

Table des matières

Remerciements	iii
Table des matières	v
Tables des figures	ix
Tables des tableaux	xvii
Notations	xix
Glossaire	xxi
Introduction : les enjeux liés au vieillissement des enceintes en béton précontraint des réacteurs nucléaires français	1
1 Etat de l'art sur les déformations différées du béton, la surveillance des enceintes à EDF et la mesure <i>in situ</i> de teneur en eau du béton	5
1.1 Le béton, un matériau poreux et visqueux	5
1.1.1 Généralités sur le béton et l'eau qu'il contient	5
1.1.2 Le séchage du béton en condition quasi isotherme	6
1.1.3 Le retrait et le fluage du béton	9
1.2 La surveillance des enceintes, objets et méthodes	25
1.2.1 Définition de l'enceinte de confinement, fonction de sûreté et critères de surveillance	25
1.2.2 Capteurs et systèmes d'acquisition utilisés par EDF	29
1.2.3 Gestion et exploitation de la mesure	35
1.2.4 Aperçu d'autres approches prédictives supervisées	37
1.3 Quelques tentatives pour suivre la teneur en eau d'ouvrages en béton sur de longues périodes	38
1.3.1 Panorama des grandeurs mesurées pour estimer la teneur en eau du béton	38
1.3.2 Les premières expérimentations d'EDF (1980-2000)	40
1.3.3 Les expériences scandinaves	47
1.3.4 La mesure de perméabilité <i>in-situ</i> comme indicateur de saturation en eau	49
1.3.5 La mesure de permittivité diélectrique par réflectométrie dans les domaines temporel ou fréquentiel	52
1.4 Conclusion sur l'état de l'art	56
2 Estimation approchée de l'information apportée par la mesure de teneur en eau	57
2.1 Dans quel but mesurer la teneur en eau sur un ouvrage déjà ausculté ?	57
2.2 Fondements de la méthode	59
2.2.1 Calcul de la matrice de covariance des paramètres d'un modèle recalé sur des mesures	59
2.2.2 Lois simplifiées de retrait et de fluage	61

2.3	Sensibilités du modèle simplifié et incertitude de la prédiction en fin d'exploitation de l'ouvrage	63
2.3.1	Sensibilités du modèle simplifié	63
2.3.2	Estimation de l'information apportée par la mesure de perte de masse et de l'incertitude associée	67
2.4	Evaluation de la perte de masse par des capteurs disséminés dans la structure	72
2.4.1	Modélisation numérique du séchage du béton par différences finies	73
2.4.2	Sensibilités de la perte de masse et de la teneur en eau locale aux paramètres du modèle de séchage	75
2.4.3	Incertitudes sur la prédiction de la perte de masse d'une section d'ouvrage selon la distribution spatiale des mesures de teneur en eau	78
2.5	Bilan de l'approche simplifiée d'estimation de l'incertitude-cible pour la teneur en eau	80
3	Proposition d'un modèle dédié à la surveillance de la teneur en eau des enceintes de confinement	83
3.1	Principe de la démarche	83
3.2	Bref aperçu de la maquette VerCoRs et capteurs retenus pour l'étude	85
3.2.1	Objectifs de la maquette	85
3.2.2	Description de la maquette et de son dispositif de surveillance	86
3.2.3	Capteurs retenus pour l'étude	87
3.3	Sélection des variables explicatives	91
3.3.1	Traitements préalables	92
3.3.2	Classification Hiérarchique Ascendante (CAH)	95
3.3.3	Analyse par Composantes Principales (ACP)	98
3.3.4	Comparaison des séries chronologiques	103
3.4	Modélisation des déformations par régression multilinéaire	107
3.4.1	Critères de l'analyse	107
3.4.2	Modélisation de P1_ET et P3_EV avec les variables retenues	108
3.4.3	Capacité à prédire les déformations	112
3.4.4	Apport d'un terme complémentaire en logarithme du temps	114
3.4.5	Proposition d'une loi Teneur en Eau - Temps (TET)	118
3.5	Bilan : un modèle Teneur en eau – Temps – Température (TETT) adapté à la surveillance des enceintes	122
4	Détermination d'une incertitude-cible de mesure de teneur en eau dans le cadre de la surveillance des enceintes	125
4.1	Présentation de la démarche	125
4.1.1	Définition d'un critère pour choisir l'incertitude cible et principales étapes de traitement	125
4.1.2	Maquette digitale de référence	128
4.1.3	Rappels sur la méthode de Monte Carlo appliquée à l'estimation et à la propagation des incertitudes	135

