

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.

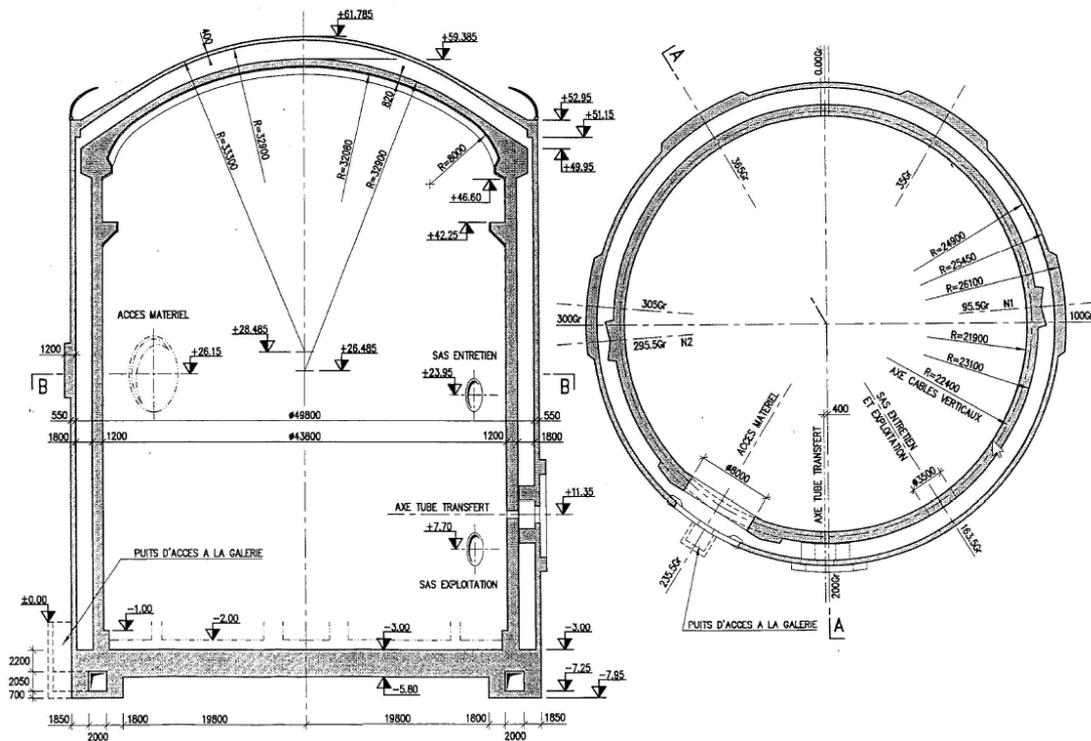


Fig. 1.1 : Schéma de principe d'une EDP de type P'4 (coupes verticale et horizontale [43])

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).

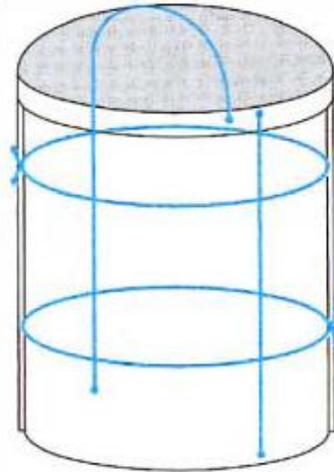


Fig. 1.2 : Principe du système de précontrainte de l'EI d'une EDP [25]

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 transistants 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.

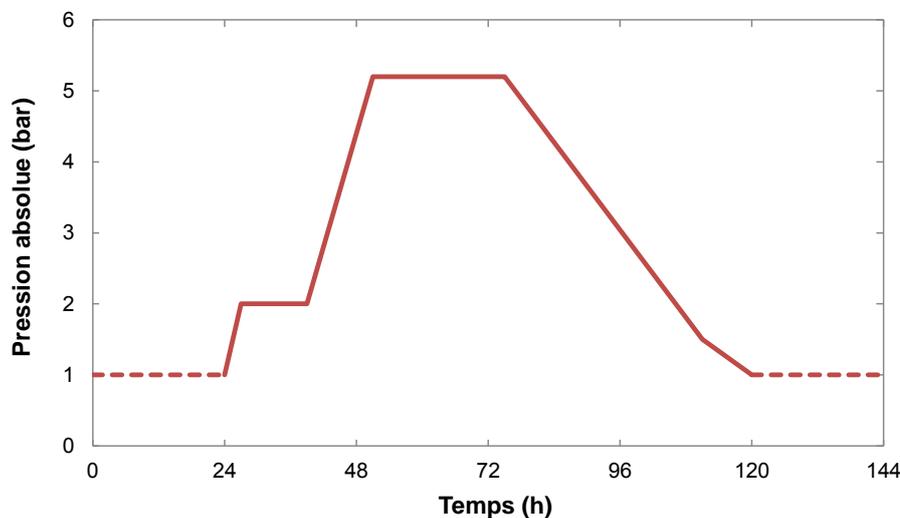


Fig. 1.3 : Chargement en pression interne au cours d'une VD (palier P'4)

1.1.2.2 Typologie des fuites

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

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

- pour les fuites transistantes (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 transistantes (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.

