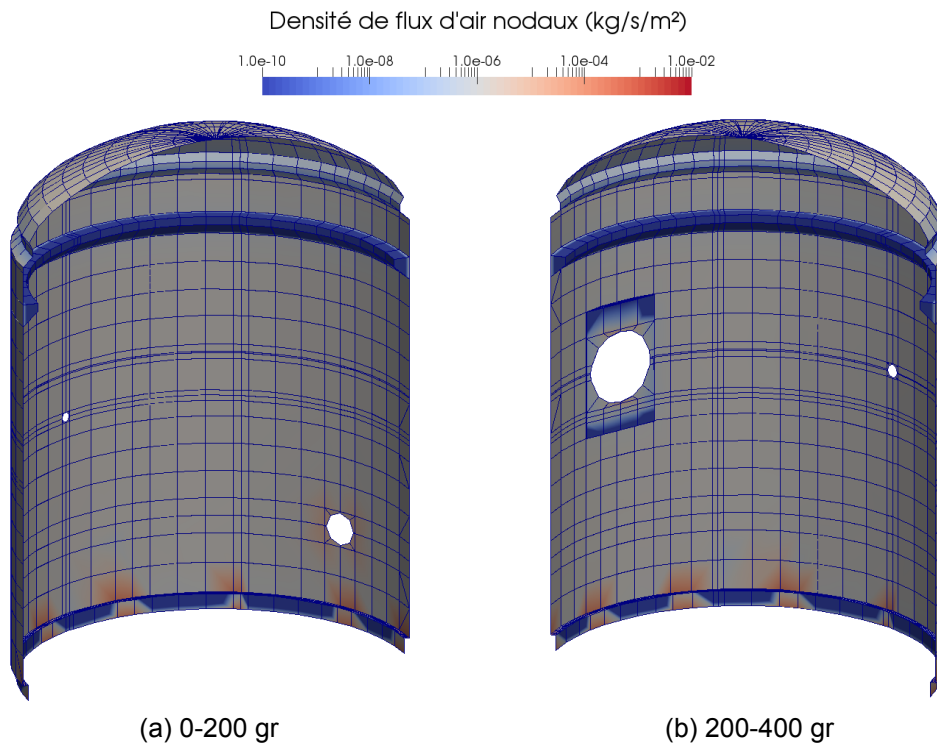


Fig. 4.1 : Norme des flux massiques surfaciques calculés aux nœuds de l'intrados pour l'essai VC₀ après identification conjointe de K_{int}^a et w_{gou}

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 $47,4 \mu\text{m}$ dans le gousset pour une valeur moyenne de ζ 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 $50 \mu\text{m}$ 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 %).

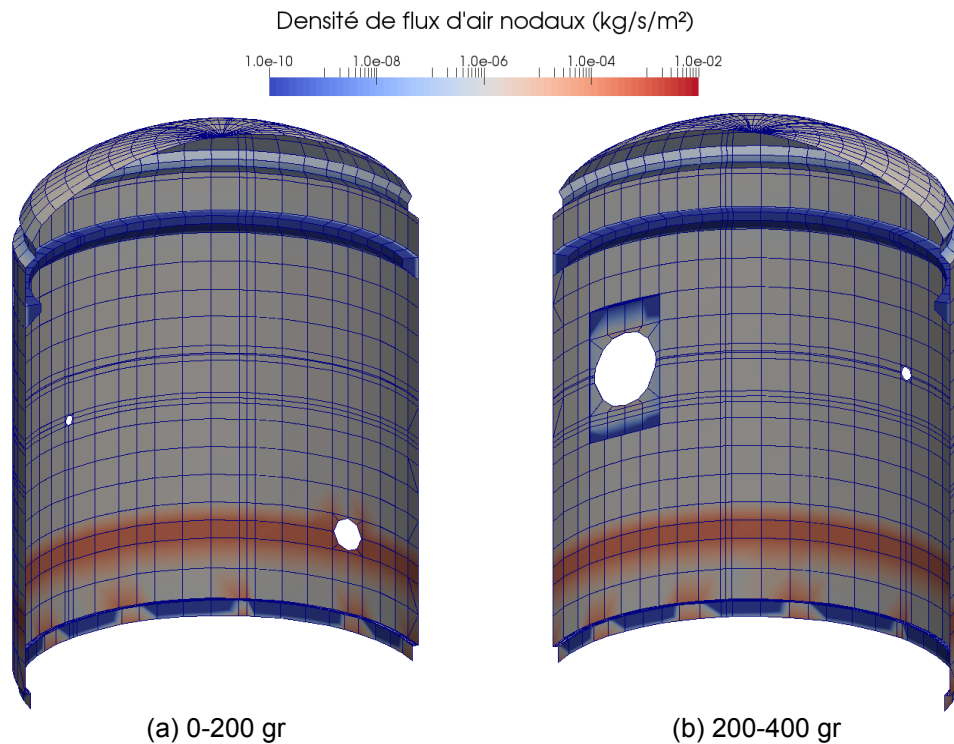


Fig. 4.2 : Norme des flux massiques surfaciques calculés aux nœuds de l'intrados pour l'essai VC₀ avec les 12 fissures du gousset au jeune âge et une reprise de bétonnage

Cette application montre qu'un ensemble de défauts traversants ayant une ouverture proche de 50 μm , 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 μm).

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 :

- si l'ouverture w^f est mesurée, un calcul analytique permet d'identifier le coefficient de réduction de débit ζ^f pour retrouver le débit local q^f associé à un défaut traversant de longueur L^f ;
- dans le cas contraire, le coefficient ζ_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.