4.1.4	Méthodes d'inversion des modèles utilisés	137
4.1.5	Résumé de la démarche	151
4.2	Propagations d'incertitudes dans les différents modèles	153
4.2.1	Propagation des incertitudes dans le modèle de séchage	154
4.2.2	Propagation des incertitudes dans les modèles mécaniques	157
4.2.3	Conclusion sur la propagation de l'incertitude de teneur en eau dans le modèle de surveillance d'enceinte	160
4.3	Etudes complémentaires de l'influence de la teneur en eau sur le recalage des modèles	160
4.3.1	Impact d'un modèle non physique de séchage sur la déformation finale	160
4.3.2	Influences relatives des termes de fluage propre et de dessiccation de la loi TETT	161
4.4	Conclusion sur l'incertitude cible pour une mesure de teneur en eau	162
5	Conclusion et perspectives	165
5.1	Récapitulatif des travaux réalisés	165
5.2	Conclusion	166
5.3	Perspectives	168
6	Références	171
	Annexe A : scripts Scilab utilisés pour simuler le séchage en 1D	181
	Annexe B : quelques plans de la maquette VeRCoRs	185
	Annexe C : scripts Scilab utilisés pour inverser le problème de séchage	187
	Annexe D : scripts Scilab utilisés pour inverser le modèle de CEOS.fr	191
	Annexe E : quelques résultats sur le recalage des composantes élémentaires du modèle de CEOS.fr avec des mesures d'auscultation d'enceinte	195

Tables des figures

Figure 1. Différentes échelles d'observation du béton de structure (http://eduscol.education.fr/sti/si-ens-cachan/).....	5
Figure 2. Illustration schématique des différents modes de transports de l'eau dans le béton (Reviron 2009).....	7
Figure 3. Profils de teneur en eau obtenus par gammadensimétrie (Baroghel-Bouny 1994).	7
Figure 4. Profils de perte de masse dans l'épaisseur d'une pièce de 30 cm d'épaisseur obtenus par gammadensimétrie (Attolou 1985).	8
Figure 5. Courbes de perte de masse en fonction du temps pour différents bétons (Li and Li 2018).....	8
Figure 6. Illustration des 4 composantes de déformation différée du béton.	10
Figure 7. Courbes de retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse d'échantillons de béton d'enceintes EDF (Benboudjema 2002) (d'après (Granger 1995)).	13
Figure 8. Ajustement d'une courbe de retrait avec un modèle de retrait de dessiccation (Sellier and Buffo-Lacarrière 2009).	14
Figure 9. Fluage propre à différentes humidités relatives (Benboudjema 2002).....	16
Figure 10. Dérivée de la complaisance de fluage par rapport au temps pour différents âge de chargement (Le Roy 1995; Acker and Ulm 2001).	17
Figure 11. Déformations de 3 enceintes selon une échelle temporelle logarithmique.	17
Figure 12. Modèle rhéologique proposé par (Sellier et al. 2016).....	19
Figure 13. Fluage total et fluage propre à différentes humidités relatives ((Benboudjema 2002) d'après (Acker and Ulm 2001)).	21
Figure 14. Fluage de dessiccation d'une pâte de ciment en fonction du retrait de dessiccation ((Gamble and Parrott 1978), à gauche) et fluage de dessiccation en fonction de la perte de masse ((Day, Cuffaro, and Illston 1984), à droite) (tiré de(Benboudjema 2002)).	22
Figure 15. Schéma de principe d'une centrale de production d'électricité nucléaire..	26
Figure 16. Schéma de principe du câblage de précontrainte d'une enceinte REP d'EDF.	26
Figure 17. Principales conceptions d'enceinte équipant les REP français en 2019 : enceinte à simple paroi à gauche et à double paroi à droite.	28
Figure 18. Schéma de principe d'un extensomètre à corde vibrante.	30
Figure 19. Capteurs de déformation à corde vibrante conditionné dans leur « cage » (à gauche) pour être placé dans le ferrailage (à droite) (© EDF).	30
Figure 20. Plan en coupe d'un capteur de parement EDF.....	31
Figure 21. Capteurs de parement installés sur site (© EDF).....	32