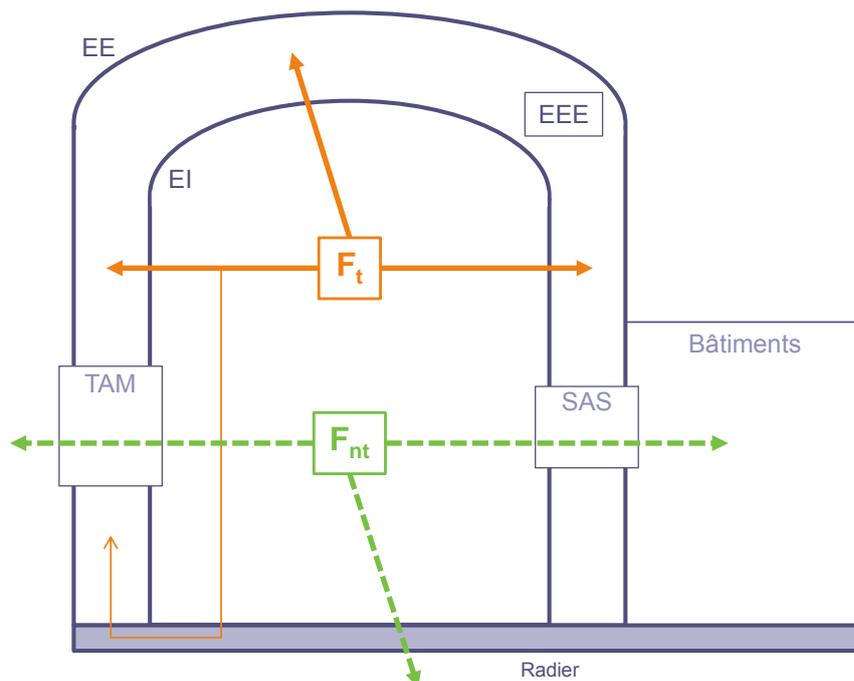


Fig. 1.4 : Différents types de fuites au cours d'une épreuve enceinte (d'après [25] et [117])

1.1.2.3 Critères de sûreté

Pour garantir l'étanchéité de l'EI des EDP, le décret d'autorisation de création (DAC) impose règlementairement 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).

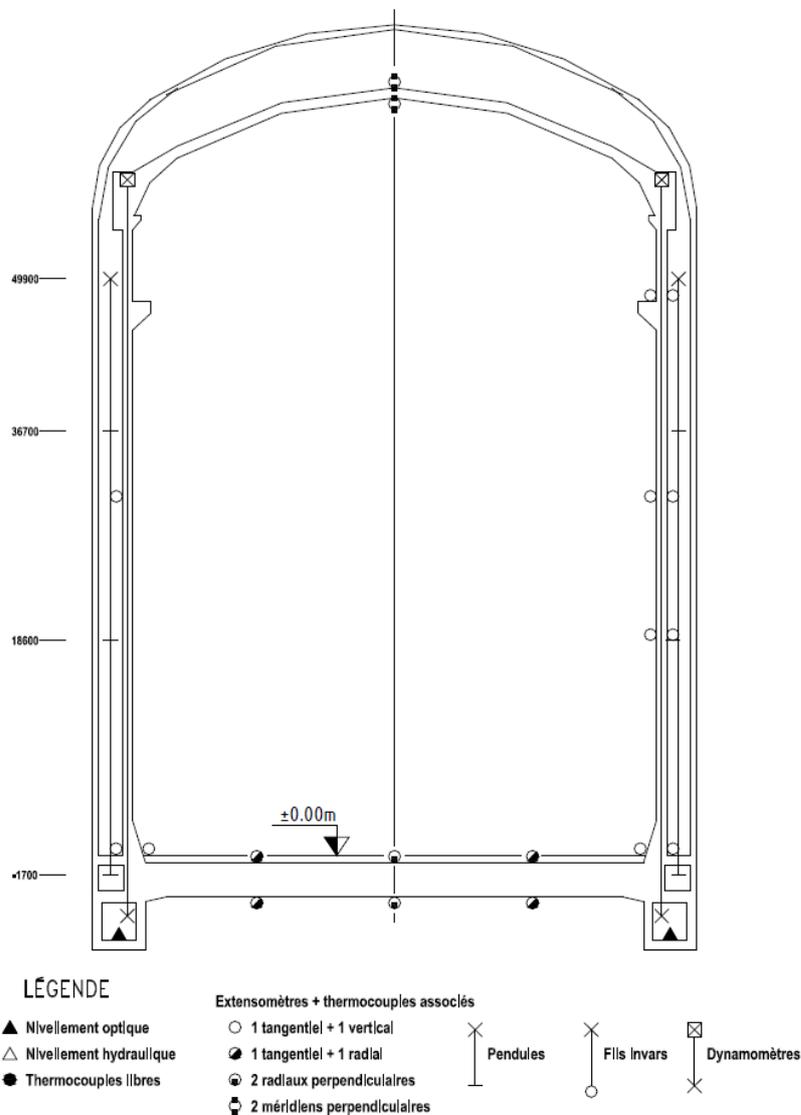


Fig. 1.5 : Schéma de principe de l'instrumentation d'auscultation d'une EI [39]

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

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 $1,5 \text{ \%}/\text{j}$ correspond à un débit de fuite global normalisé de $210,7 \text{ Nm}^3 \cdot \text{h}^{-1}$.