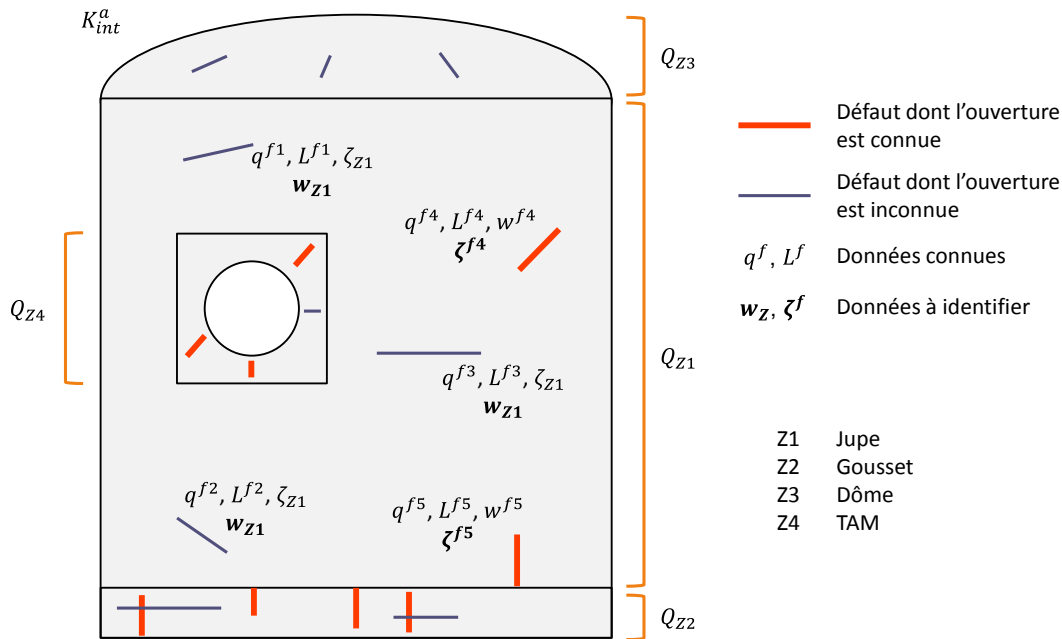


Fig. 4.3 : Schématisation des données d'entrées de l'outil et des paramètres à identifier pour chaque essai en air dont l'inspection visuelle est disponible

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 μm) sont largement sous les 100 μm de seuil pour leur détection.

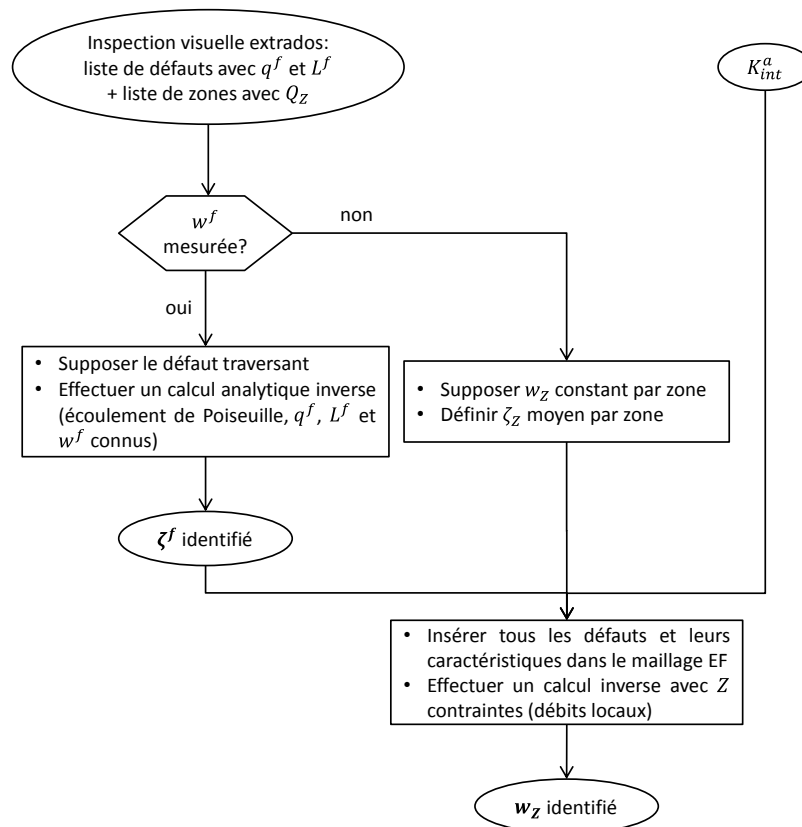


Fig. 4.4 : Logigramme pour l'identification inverse des ouvertures de fissures inconnues lors d'une inspection visuelle

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 ζ de 0,1, cette section quantifie l'impact des incertitudes de ζ 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 ζ 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 ζ_{ref} , ζ_{min} et ζ_{max} sont respectivement les valeurs de référence, minimale et maximale de ζ 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 VC₀

4.2.1.1 Impact des incertitudes du paramètre ζ

Le Tab. 4.2 présente l'impact des incertitudes du paramètre ζ sur le débit total de l'essai VC₀ 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 ζ provient des valeurs identifiées dans la littérature (cf. section 4.1.1).

Cas	ζ	Débit total ($\text{Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$)
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 ζ sur le débit calculé de l'essai VC₀

Au cours de l'essai VC₀, où la fissuration du gousset représente 55 % de la fuite totale, l'indice de sensibilité du paramètre ζ 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 VC₀ de référence modélisé en section 4.1.1. Les valeurs de ζ 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 ζ (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 VD₅

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 ζ

Par rapport au cas de référence de l'essai VC₀ 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 VD₅ : 100 et 150 μm (doublement et triplement de la valeur de référence).*

Le Tab. 4.4 présente l'impact des incertitudes du paramètre ζ sur le débit VD₅ associé. K_{int}^a vaut $2,11 \cdot 10^{-17} \text{ m}^2$ et ζ varie dans le même intervalle qu'en section 4.2.1.1.

Cas	ζ	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 ζ 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 VC₀ et VD₅.

Les résultats des Tab. 4.2, Tab. 4.4 et Tab. 4.5 montrent que l'impact des variations du paramètre ζ 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 ₀ , $w_{gou} = 47,4 \mu\text{m}$	$7,76 \text{ Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$	55,4 %
VD ₅ , $w_{gou} = 100 \mu\text{m}$	$49,2 \text{ Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$	93,0 %
VD ₅ , $w_{gou} = 150 \mu\text{m}$	$159 \text{ Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$	97,8 %

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

Au cours de l'essai VD₅ avec w_{gou} valant 100 μm , où la fissuration du gousset représente 93 % de la fuite totale, l'indice de sensibilité du paramètre ζ sur le débit de fuite total est de 0,94. Au cours de l'essai VD₅ avec w_{gou} valant 150 μm , 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 (ζ moyen de 0,1 associé à une ouverture de 150 μm , 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 ($159 \text{ Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ comparés aux $70,2 \text{ Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ 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 VC₀ 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 VC₀ et VD₅, 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 ζ et w_{gou} sont fixes, valant respectivement 0,1 et 47,4 μm . K_{int}^a varie dans le même intervalle qu'en section 4.2.1.2.