Figure 22. Principe des pendules direct et inversé (© Roctest Ltd).....	33
Figure 23. Schéma d'une table à pointe de visée utilisée par EDF (© Roctest Ltd).....	33
Figure 24. Vues du télépendule optique conçu par EDF dit « SAFTEL TOP » (© EDF).	33
Figure 25. Lecture manuelle sur un pendule. On distingue la table à pointes de visée ainsi que le télépendule optique situé en dessous (© EDF).....	34
Figure 26. Schéma de principe et vue sir site d'un fil Invar (© EDF).....	34
Figure 27. Exemple de séries chronologiques de déplacements brut et corrigé des effets thermiques sur une enceinte.	36
Figure 28. Schéma des dispositifs de mesure de température et d'hygrométrie conçus pour l'aéroréfrigérant de Cruas 2 (CEBTP 1994).....	41
Figure 29. Photo des carottes instrumentées mises en place.....	41
Figure 30. Courbes de variation de teneur en eau en 1991 et 1992 dans les carottes instrumentées du réfrigérant atmosphérique de Cruas 2 situé coté SUD-EST et 110 m (en rouge l'intrados, en bleu le milieu, en vert l'extrados).	43
Figure 31. Schéma du capteur capacitif noyé proposé par (Paquet 1971) (à gauche) et un capteur mis en place dans le coffrage, avant coulage (à droite © EDF).....	43
Figure 32. Evolution du gradient de teneur en eau dans une section d'un bloc métrique instrumenté de capteur diélectrique du CEBTP (Acker 1992).....	44
Figure 33. Profils de teneur en eau mesurés par le CEBTP dans la levée 2 de Paluel 2. Mesures brutes (points) et mesures lissées (lignes).....	45
Figure 34. Profils de teneur en eau mesurés par le CEBTP dans la levée 23 de Paluel 2. Mesures brutes (points) et mesures lissées (lignes).....	45
Figure 35. Profils de teneur en eau lissés par le CEBTP (points) et simulés (ligne pleines) dans la levée 23 de Civaux 1 (F. Barré 2007).....	46
Figure 36. Comparaison entre déformations mesurées, déformations simulées selon différentes lois du temps et déformations ajustées en tenant compte de la teneur en eau mesurés <i>in situ</i> (F. Barré 2007).....	47
Figure 37. : Système conçu pour mesurer l'humidité relative dans le béton grâce à un hygromètre (Oxfall, Johansson, and Hassanzadeh 2016).....	48
Figure 38. Humidité relative dans la paroi de l'enceinte de confinement de Ringhals 1. Les lignes rouges fines correspondent aux simulations numériques faites pour différentes durées. Les points représentent les mesures réalisées à 36 ans (bleu en exploitation, rouge à l'arrêt). Les lignes épaisses sont issues de simulations numériques à 36 ans, selon le même code de couleur que pour les mesures.....	48
Figure 39. Tube plastique(diamètre 2 cm and longueur 25 cm) hébergeant deux capteurs en bois de Lamin, d'après (Jensen 2003).....	49
Figure 40. Photo d'un capteur pulse (à gauche) et principe de mesure associé (à droite).	50
Figure 41. Capteurs de technologie « pulse decay » mis en place avant le bétonnage © EDF.....	50
Figure 42. Evolution des gradients de saturation en eau dans le gousset de la maquette VeRCoRs (370 gr, levée 1), de 2016 à 2019.....	51