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.

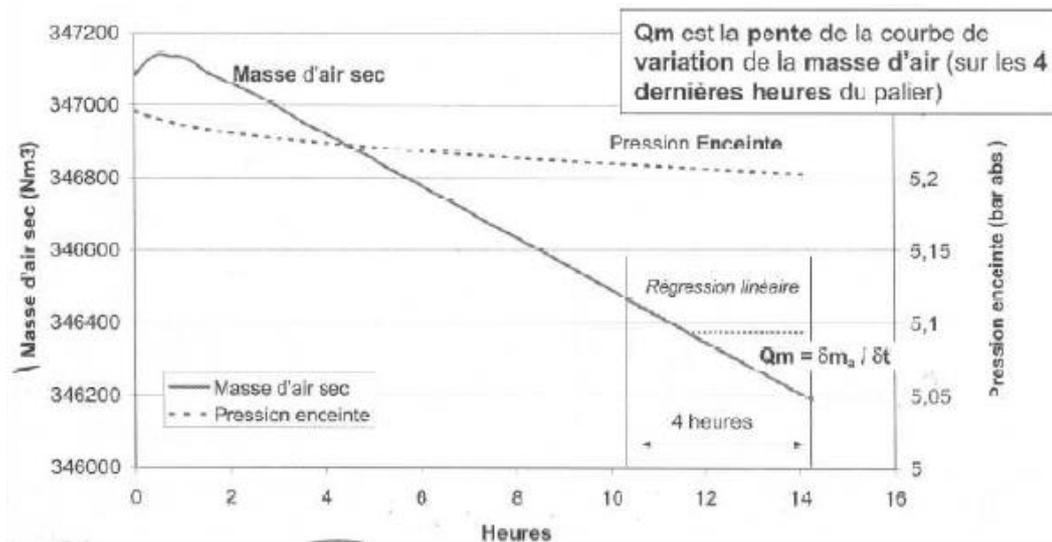


Fig. 1.6 : Variation de la masse d'air et de la pression interne (Golfech 1 VD₂, [43])

Mesure des fuites transientes

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 transientes sont faibles.

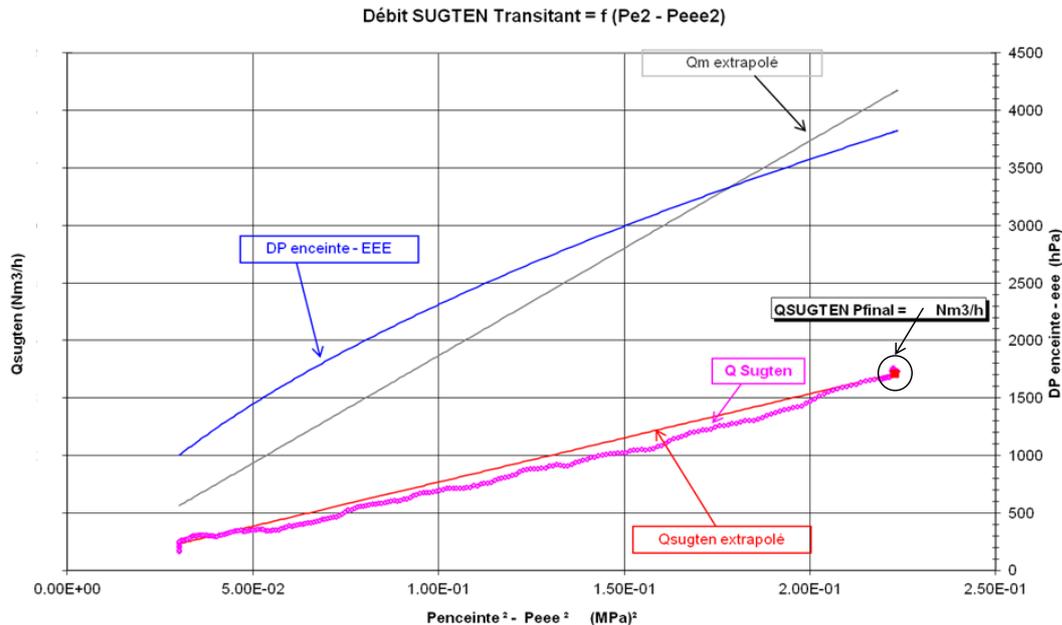


Fig. 1.7 : Mesure du débit de l'EEE par SUGTEN pour une VD₂ du palier 1300 MWe en phase de montée en pression (données anonymisées, [39])

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).