Cas	K_{int}^a (10^{-17} 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 ζ .

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.

Etanchéification	Débit VC_0 calculé ($Nm^3 \cdot h^{-1}$)	Ratio de paroi interne étanchée
Non étanché (référence)	7,76	0 %
1 ^{re} rangée (gousset)	3,51 (-54,8 %)	3,77 %
Jusqu'à la 2 ^e rangée	3,35 (-56,8 %)	8,73 %
Jusqu'à la 3 ^e 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 recouvert (environ 5 % des 1032 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.

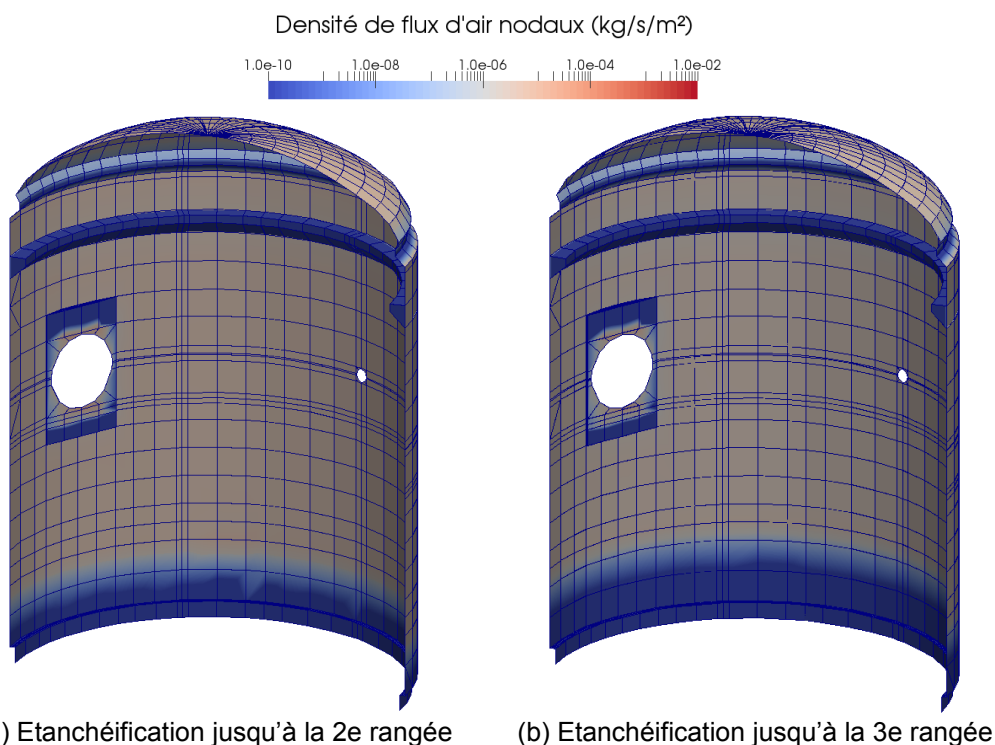


Fig. 4.5 : Norme des flux massiques surfaciques calculés aux nœuds de l'intrados pour l'essai VC_0 pour deux niveaux d'étanchéification (200-400 gr)

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 ζ en permet une estimation. Inversement, si l'ouverture de fissure est mesurable, un coefficient ζ 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.

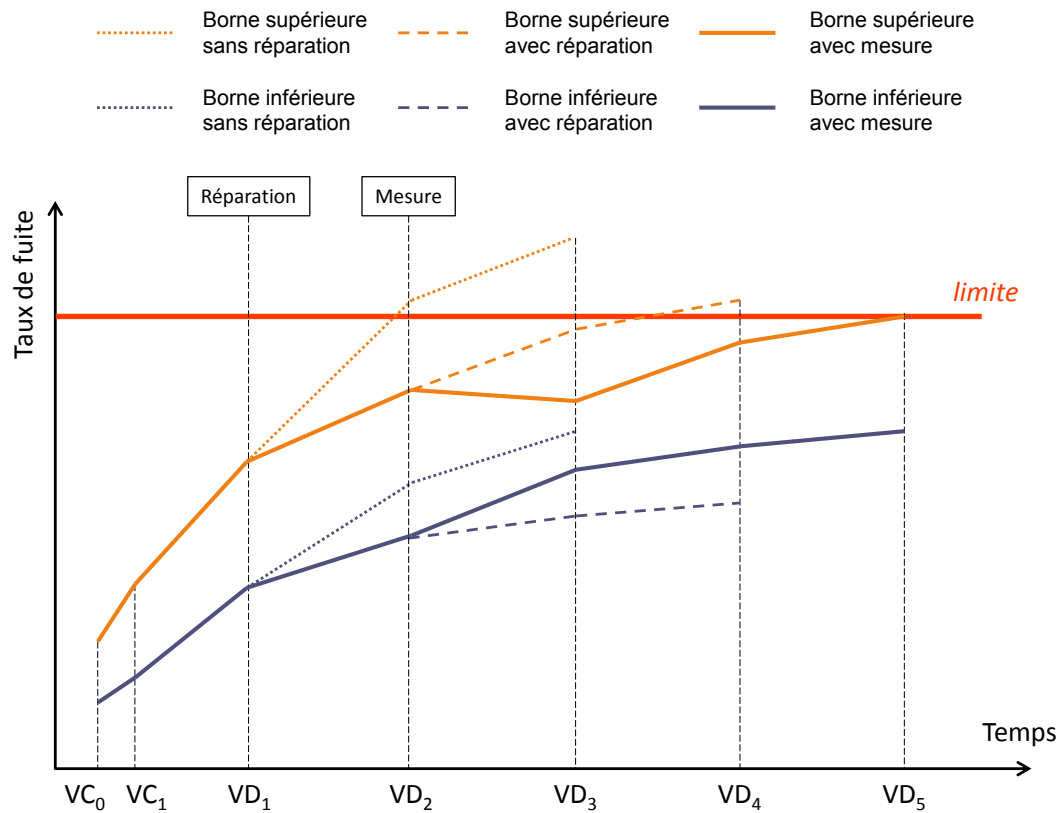


Fig. 4.6 : Schéma de principe d'actualisation des pronostics de taux de fuite réalisés par l'outil en fonction des données de terrain disponibles au cours du temps

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 chainée 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.