Figure 43. Exemple de chaine de mesure TDR.....	52
Figure 44. Exemple de trace TDR et correspondance avec le temps de parcours « t_p ».	53
Figure 45. Exemples de l'évolution d'une trace TDR avec la baisse de teneur en eau ((A Courtois, Taillade, and Placko 2017).....	53
Figure 46. Capteurs TDR mis en place dans la levée 11 de l'enceinte de Flamanville 3.	54
Figure 47. Série chronologique de la teneur en eau mesurée par le TDR n°1 dans l'enceinte de Flamanville 3.	54
Figure 48. Série chronologique de saturation en eau mesurée dans le gousset de la maquette VerCoRs (Taillade, Toulemonde, and Haelewyn 2017).	55
Figure 49. Illustration du gain en précision du pronostic obtenu en mesurant la teneur en eau dans les enceintes de confinement.....	58
Figure 50. Illustration du gain en temps dans le pronostic obtenu en mesurant la teneur en eau dans les enceintes de confinement en même temps que la collecte des mesures de déformation.	58
Figure 51. Comparaison de différents recalage de déformation de retrait sur éprouvette et apport de la mesure de perte de masse (tiré de (Bažant 2001)).	59
Figure 52. Schéma illustrant l'ajustement d'un modèle à des mesures réalisées sur un système donné.....	60
Figure 53. Comparaison entre les déformations simulées par le modèle réglementaire choisi et les déformations mesurées sur une enceinte « standard » du parc EDF.	65
Figure 54. Répartition entre déformation de retrait et de fluage.	65
Figure 55. Evolution de la perte de masse selon les paramètres retenus.	66
Figure 56. Modèle simplifié de retrait-fluage : évolutions des sensibilités normalisées aux paramètres.....	66
Figure 57. Modèle simplifié de perte de masse : sensibilités normalisées aux différents paramètres.....	67
Figure 58 . Evolution du rapport $M(2,2)/M(3,3)$	68
Figure 59 . Évolution de l'incertitude sur la prédiction de la déformation en fin de vie selon le temps, en prenant en compte les déformations seules (incertitude de 20 $\mu\text{m}/\text{m}$) ou les déformations conjointement à la perte de masse (incertitude 0,1%).	69
Figure 60 . Évolution de l'incertitude sur la prédiction de la déformation en fin de vie selon le temps, en prenant en compte les déformations seules (incertitude de 50 $\mu\text{m}/\text{m}$) ou les déformations conjointement à la perte de masse (incertitude 0,1%).	69
Figure 61 . Évolution de l'incertitude sur la prédiction de la déformation en fin de vie selon le temps, en prenant en compte les déformations seules (incertitude de 20 $\mu\text{m}/\text{m}$) ou les déformations conjointement à la perte de masse (incertitude 0,5%).	70
Figure 62 . Évolution de l'incertitude sur la prédiction de la déformation en fin de vie selon le temps, en prenant en compte les déformations seules (incertitude de 50 $\mu\text{m}/\text{m}$) ou les déformations conjointement à la perte de masse (incertitude 0,5%).	70

Figure 63 . Zoom sur l'évolution de l'incertitude sur prédiction de déformation en fin de vie lorsque l'incertitude sur la perte de masse est de 0.1% et l'incertitude sur la mesure de déformation est de 20 $\mu\text{m}/\text{m}$	71
Figure 64 . Zoom sur l'évolution de l'incertitude sur prédiction de déformation en fin de vie lorsque l'incertitude sur la perte de masse est de 0.1% et l'incertitude sur la mesure de déformation est de 50 $\mu\text{m}/\text{m}$	72
Figure 65. Description d'un schéma spatio-temporel expliquant la résolution explicite pour une équation de diffusion.....	74
Figure 66 . Comparaison des pertes de masse simulées par modélisation numérique du phénomène de diffusion non linéaire et par la formule réglementaire (« standard formula »).....	75
Figure 67 . Évolutions des sensibilités normalisées de la prédiction de perte de masse calculée par le modèle de diffusion non linéaire.....	76
Figure 68 . Évolutions des sensibilités normalisées du modèle de séchage simulant la teneur en eau à 5 cm du bord.	76
Figure 69 . Évolutions des sensibilités normalisées du modèle de séchage simulant la teneur au centre de la paroi.	77
Figure 70 . Évolutions de l'incertitude de la perte de masse d'une paroi d'enceinte de confinement avec le nombre de capteurs de teneur en eau noyés dans le béton.	79
Figure 71. La maquette VerCoRs sur le site EDF Lab. Les Renardières. ©Alexis Legrix.	85
Figure 72. Répartition spatiale de quelques types de capteurs dans la maquette VerCoRs. La PArtie Courante à Auscultation Renforcée (PACAR) est encadrée en vert..	87
Figure 73. Vue schématique en élévation des capteurs sélectionnés dans la levée 8..	90
Figure 74. Déformations brute et réelle pour le capteur P1_ET (direction tangentielle) associé à la température TETA_P1.	92
Figure 75. Déformations brute et réelle pour le capteur P3_EV (direction verticale) associé à la température TETA_P3.	93
Figure 76. Traitement des estimations de saturations issues des mesures TDR.....	94
Figure 77. Données sélectionnées pour l'étude, par rapports aux données disponibles.	95
Figure 78. Dendrogramme issu de la CAH sur les températures sélectionnées de la PACAR et du radier de VerCoRs.....	96
Figure 79. Dendrogramme issu de la CAH sur les déformations.....	97
Figure 80. Comparaison des capteurs de déformation verticale P2_IV, P23_EV et P24_IV avec deux capteurs de déformation tangentielle situés dans la même classe.....	98
Figure 81. Classement des valeurs propres de l'ACP sur les mesures de température et de teneur en eau.....	101
Figure 82. Représentation des variables actives (en trait plein noir) et supplémentaires (en pointillé bleu) de l'ACP sur les mesures de température et de teneur en eau.....	102
Figure 83. Evolution temporelle de la saturation en eau issue des mesures du capteur TDR16_P.....	103