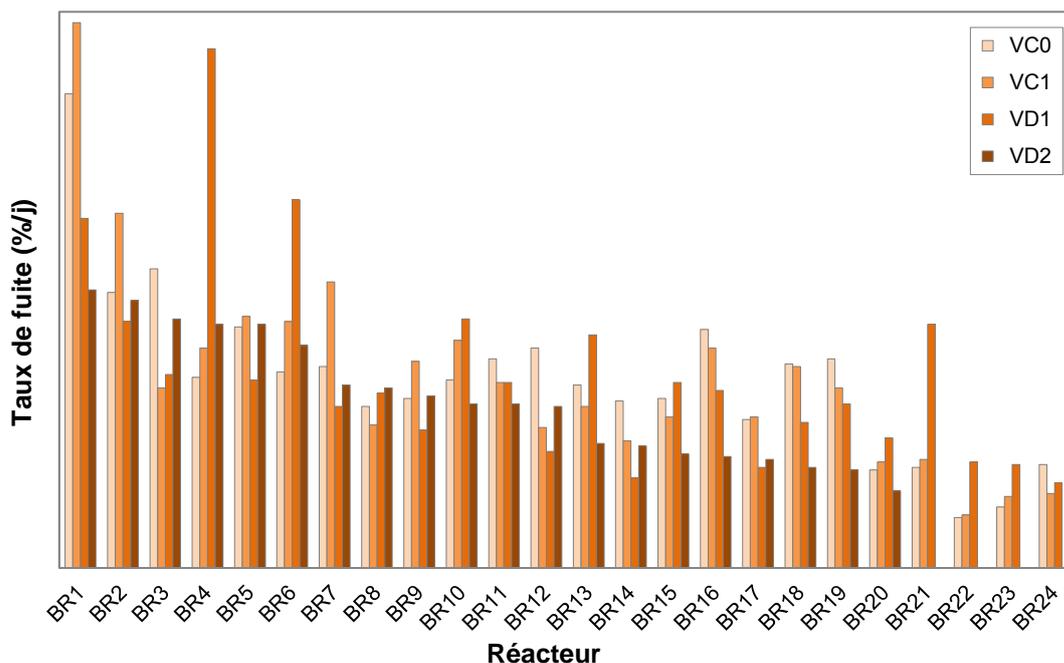


Fig. 1.9 : Evolution du taux de fuite des EDP du parc EDF (données anonymisées, [39]), les réacteurs sont classés par taux de fuite décroissant au cours de la VD₂ (VD₁ sinon)

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.

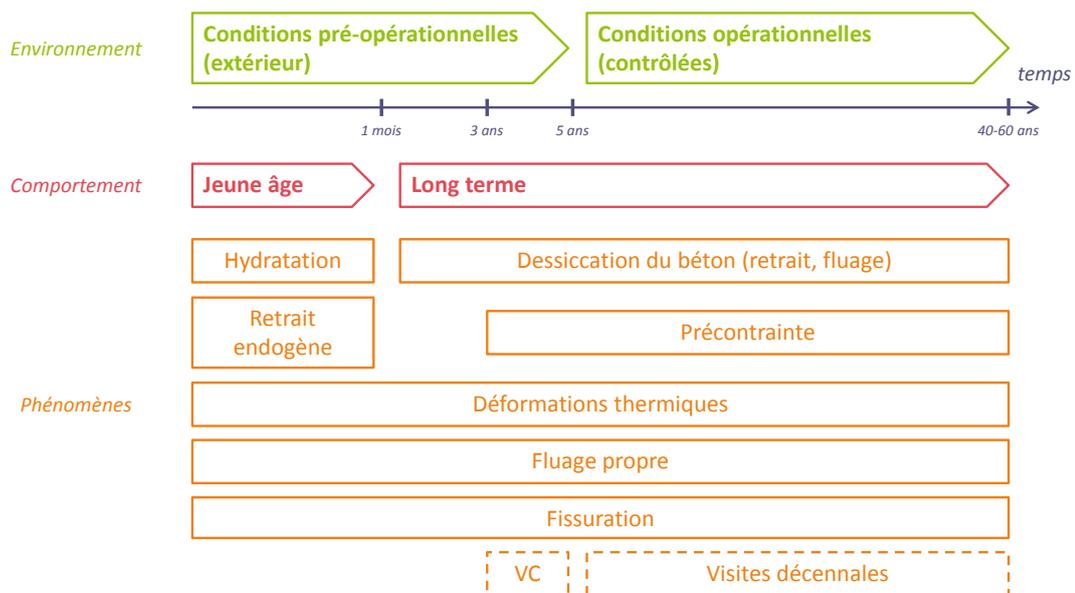


Fig. 1.10 : Représentation temporelle des phénomènes physico-chimiques impactant le débit de fuite des enceintes internes

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.

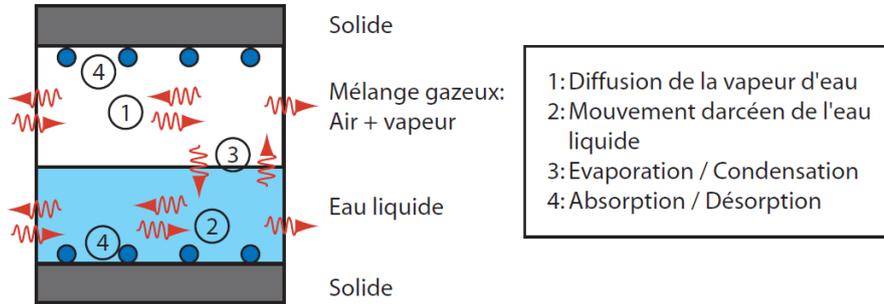


Fig. 1.11 : Schématisation des différents modes de transport de l'eau dans la porosité [33]

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).