Pour le **volet lois de comportement et paramètres matériau**, plusieurs pistes pourraient améliorer la représentativité des résultats proposés.

- (1) Un modèle de retrait de dessiccation basé sur une chaîne de Kelvin-Voigt permettrait de représenter à la fois la cinétique et le niveau final de déformation de la formulation VeRCoRs.
- (2) Sans nouveau résultat expérimental, les valeurs de coefficients de Poisson de fluage issues de [53] ou [21] pourraient être utilisées.
- (3) A défaut de pouvoir mailler tous les ferraillements passifs de la structure sans augmenter considérablement la durée des calculs, utiliser des propriétés mécaniques du béton armé homogénéisées (module d'Young, résistance) serait plus réaliste.
- (4) Selon plusieurs études ([82], [57] ou [99]), le coefficient de réduction de débit devrait pouvoir évoluer avec l'ouverture de fissure dans l'élément.
- (5) L'hypothèse d'adhérence parfaite entre câbles d'armature 1D et béton 3D, ayant un impact sur les faciès de fissuration, pourrait également être revue avec des méthodes toujours applicables pour le calcul de structures industrielles de grande taille [115].
- (6) Les gaines de précontrainte peuvent également influencer sur les transferts en introduisant une perméabilité saine anisotrope dans les éléments de béton concernés. Une connexion des zones de fissuration pourrait ainsi s'effectuer au sein de la paroi par des zones de perméabilités horizontales et verticales dégradées. Un ordre de grandeur de la dégradation peut être évalué expérimentalement [113].

Sur le **plus long terme**, avec plus d'efforts d'implémentation ou de nouvelles données expérimentales disponibles, plusieurs prolongements peuvent être considérés en fonction des besoins d'évolution de l'outil.

Une **prolongation des calculs** de ce manuscrit jusqu'en fin de vie de la maquette (2021) semble naturelle, en particulier au cours des **deux prochains benchmarks** prévus par EDF. La comparaison des pertes de précontrainte numériques aux mesures sur site serait une validation supplémentaire des résultats obtenus.

Pour pouvoir employer l'outil et **pronostiquer le comportement d'une enceinte du parc jusqu'à 40 ans puis au-delà**, il faudrait que les caractéristiques du béton

évoluent dans le temps, selon l'Eurocode [2] ou d'autres lois si jugées plus réalistes. La prise en compte de **l'hétérogénéité des propriétés du béton** (variabilités ou incertitudes probabilistes), par levée ou sur l'ensemble de la structure, et de son impact sur le débit de fuite apporterait encore plus d'éléments d'aide à la décision. L'introduction d'un **effet d'échelle** ([102], [104]) sur ces propriétés est d'ailleurs recommandée par le projet CEOS.fr [56] pour la modélisation de la fissuration.

Comme illustré dans le Chapitre 3, les caractérisations matériau actuellement à disposition ne permettent pas de prédire assez précisément le comportement différé de la maquette. Une **méthode d'actualisation des paramètres** initiaux de la modélisation [107], basée sur la prise en compte des nouvelles mesures disponibles au cours de la vie de l'ouvrage et de leurs **incertitudes en lien avec l'instrumentation**, améliorerait la **fiabilité des pronostics** de l'outil développé. Les méthodes disponibles dans les librairies de l'outil *OpenTURNS* [3] répondraient par exemple à ces problématiques et se coupleraient relativement facilement à l'outil mis en œuvre. Ce type de méthodes étant relativement lourd, une **analyse de sensibilité élargie** aux paramètres du modèle de déformations différées sera nécessaire pour hiérarchiser les phénomènes impliqués et ne propager d'incertitudes que sur les plus impactant.

La méthodologie développée, grâce à ses concepts simples, peut être **implantée dans de nombreux codes EF** possédant un solveur thermomécanique. L'utilisation de *MFront* facilite par exemple l'intégration dans *Cast3M*, *Abaqus*, *ZeBuLoN* ou *Europlexus*. S'il n'est pas possible d'y redévelopper un EF 3D fissuré pour le calcul de débit de fuite, une approximation en thermique orthotrope est tout à fait envisageable.

La **taille de maille** utilisée pour régulariser l'endommagement (2.49) ou définir l'ouverture des fissures (2.51), adaptée aux EF réguliers (facteur de forme proche de 1), pourrait mieux prendre en compte la **distorsion** des EF utilisés dans le maillage des Fig. 3.1b et Fig. 3.1c. Les méthodes proposées par [28] ou [74] semblent appropriées. Actuellement, la position des fissures dans l'EF étant supposée sans effet sur sa perméabilité, aucune méthode de visualisation particulière n'a été implémentée. Pour **post-traiter des chemins de fissuration continus** entre les éléments, la méthode fournie par Boussa ([16] et [17]) prolonge les équations utilisées dans cette thèse.

Afin d'améliorer la connaissance de l'état initial de dégradation de la structure dû à son **comportement au jeune âge**, une modification du modèle mécanique choisi prenant en compte l'évolution des propriétés avec l'avancement de la réaction d'hydratation du béton est possible, comme initialement proposé par [53]. L'outil développé fournit également à tout instant un état mécanique de la structure, pouvant servir d'état initial pour la **modélisation d'un accident grave et l'évaluation d'une marge de sécurité de l'enceinte**, sous température et écoulement d'air et de vapeur. Dans le cadre d'une approche plus globale de la **durabilité des bâtiments réacteurs**, il est également envisageable de prendre en comptes les **pathologies de gonflement interne du béton** (réaction alcali-granulat, réaction sulfatique interne) et leurs effets dans la loi de comportement développée. Ce type de calculs nécessiterait, en fonction des situations considérées (jeune âge, pathologies de gonflement, accident grave, etc.), de revoir certains couplages entre phénomènes ou d'introduire les aspects dynamiques de montée en température et pression.