Figure 84. Evolution temporelle des températures issues des mesures des capteurs TETA_P1 et TETA_C10.....	104
Figure 85. Evolution temporelle des déformations issues des mesures des capteurs P1_ET et P3_EV.....	104
Figure 86. Evolutions temporelles des différentes variables centrées et réduites.....	105
Figure 87. Matrice des nuages de points des différentes variables.....	106
Figure 88. Courbe quantile-quantile pour le modèle de P1_ET_a.....	109
Figure 89. Courbe quantile-quantile pour le modèle de P3_EV_a.....	109
Figure 90. Courbe d'évolution des résidus en fonction du temps du modèle P1_ET_a.....	110
Figure 91. Courbe d'évolution des résidus en fonction du temps du modèle P3_EV_a.....	110
Figure 92. Comparaison du modèle P1_ET_a aux données qui ont permis de le construire.....	111
Figure 93. Comparaison du modèle P3_EV_a aux données qui ont permis de le construire.....	111
Figure 94. Prédiction des mesures de P1_ET en ne tenant compte que de la première moitié des données.....	113
Figure 95. Comparaison de P1_ET et le terme de fluage propre logarithmique.....	115
Figure 96. Matrice des nuages de points des différentes variables pour le modèle P1_ET_b.....	116
Figure 97. Courbe quantile-quantile du modèle P1_ET_b.....	117
Figure 98. Comparaison des modèles P1_ET_a et P1_ET_b.....	118
Figure 99. Simulation de l'évolution des teneurs en eau au milieu et au bord de la PACAR de VerCoRs et comparaison à la teneur en eau moyenne sur 5 points dans son épaisseur.....	120
Figure 100. Simulation de l'évolution des teneurs en eau au milieu et au bord d'une paroi d'enceinte réelle et comparaison à la teneur en eau moyenne sur 5 points dans son épaisseur.....	121
Figure 101. Démarche pour déterminer l'incertitude de mesure de teneur en eau sur la base de mesures collectées durant les 10 premières années d'auscultation.....	126
Figure 102. Partie courante d'enceinte modélisée pour servir de référence aux calculs d'inversion de paramètres et de propagation d'incertitudes.....	128
Figure 103. Modèle « PACE » pour simuler le séchage d'une enceinte.....	129
Figure 104. Modèle « PACE » pour simuler le comportement mécanique de l'enceinte.....	129
Figure 105. Maillage des câbles et du ferrailage passif du modèle « PACE ».....	130
Figure 106. Comparaison entre mesures de déformation dans la PACAR de la maquette VerCoRs et les prédictions des lois du code RCC CW associées (F. Barré 2017).....	132
Figure 107. Recalage du modèle CEOS.fr sur les données utilisées dans le chapitre 3.....	133
Figure 108. Evolution de la distribution de teneur en eau dans la paroi d'une enceinte du palier N4, calculée avec le modèle « PACE ».....	134