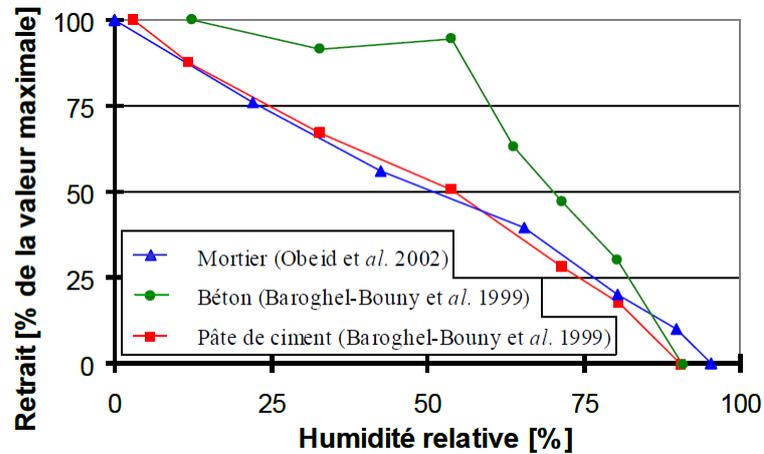


Fig. 1.12 : Exemple d'évolution du retrait (mesuré à l'équilibre hydrique) en fonction de l'humidité relative [12]

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.

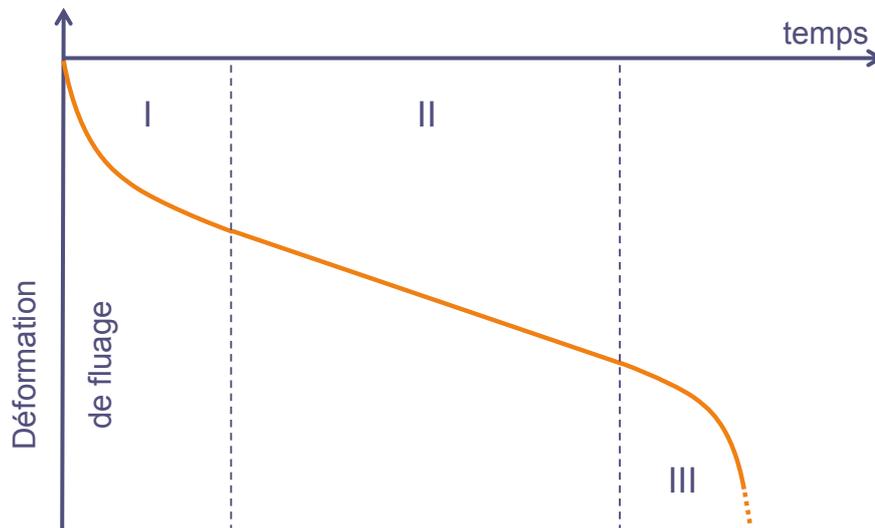


Fig. 1.13 : Principe d'évolution de la déformation de fluage propre avec le temps

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.

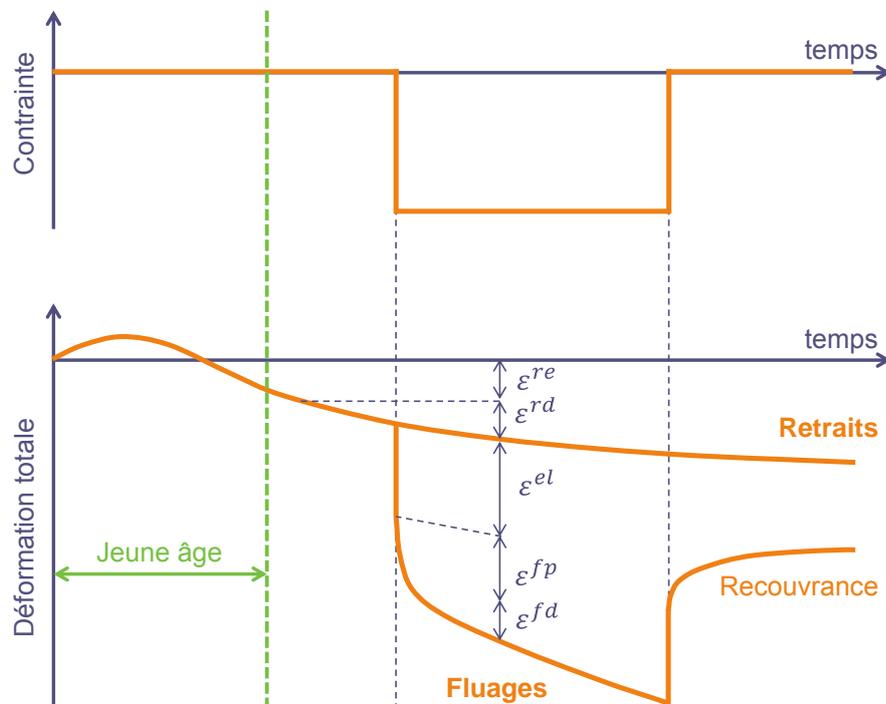


Fig. 1.14 : Principe d'évolution des déformations différées du béton dans le cas d'un chargement unidirectionnel simple.