Avec la discrétisation choisie, le comportement mécanique, les faciès de fissuration ou les propriétés d'écoulement sont moyennées dans des éléments de grande taille comparée aux distances caractéristiques des défauts à prendre en compte. Dans les zones singulières particulièrement concernées par les ouvertures de fissures (TAM et gousset), des **méthodes multi-échelles séquencées** ([13], [60]) permettraient par exemple, à partir de calculs THM beaucoup plus fins, d'identifier des ouvertures de fissures et des coefficients de réduction de débit équivalents à l'échelle macroscopique de nos calculs.

Enfin, la philosophie de l'outil développé dans cette thèse peut être adaptée à **d'autres secteurs où la fonction d'étanchéité ou de durabilité des structures est primordiale**, en revoyant plus ou moins certains couplages ou modèles. Peuvent être cités, parmi d'autres, les réservoirs de stockage de gaz naturels liquéfiés, les conteneurs de déchets radioactifs ou leurs zones de stockage, les barrages, les gaines ou les bouchons de ciment de puits pétrolier et leur environnement géologique.

Bibliographie

- [1] AFCEN (2010). *EPR Technical Code for Civil Works*. Association Française pour les règles de Conception, de construction et de surveillance en exploitation des matériels des Chaudières Electro Nucléaires, Lyon.
- [2] AFNOR (2005). *Eurocode 2 Calcul de structures en béton, Partie 1-1 Règles générales et règles pour les bâtiments*, NF EN 1992-1-1.
- [3] Airbus, EDF, IMACS et PhiMeca (2015). *OpenTURNS 1.5 Reference Guide*, <http://www.openturns.org/>.
- [4] ANR (2008). *Projet MEFISTO*, <http://www.agence-nationale-recherche.fr/?Projet=ANR-08-VILL-0009>.
- [5] ANR (2012). *Appel à projets PIA RSNR*, <http://www.agence-nationale-recherche.fr/investissements-d-avenir/appels-a-projets/2012/recherche-en-matiere-de-surete-nucleaire-et-de-radioprotection/>.
- [6] Assire A. (2013). *Algorithmes de recalage*. Documentation de référence *Code_Aster*, R4.03.06.
- [7] Baby E. (2013). Béton VeRCoRs, essais de caractérisation : R&D. In *Journée de présentation VeRCoRs*, EDF Lab Les Renardières, France.
- [8] Baroghel-Bouny V. (1994). *Caractérisation microstructurale et hydrique des pâtes de ciment et des bétons ordinaires et à très hautes performances*. Thèse de doctorat, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- [9] Basha S., Singh R., Ramanujam S., Ghosh A. and Kushwaha H. (2007). Post Test Evaluation of Pre-Stressed Concrete Containment Vessel Model with BARC Finite Element Code ULCA, In *SMiRT 19 International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology*, Toronto, Canada.

- [10] Bažant Z. and Oh B. (1983). Crack band theory for fracture in concrete. *Materials and Structures*, 16(93):155-177.
- [11] Belytschko T. and Black T. (1999). Elastic crack growth in finite elements with minimal remeshing. *International Journal of Numerical Methods in Engineering*, 45(5):601-620.
- [12] Benboudjema F. (2002). *Modélisation des déformations différées du béton sous sollicitations biaxiales. Application aux enceintes de confinement de bâtiments réacteurs des centrales nucléaires*. Thèse de doctorat, Université de Marne la Vallée.
- [13] Benkemoun N. (2010). *Contribution aux approches multi-échelles séquentielles pour la modélisation numérique des matériaux à matrice cimentaire*. Thèse de doctorat, Ecole Normale Supérieure de Cachan.
- [14] Billard Y. (2003). *Contribution à l'étude des transferts de fluides au sein d'une paroi en béton – Application au cas des enceintes de confinement en conditions d'épreuve et accidentelle*. Thèse de doctorat, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon.
- [15] Bishop A. W. and Blight G. E. (1963). Some aspects of effective stress in saturated and partially saturated soils. *Géotechnique*, 13:177-197.
- [16] Boussa H. (2000). *Structures en béton soumises à des sollicitations thermo-mécaniques sévères : évolution des dommages et des perméabilités*. Thèse de doctorat, Ecole Normale Supérieure de Cachan.
- [17] Boussa H., Tognazzi-Lawrence C. et La Borderie C. (2001). A model for computation of leakage through damaged concrete structures. *Cement & Concrete Composites*, 23:279-287.
- [18] Briffaut M., Benboudjema F., Torrenti J.-M. and Nahas G. (2012). Concrete early age basic creep: Experiments and test of rheological modelling approaches. *Construction and Building Materials*, 36:373-380.
- [19] Brooks J. J. (2005). 30-year creep and shrinkage of concrete. *Magazine of Concrete Research*, 57(9):545-556.
- [20] Burlion N., Skoczylas F. and Dubois T. (2003). Induced anisotropic permeability due to drying of concrete. *Cement and Concrete Research*, 33:679-687.

- [21] Charpin L., Le Pape Y., Coustabeau E., Masson B. et Montalvo J. (2015). EDF study of 10-year concrete creep under unidirectional and biaxial loading: Evolution of Poisson coefficient under sealed and unsealed conditions. In *CONCREEP-10, 10th International Conference on Creep, Shrinkage and Durability Mechanics*, Vienne, Autriche.
- [22] Choinska M. (2006). *Effets de la température, du chargement mécanique et de leurs interactions sur la perméabilité du béton des structures*. Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Nantes.
- [23] Commissariat général au développement durable – Service de l’observation et des statistiques (2015). *Bilan énergétique de la France pour 2014*, <http://www.developpement-durable.gouv.fr/Le-bilan-energetique-de-la-France,5823.html>.
- [24] Corbin M. et Garcia M. (2016). *International Benchmark VeRCoRs 2015 – Overview, synthesis and lessons learnt*, EDF SEPTEN.
- [25] Costaz J.-L. (1997). *Confinement. Enceintes*. Techniques de l’Ingénieur, Conception, Construction et exploitation des réacteurs nucléaires, B3290, Editions TI.
- [26] Courtois A., Henault J.-M., Simon A., Beck Y.-L. et Salin J. (2011). La surveillance en exploitation des enceintes de confinement et des aéroréfrigérants à tirage naturel du parc nucléaire EDF. *Revue Générale Nucléaire*, 2:49-59.
- [27] Coussy O. (1995). *Mechanics of porous continua*, John Wiley & Sons Ltd.
- [28] Dahlblom O. et Ottosen N. S. (1990). Smeared crack analysis using generalized fictitious crack model. *Journal of Engineering Mechanics*, 116(1):55-76.
- [29] David M. (2012). *Approche multi-échelle du comportement mécanique des structures en béton armé – Application aux enceintes de confinement des centrales nucléaires*. Thèse de doctorat, Ecole Polytechnique.
- [30] Day R., Cuffaro P. and Illston J. (1984). The effect of rate of drying on the drying creep of hardened cement paste. *Cement and Concrete Research*, 14(3):329-338.
- [31] Delefosse J. (2013). *Pathologies du béton armé – Actions physico-chimiques, cas particuliers et ouvrages spécifiques*. Techniques de l’Ingénieur, Pathologie générale – Pathologie du béton, C6200, Editions TI.