Figure 109. Régression linéaire de la déformation tangente du modèle de référence par rapport à la teneur en eau moyenne issue du même modèle.	135
Figure 110. Déformations moyennes dans la paroi d'une enceinte du palier N4, calculées avec le modèle « PACE » (directions tangentielle et verticale).	135
Figure 111. Résumé de l'étape 3 avec la méthode de Monte Carlo déclinée pour estimer l'incertitude de la déformation différée en fin d'exploitation (inspiré de (JCGM 2008))	136
Figure 112. Illustration du processus itératif d'optimisation par le simplexe de Nelder-Mead (Moravec and Rudolf 2018).	140
Figure 113. Illustration de l'algorithme du simplexe de Nelder-Mead en deux dimensions (Brahim 2015).	141
Figure 114. Fonction de coût du modèle CEOS.fr dans l'espace des paramètres du retrait de dessiccation.	143
Figure 115. Fonction de coût du modèle CEOS.fr dans l'espace des paramètres du fluage propre.	143
Figure 116. Fonction de coût du modèle CEOS.fr dans l'espace des paramètres du fluage de dessiccation.	144
Figure 117. Modèle CEOS.fr recalé avec une simulation de mesure basée sur une écart-type de 100 $\mu\text{m}/\text{m}$	145
Figure 118. Fonction de coût du modèle de séchage dans l'espace des paramètres A et B	146
Figure 119. Fonction de coût du modèle de séchage dans l'espace des paramètres A et θ_{init}	147
Figure 120. Fonction de coût du modèle de séchage dans l'espace des paramètres B et θ_{init}	147
Figure 121. Exemple de courbes de perte de masse recalé sur un même essais en laboratoire suivant plusieurs jeux de paramètres (L. Charpin and Courtois 2018).	148
Figure 122. Comparaison de la prédiction d'un modèle de Mensi optimisée sur la base de mesures synthétiques à la référence choisie	148
Figure 123. Comparaison des histogrammes obtenus pour recaler le paramètre A . A gauche avec la méthode de Gauss, à droite avec la méthode de c.	150
Figure 124. Etapes 1,2 et 3 : génération des mesures synthétiques.	151
Figure 125. Etape 4 : inversion du modèle CEOS.fr et prédiction de la déformation finale.	151
Figure 126. Etape 4 : inversion du modèle TETT et prédiction de la déformation finale.	152
Figure 127. Etape 5 : estimation des intervalles de confiance pour les deux modèles CEOS.fr et TETT.	153
Figure 128. Comparaison de la distribution théorique des tirages représentant les incertitudes de mesures de teneur en eau et la distribution effectivement obtenue.	154
Figure 129. Comparaison de la distribution théorique des tirages représentant les incertitudes de mesures de teneur en eau et la distribution effectivement obtenue.	155

Figure 130. Prédiction TETT et CEOS.fr avec une évolution du séchage identique à celle de la référence Salome_Meca. Durée d'observation 10 ans.....	157
Figure 131. Prédiction TETT et CEOS.fr avec une évolution du séchage identique à celle de la référence Salome_Meca. Durée d'observation 60 ans.....	158
Figure 132. Recalage des mesures de déformation avec le modèle TETT et en considérant des mesures teneur en eau non physiques. Durée d'observation 60 ans....	161
Figure 133. Répartitions des déformations de référence selon les différentes composantes de la loi TETT.....	162
Figure 134. Coupe verticale de la maquette VeRCors.....	185
Figure 135. Coupe horizontale de la maquette VeRCors au niveau +8,00 m.....	186
Figure 136. Recalage de modèle de CEOS.fr sans incertitude sur les dix premières années et répartition des composantes de déformation.....	195
Figure 137. Recalage de modèle de CEOS.fr sans incertitude sur 60 ans et répartition des composantes de déformation.	196

Tables des tableaux

Tableau 1. Jeu de données de référence pour l'étude de sensibilité.....	64
Tableau 2. Paramètres de la loi de Mensi recalés sur la loi de perte de masse modélisée dans l'approche simplifiée.....	75
Tableau 3. Comparaison des dispositifs d'auscultation utilisés sur la maquette VeRCoRs et sur une enceinte standard P'4 d'EDF.....	87
Tableau 4. Capteurs de déformation (TS) sélectionnés de la PACAR.....	88
Tableau 5. Capteurs de température (Pt100) sélectionnés de la PACAR.....	89
Tableau 6. Capteur de teneur en eau (TDR) sélectionnés dans la PACAR.....	89
Tableau 7. Capteurs de température (Pt100) sélectionnés dans le radier.....	91
Tableau 8. Première sélection de capteurs noyés pour l'analyse de la PACAR.....	91
Tableau 9. Coefficients du modèle P1_ET_a avec intervalles de confiance et coefficient de détermination R^2	108
Tableau 10. Coefficients du modèle P3_EV_a avec intervalles de confiance et coefficient de détermination R^2	108
Tableau 11. Coefficients du modèle P1_ET_b avec intervalles de confiance et coefficient de détermination R^2	117
Tableau 12. Propriétés hydriques du modèle numérique de référence.....	130
Tableau 13. Propriétés du béton pour le modèle de référence.....	131
Tableau 14. Propriétés de l'acier des câbles de précontrainte pour le modèle de référence.....	131
Tableau 15. Propriétés de l'acier d'armature passive pour le modèle de référence.....	131
Tableau 16. Paramètres fixés pour le modèle de CEOS.fr.....	142
Tableau 17. Comparaison des valeurs estimées et des valeurs cibles pour le test d'unicité et de stabilité de l'algorithme d'inversion du modèle CEOS.fr.....	144
Tableau 18. Plage de variation autorisée pour la recherche de solution.....	149
Tableau 19. Comparaison des intervalles de confiance à 60 ans sur la teneur en eau moyenne selon différentes incertitudes de mesure simulées.....	155
Tableau 20. Comparaison des extrapolations à 60 ans du modèle CEOS.fr sur la base de 10 années d'observation.....	159
Tableau 21. Comparaison des extrapolations à 60 ans du modèle TETT avec 0%, 1% et 5% d'incertitude sur la teneur en eau volumique sur la base de 10 années d'observation.....	159