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).

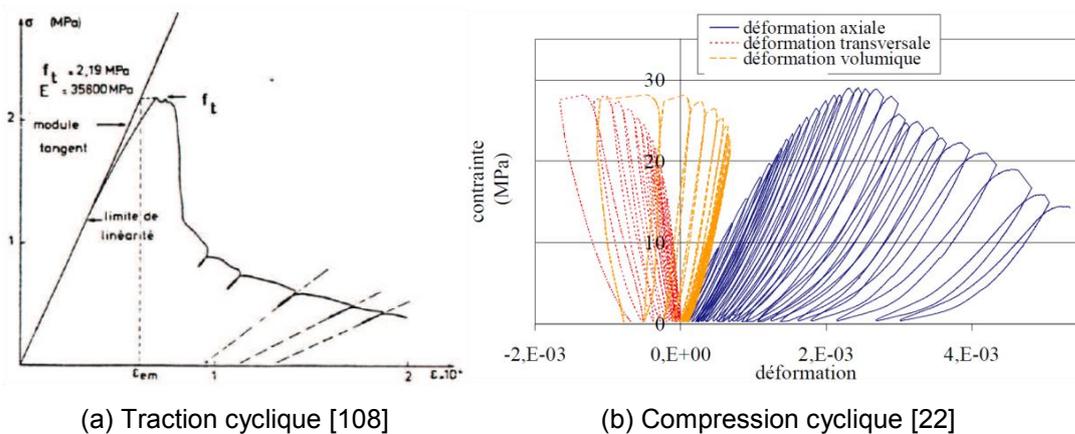


Fig. 1.15 : Comportement non symétrique d'un béton en traction et compression

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.

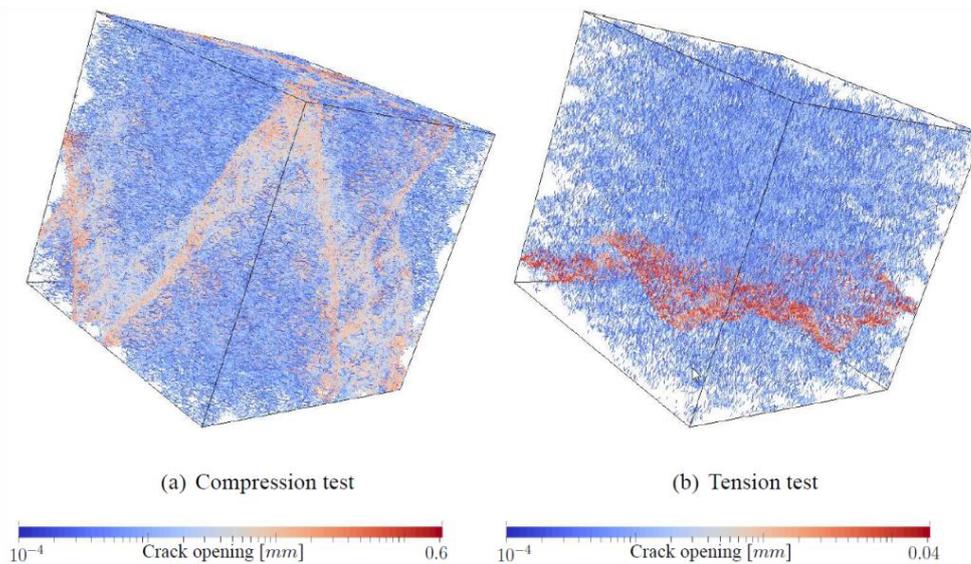


Fig. 1.16 : Faciès de fissuration d'un cube de béton maillé à l'aide d'un treillis hétérogène (méthode EFEM [103])

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].

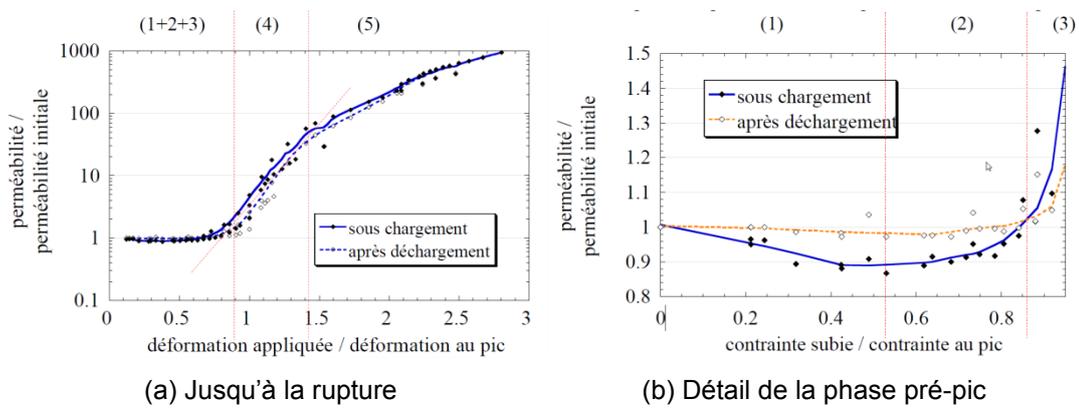


Fig. 1.17 : Evolution de la perméabilité intrinsèque à l'azote d'un béton ordinaire en fonction de la déformation appliquée [22]

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).