- [32] Desmorat R., Gatuingt F. and Ragueneau F. (2007). Nonlocal anisotropic damage model and related computational aspects for quasi-brittle materials. *Engineering Fracture Mechanics*, 74(10):1539-1560.
- [33] De Sa C. (2007). *Etude hydro-mécanique et thermo-mécanique du béton. Influence des gradients et des incompatibilités de déformation*. Thèse de doctorat, Ecole Normale Supérieure de Cachan.
- [34] Donzé F., Richefeu V. and Magnier S.-A. (2009). Advances in discrete element method applied to soil, rock and concrete mechanics. *State of the art of geotechnical engineering, Electronic Journal of Geotechnical Engineering*, 44.
- [35] Dormieux L. (2006). Application des méthodes d'homogénéisation au transport des milieux poreux. In *Transfert2006*, Lille, France.
- [36] Drouet E. (2010). *Impact de la température sur la carbonatation des matériaux cimentaires – Prise en compte des transferts hydriques*. Thèse de doctorat, Ecole Normale Supérieure de Cachan.
- [37] Durand C. (2012). *Thermique non linéaire*. Documentation de référence *Code_Aster*, R5.02.02.
- [38] EDF, Direction Production Ingénierie (2015). *Rapport sur la sûreté nucléaire et la radioprotection des installations nucléaires de Penly – 2014*.
- [39] EDF, Division Technique Générale (2015). *Tableau de synthèse DTG essais 2014 – Auscultation et étanchéité enceintes 1300MW*.
- [40] Ezzedine El Danachy M., Briffaut M., Dufour F. and Dal Pont S. (2015). Numerical coupling between damage and gas permeability for concrete applied on a 3D splitting test. In *VI International Conference on Computational Methods for Coupled Problems in Science and Engineering*, Venise, Italie.
- [41] Farah M., Grondin F., Matallah M., Saliba J. and Loukili A. (2013). Modélisation multi-échelles pour la caractérisation de la complaisance de fluage des phases du béton. In *31^{èmes} Rencontres de l'AUGC*, ENS de Cachan, France.
- [42] Foucault A. (2012). *Relation de comportement BETON_BURGER_FP pour le fluage propre du béton*. Documentation de référence *Code_Aster*, R7.01.35.
- [43] Gaillard P. (2012). *Expertise confinement du bâtiment réacteur*. Commission locale d'information de la CNPE de Golfech, APAVE SUDEUROPE, Direction Exploitation Conseil, rapport R10U2/32135/AJ/2011 V3.

- [44] Galenne E. and Masson B. (2012). A new mock-up for evaluation of the mechanical and leak-tightness behaviour of NPP containment building. In *SSCS 2012 Numerical Modeling Strategies for Sustainable Concrete Structures*, Aix-en-Provence, France.
- [45] Gamble B. and Parrott L. (1978). Creep of concrete in compression during drying and wetting. *Magazine of Concrete Research*, 30(104):129-138.
- [46] Gandhi D., Chakrabarti S. K. and Basu P. C. (2009). A study on the local behaviour of steel-concrete interfaces at and around large openings in the PSC inner containment dome. *Nuclear Engineering and Design*, 239:442-454.
- [47] Gérard B. (1996). *Contribution des couplages mécanique-chimie : transfert dans la tenue à long terme des ouvrages de stockage de déchets radioactifs*. Thèse de doctorat, Ecole Normale Supérieure de Cachan.
- [48] Giry C. (2011). *Modélisation objective de la localisation des déformations et de la fissuration dans les structures en béton armé*. Thèse de doctorat, Université de Grenoble.
- [49] Granger L. (1995). *Comportement différé du béton dans les enceintes de centrales nucléaires : analyses et modélisation*. Thèse de doctorat, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- [50] Grebner H. and Sievert J. (2011). Structural mechanics simulation of SANDIA large scale experiments on a pre-stressed concrete containment model. In *EUROSAFE Forum, "Nuclear safety: new challenges, gained experience and public expectations"*, Paris, France.
- [51] Hautefeuille M. (2009). *Numerical Modeling Strategy for Heterogeneous Materials: a FE Multiscale and Component-Based Approach*. Thèse de doctorat, Universités Technologiques de Compiègne et de Braunschweig.
- [52] Helfer T., Michel B., Proix J.-M., Salvo M., Sercombe J. and Casella M. (2015). Introducing the open-source *MFront* code generator: Application to mechanical behaviours and material knowledge management within the *PLEIADES* fuel element modelling platform. *Computers & Mathematics with Applications*, 70(5):994-1023.
- [53] Hilaire A. (2014). *Etudes des déformations différées des bétons en compression et en traction, du jeune âge au long terme*. Thèse de doctorat, Ecole Normale Supérieure de Cachan.