Notations

θ : teneur en eau volumique (%)

p : porosité (%)

w : teneur en eau massique (%)

S_l : degré de saturation en liquide (%)

ρ_{eau} : masse volumique de l'eau (kg.m^{-3}).

C : concentration en eau (L.m^{-3})

ε : déformation (- ou $\mu\text{m/m}$)

ε_r : permittivité diélectrique relative (-)

HR : humidité relative (%)

\mathbf{X} : vecteur ou matrice \mathbf{X}

$\bar{\bar{\mathbf{X}}}$: tenseur \mathbf{X} d'ordre 2

$\dot{\mathbf{X}}$: dérivée temporelle de la grandeur \mathbf{X}

X_i : composante i du vecteur \mathbf{X}

X_{ij} : terme positionne en ligne i et colonne j de la matrice \mathbf{X}

$\sigma(\mathbf{X})$: écart-type du vecteur \mathbf{X}

$\bar{\mathbf{X}}$: moyenne du vecteur \mathbf{X}

Glossaire

APRP : Accident par Perte de Réfrigérant Primaire. Il s'agit d'un accident résultant d'un scénario théorique dont le chargement sert de référence pour la conception et la démonstration de sûreté des enceintes de confinement.

Auscultation : activité faisant partie de la surveillance structurale (voir ce terme).

Concentration en eau (C) : pour certains auteurs dont (Granger 1995), elle est définie par la produit de la teneur en eau volumique par la masse : $C = \rho_{eau} \cdot \theta$.

Courbe de pression capillaire ou courbe de sorption : courbe établissant la relation entre pression capillaire ou l'humidité relative d'une part et la teneur en eau ou le degré de saturation liquide d'autre part (Coussy 2004).

Exactitude, justesse, fidélité et répétabilité en métrologie (ISO 5725-1) :

- **Exactitude** : étroitesse de l'accord entre le résultat d'essai et la valeur de référence acceptée. Ce terme, appliqué à un ensemble de résultats d'essai, implique une combinaison de composantes aléatoires et d'une erreur systématique commune ou d'une composante de biais.
- **Justesseⁱ** : étroitesse de l'accord entre la valeur moyenne obtenue à partir d'une large série de résultats d'essais et une valeur de référence acceptée. La mesure de la justesse est généralement exprimée en termes de biais. La justesse a été également appelée « exactitude de la moyenne ». Cet usage n'est pas recommandé.
- **Fidélitéⁱⁱ** : étroitesse d'accord entre des résultats d'essais indépendants obtenus sous des conditions stipulées. La fidélité dépend uniquement de la distribution des erreurs aléatoires et n'a aucune relation avec la valeur vraie ou spécifiée. La mesure de fidélité est exprimée en termes d'infidélité et est calculée à partir de l'écart-type des résultats d'essais. Une fidélité moindre est reflétée par un plus grand écart-type.
- **Répétabilité** : étroitesse de l'accord entre les résultats de mesurages successifs du même mesurande, mesurages effectués avec l'application de la totalité des mêmes conditions de mesure. Ces conditions sont appelées conditions de répétabilité. Les conditions de répétabilité comprennent : même mode opératoire, même observateur, même instrument de mesure utilisé dans les mêmes conditions, même lieu, répétition durant une courte période de temps. La répétabilité peut s'exprimer quantitativement à l'aide des caractéristiques de dispersion des résultats (comme l'écart-type).