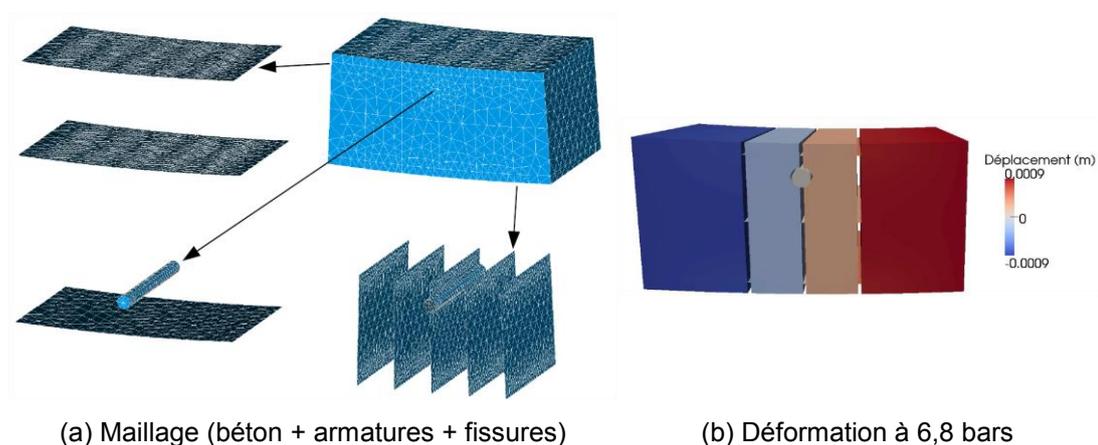


Fig. 1.18 : VSR utilisé par David [29] pour la maquette PACE (zone courante d'enceinte). La position de fissures traversantes est imposée *a priori*, même si l'ouverture est nulle.

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.

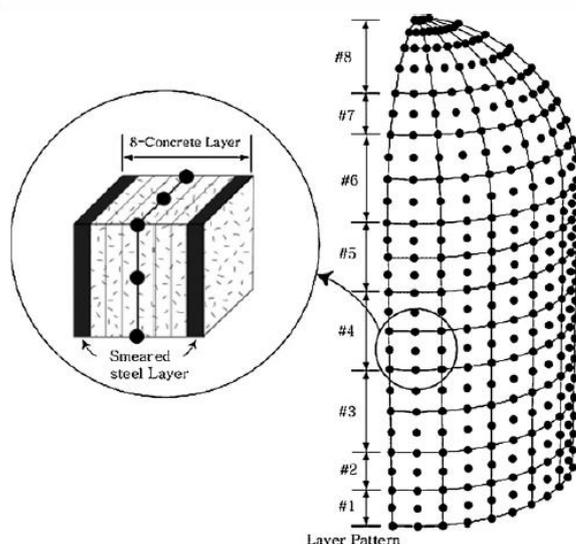


Fig. 1.19 : Exemple de géométrie simplifiée (quart d'EI en coques multicouches, [66])

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 extradados	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]).

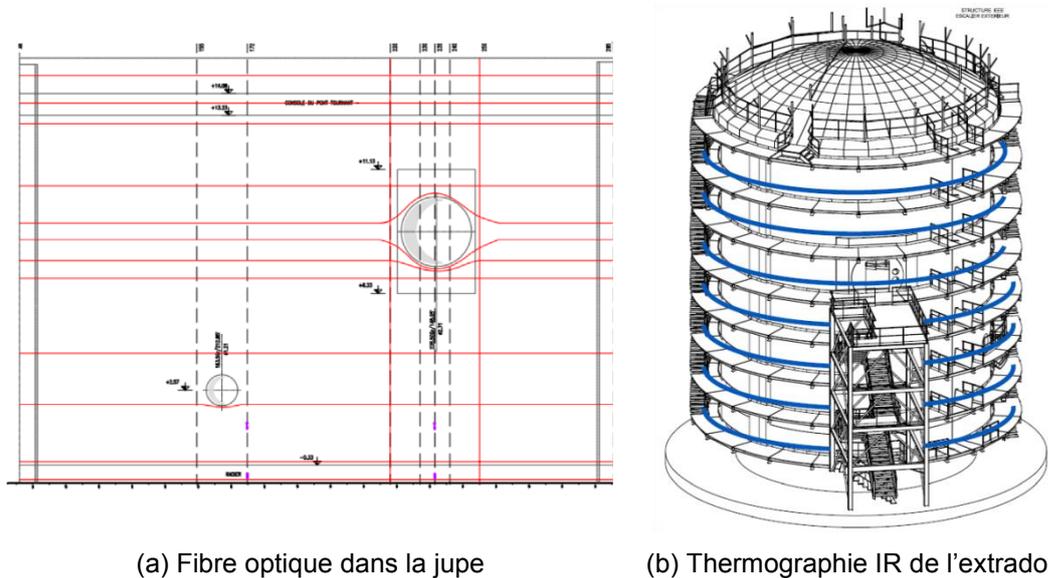


Fig. 1.20 : Exemples de nouvelles méthodes d'auscultation sur VeRCoRS [91]

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...