- [54] Hillerborg A., Modeer M. and Peterson P. E. (1976). Analysis of crack formation and growth in concrete by mean of fracture mechanics and finite elements. *Cement and Concrete Research*, 6:773-782.
- [55] Hillerborg A. (1991). Application of the fictitious crack model to different types of materials. *Current Trends in Concrete Fracture Research*, 95-102.
- [56] IREX (2008). *Projet National CEOS.fr*, <http://www.ceosfr.irex.asso.fr/>.
- [57] Ismaïl, M. (2006). *Etude des transferts et de leurs interactions avec la cicatrisation dans les fissures pour prolonger la durée de service des infrastructures*. Thèse de doctorat, Institut National des Sciences Appliquées de Toulouse.
- [58] Jason L. (2004). *Relation endommagement perméabilité pour les bétons : application aux calculs de structures*. Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Nantes.
- [59] Jason L. and Masson B. (2014). Comparison between continuous and localized methods to evaluate the flow rate through containment concrete structures. *Nuclear Engineering and Design*, 277:146-153.
- [60] Jourdain X. (2014). *Etude numérique méso-macro des propriétés de transfert des bétons fissurés*. Thèse de doctorat, Ecole Normale Supérieure de Cachan.
- [61] Kachanov L. M. (1958). Time of the rupture process under creep conditions. *Isv. Acad. Nauk. USSR*, 8:26-31.
- [62] Klinkenberg L. J. (1941). The permeability of porous media to liquids and gases. *API Drilling and Production Practice*, 200-213.
- [63] Kollek J. J. (1989). The determination of the permeability of concrete to oxygen by the Cembureau method, a recommendation. *Materials and Structures*, 22:225-230.
- [64] La Borderie C. (1991). *Phénomènes unilatéraux dans un matériau endommageable : Modélisation et application à l'analyse de structures en béton*. Thèse de doctorat, Université Paris VI.
- [65] Lagcha A. (2006). *Contribution à l'étude des transferts gazeux et liquides au sein des parois en béton endommagées sous sollicitation thermo-hydraulique – Application au cas des enceintes de confinement en conditions d'épreuve ou accidentelle*. Thèse de doctorat, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon.

- [66] Lee H. P. (2011). Shell finite element of reinforced concrete for internal pressure analysis of nuclear containment building. *Nuclear Engineering and Design*, 241(2):515-525.
- [67] Lemaître J. et Chaboche J.-L. (1985). *Mécanique des matériaux solides*, Dunod.
- [68] Lilliu G. and Van Mier J. (2003). 3D lattice type fracture model for concrete. *Engineering Fracture Mechanics*, 70:927-941.
- [69] Loosveldt H., Lafhaj Z. and Skoczylas F. (2002). Experimental study of gas and liquid permeability of mortar. *Cement and Concrete Research*, 32:1357-1363.
- [70] Lundqvist P. and Nilsson L.-O. (2011). Evaluation of prestress losses in nuclear reactor containments. *Nuclear Engineering and Design*, 241:168-176.
- [71] Mainguy M. (1999). *Modèles de diffusion non-linéaires en milieu poreux : Application à la dissolution et au séchage des matériaux cimentaires*. Thèse de doctorat, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- [72] Masson B. (2013). Démarche industrielle de compréhension des phénomènes de transferts dans les parois en béton. In *31^{èmes} Rencontres de l'AUGC*, ENS de Cachan, France.
- [73] Masson B. (2013). Présentation du projet par le maître d'ouvrage : SEPTEN. In *Journée de présentation VeRCoRs*, EDF Lab Les Renardières, France.
- [74] Matallah M. and La Borderie C. (2009). Inelasticity-damage-based model for numerical modeling of concrete cracking. *Engineering Fracture Mechanics*, 76:1087-1108.
- [75] Matallah M., La Borderie C. and Maurel O. (2010). A practical method to estimate crack openings in concrete structures. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 34:1615-1633.
- [76] Mazars J. (1986). A description of micro and macroscale damage in concrete structure. *Engineering Fracture Mechanics*, 25:729-737.
- [77] Mazars J., Hamon F. and Grange S. (2015). A new 3D damage model for concrete under monotonic, cyclic and dynamic loadings. *Materials and Structures*, 48:3779-3793.

- [78] Mazars J., Labbé P. and Masson B. (2016). Behavior and assessment of massive structures: an overview of the French research programs CEOS.fr and VeRCoRs. In *FraMCoS-9, 9th International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures*, Berkeley, USA.
- [79] Michel-Ponnelle S. (2010). *Réalisation d'une étude de génie civil avec câbles de précontrainte*. Documentation d'utilisation *Code_Aster*, U2.03.06.
- [80] Michel-Ponnelle S. (2013). *Macro-commande DEFI_CABLE_BP*. Documentation d'utilisation *Code_Aster*, U4.42.04.
- [81] Michel-Ponnelle S. (2013). *Modélisation des câbles de précontrainte*. Documentation de référence *Code_Aster*, R7.01.02.
- [82] Mivelaz P. (1996). *Etanchéité des structures en béton armé – Fuites au travers d'un élément fissuré*. Thèse de doctorat, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne.
- [83] Moreau G. (2013). Détection et quantification des fuites, R&D STEP. In *Journée de présentation VeRCoRs*, EDF Lab Les Renardières, France.
- [84] Murlon S. (2014). *Réacteurs électronucléaires EDF. Confinement du bâtiment réacteur et des bâtiments périphériques*. Position du Groupe Permanent d'experts pour les Réacteurs nucléaires, Direction des Centrales Nucléaires, ASN, courrier CODEP-DCN-2014-014235.
- [85] Mozayan M., Davenne L. and Ghavamian S. (2012). Modelling of leak-tightness degradation of reinforced containment vessels due to aging and cracking mechanisms. In *SSCS 2012 Numerical Modeling Strategies for Sustainable Concrete Structures*, Aix-en-Provence, France.
- [86] Mualem Y. (1976). New model for predicting hydraulic conductivity of unsaturated porous media. *Water Resources Research*, 12(3):513-522.
- [87] Naus D. J., Oland C. B., Ellingwood B. R., Graves H. L. and Norris W. E. (1996). Aging management of containment structures in nuclear power plants, *Nuclear Engineering and Design*, 166:367-379.
- [88] Nicklash C., Coudert L., Heinfli G., Hervouet C., Masson B., Hermann N. and Stempniewski L. (2005). Numerical investigation of the leakage behaviour of reinforced concrete walls, In *NURETH11 International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics*, Avignon, France.
- [89] Oliver J. (1996). Modelling strong discontinuities in solid mechanics via strain softening constitutive equations, Part I: Fundamentals. *International Journal of Numerical Methods in Engineering*, 39:3575-3600.

- [90] Oliver-Leblond C. (2013). *Comportement à rupture des structures. Description à deux échelles des mécanismes locaux appliquée aux matériaux fragiles renforcés*. Thèse de doctorat, Ecole Normale Supérieure de Cachan.
- [91] Oukhemanou E. et Courtois A. (2013). Mesures, Auscultation : DTG. In *Journée de présentation VeRCoRs*, EDF Lab Les Renardières, France.
- [92] Peerlings R., de Borst R., Brekelmans W. and de Vree J. (1996). Gradient enhanced damage for quasi-brittle materials. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 39:3391-3403.
- [93] Picandet V. (2001). *Influence d'un endommagement mécanique sur la perméabilité et sur la diffusivité hydrique des bétons*. Thèse de doctorat, Université de Nantes.
- [94] Pickett G. (1942). The effect of change in moisture content on creep of concrete under a sustained load. *Journal of the American Concrete Institute*, 38:333-355.
- [95] Pijaudier-Cabot G. and Bažant Z. (1987). Nonlocal damage theory. *Journal of Engineering Mechanics*, 111(3):1512-1533.
- [96] Pijaudier-Cabot G., Mazars J. and Puulikowski J. (1991). Steel-concrete bond analysis with non-local continuous damage. *Journal of Structural Engineering*, 117(3):862-882.
- [97] Poyet S. (2013). Determination of the intrinsic permeability to water of cementitious materials: influence of the water retention curve. *Cement and Concrete Composites*, 35(1):127-135.
- [98] Ranaivomanana N. (2013). *Etudes expérimentale et numérique des interactions entre le fluage en traction et l'endommagement du béton*. Thèse de doctorat, Université Paul Sabatier Toulouse.
- [99] Rastiello G. (2013). *Influence de la fissuration sur le transfert de fluides dans les structures en béton. Stratégies de modélisation probabiliste et étude expérimentale*. Thèse de doctorat, Université Paris-Est.
- [100] Reviron N. (2009). *Etude du fluage des bétons en traction. Application aux enceintes de confinement des centrales nucléaires à eau sous pression*. Thèse de doctorat, Ecole Normale Supérieure de Cachan.
- [101] Richard B. (2010). *Comportement des éléments de structures en béton armé dégradés par corrosion. La problématique de la modélisation de l'interface acier/béton en présence de corrosion*. Thèse de doctorat, Université Paris Est.

- [102] Rossi P., Wu X., Le Maou F. et Belloc A. (1994). Scale effect on concrete in tension. *Materials and Structures*, 27:437-444.
- [103] Roubin E. (2013). *Modélisation EF et morphologique de milieu hétérogènes à l'échelle mésoscopique : applications aux matériaux à matrices cimentaire*. Thèse de doctorat, Ecole Normale Supérieure de Cachan.
- [104] Sellier A. et Millard A. (2013). WL2, une méthode pour considérer l'effet d'échelle probabiliste dans les modèles de fissuration. In *31^{èmes} Rencontres de l'AUGC*, ENS de Cachan, France.
- [105] Skoczylas F. and Henry J.-P. (1995). A study of the intrinsic permeability of granite to gas. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 32(2):171-179.
- [106] Stegemann M., Masson B., Coudert L., Touret J.-P., Hermann N. and Stempniewski L. (2005). Experimental investigation of the leakage behaviour of reinforced concrete walls. In *SMiRT18 International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology*, Beijing, China.
- [107] Sudret B. et Perrin F. (2011). *Fiabilité des ouvrages, Chapitre 12 – Actualisation de la fiabilité par le retour d'expérience*, Hermès – Lavoisier.
- [108] Terrien M. (1980). Emission acoustique et comportement mécanique post-critique. *Bulletin de liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, 105:65-72.
- [109] Thai M. Q. (2012). *Modélisation micromécanique et simulation numérique du fluage des bétons avec prise en compte de l'endommagement et des effets thermo-hydriques*. Thèse de doctorat, Université Paris-Est.
- [110] Thierry M., Baroghel-Bouny V., Bourneton N., Villain G. and Stéfani C. (2007). Modélisation du séchage des bétons – Analyse des différents modes de transfert hydrique. *Revue Européenne de Génie Civil*, 11(5):541-577.
- [111] Thomson W. (Lord Kelvin, 1870). On the equilibrium of vapour at a curved surface of liquid. *Proceedings of the Royal Society of Edinburgh*, 7:63-69.
- [112] Tipping P. G. (2010). *Understanding and mitigating ageing in nuclear power plants – Materials and operational aspects of plant life management*, Woodhead Publishing Ltd.
- [113] Tixier A. (2013). *Analyse du comportement de l'interface acier-béton par essai push-in. Mesures par fibres optiques et modélisation par éléments finis*. Thèse de doctorat, Université de Grenoble.

- [114] Torrenti J.-M., Granger L., Diruy M. and Genin P. (1999). Modeling concrete shrinkage under variable ambient conditions. *Materials Journal*, 96(1):35-39.
- [115] Torre-Casanova A. (2012). *Prise en compte de la liaison acier-béton pour le calcul de structures industrielles*. Thèse de doctorat, Ecole Normale Supérieure de Cachan.
- [116] Van Genuchten M. T. (1980). A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils. *Soil Science Society of America Journal*, 44:892-898.
- [117] Verdier J. (2001). *Contribution à la caractérisation de l'évolution du taux de fuite des enceintes de confinement du parc nucléaire*. Thèse de doctorat, Université Paul Sabatier Toulouse.
- [118] Wang T. and Hutchinson T. C. (2005). Gas leakage through reinforced concrete shear walls: numerical study. *Nuclear Engineering and Design*, 235, 2246-2260.
- [119] Witasse R. (2000). *Contribution à la compréhension du comportement d'une coque d'aéroréfrigérant vieilli : définition d'un état initial, influence des effets différés sous sollicitations hydro-mécaniques*. Thèse de doctorat, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon.
- [120] Zienkiewicz O. C., Taylor R. L. and Zhu J. Z. (2005). *The Finite Element Method: Its Basis and Fundamentals*, 6th edition, Elsevier.
- [121] 3SR Grenoble, CEA, IFSTTAR, IPRA Pau, LMDC Toulouse, CERIB, EDF R&D, NECS and OXAND (2012). *MACENA project proposal*, response to the PIA-RSNR call for proposals.