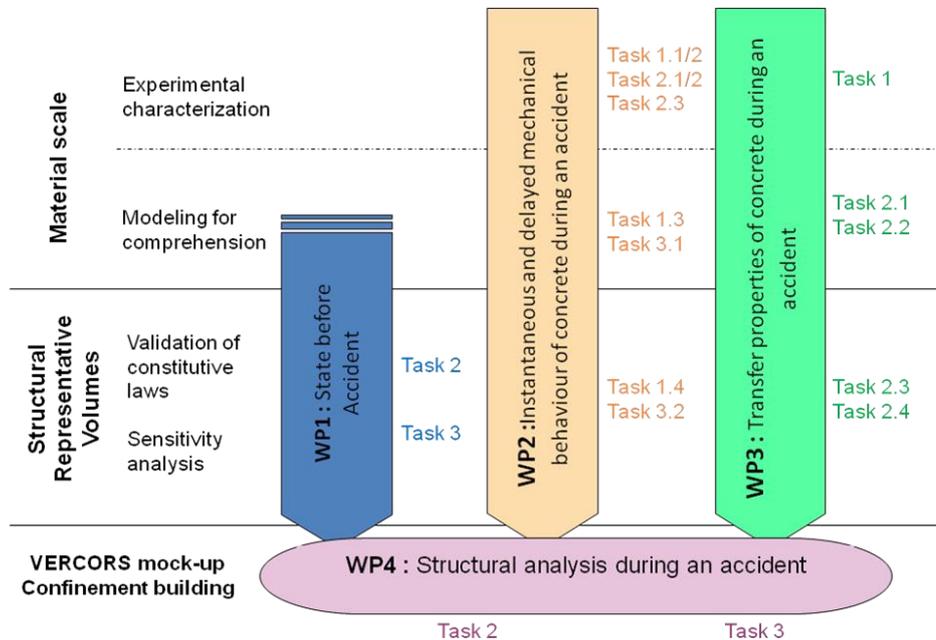


Fig. 1.21 : Organisation du projet ANR MACENA [121]

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.

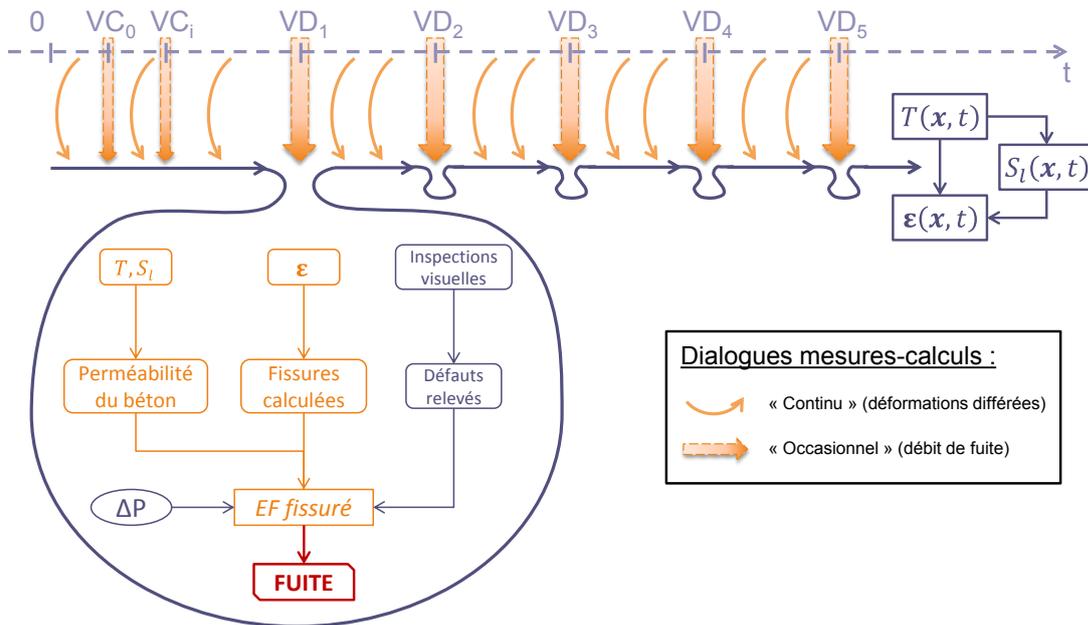


Fig. 1.22 : Représentation schématique de la stratégie proposée

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.