ⁱ On parle aussi d'absence de biais pour définir la justesse

ⁱⁱ On parle parfois de précision dans ce contexte

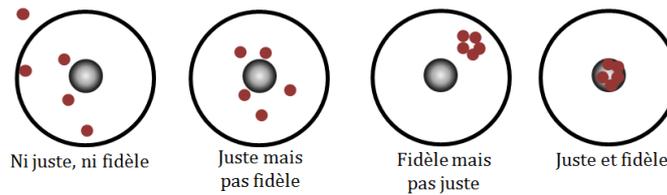


Illustration des concepts de justesse et de fidélité (juste + fidèle = exact)

Degré de saturation en liquide (S_l) : rapport entre le volume d'eau liquide, V_w et le volume total des pores accessibles à l'eau V_{vide} .

END : Essais Non Destructifs.

Humidité relative interne du béton (HR) : selon le contexte, ce terme peut désigner plusieurs grandeurs ou propriétés. Nous considérons ici la définition thermodynamique classique de l'humidité relative comme le rapport entre pression partielle de vapeur d'eau et pression de vapeur saturante de l'eau libre à la température considérée. Dans un matériau poreux comme le béton, (Lassabatère 1994) indique que la pression partielle de vapeur est toujours égale à la pression de vapeur saturante, puisque l'on se situe au voisinage de l'interface liquide-gaz. La notion d'humidité relative dans un milieu poreux tient compte du fait que l'eau n'est justement pas dans un état « libre », ne serait-ce que par l'action des tensions superficielles dues à la présence des ménisques capillaires. De ce fait, la pression de liquide n'est pas égale à la pression du gaz.

Porosité (p) : rapport entre le volume des vides V_{vide} du réseau poreux et le volume total V_{tot} d'un échantillon de matériau. La porosité d'un béton peut varier dans une gamme de 4 à 18%, principalement localisée dans la pâte de ciment.

Pression capillaire : se définit à l'échelle macroscopique comme la différence des pressions de l'eau et du gaz (Mainguy 1999). Elle dépend notamment du degré de saturation en liquide. Sous certaines hypothèses, on relie la pression capillaire à l'humidité relative (loi de Kelvin Laplace, (Coussy 2004)).

REP : Réacteur nucléaire à Eau Pressurisée.

Surveillance (sous-entendu « structurale ») : nous reprenons la définition de (Royet 2006) qui fait allusion aux barrages. Ainsi, « la surveillance [...] repose sur les éléments suivants :

- L'inspection visuelle, c'est une méthode qualitative qui intègre de très nombreux paramètres [...].
- La vérification périodique du bon fonctionnement des vannes [...].

L'auscultation : c'est une méthode quantitative qui est basée sur l'analyse des mesures fournies par une instrumentation spécifique à chaque ouvrage. On mesure essentiellement des déplacements, des déformations [...]. Une analyse fine est susceptible de mettre en évidence d'éventuelles anomalies dans le comportement [...] avant même que celles-ci ne se manifestent par des signes extérieurs visibles. ».

Teneur en eau massique (w) : rapport de la masse d'eau retenue dans le béton, M_w et de la masse totale de l'échantillon, M_{tot} .

Teneur en eau volumique (θ) : rapport entre le volume d'eau liquide contenu dans le béton, V_w , et le volume total de béton, V_{tot} . Sa plage de variation va de zéro (matériau complètement sec) à la valeur de porosité du béton (matériau saturé).

Introduction : les enjeux liés au vieillissement des enceintes en béton précontraint des réacteurs nucléaires français

A l'instar des machines utilisées dans l'industrie, les infrastructures et les ouvrages de Génie Civil (bâtiments, monuments, ponts, réseaux, barrages, digues, tunnels...) sont l'objet d'un programme de maintenance, afin de garantir la sécurité des usagers, préserver le patrimoine le plus longtemps possible et éviter la perte économique due à une indisponibilité fortuite de l'ouvrage.

La plupart des politiques de maintenance des structures reposent sur la mise en place d'une surveillance adaptée. On peut aussi parler de « Surveillance de santé structurale », qui est la traduction du terme anglo-saxon « Structural Health Monitoring » (SHM) et aussi le nom d'un projet national de recherche en France (Projet national S3 2012). Pour le maître d'ouvrage, la démarche générale consiste à se doter d'un système d'information dont les données sont ensuite utilisées pour réaliser un diagnostic, puis un pronostic et éventuellement un programme de maintenance. Ce système repose sur des chaînes de mesures plus ou moins sophistiquées, installées à demeure sur l'ouvrage ou mises en place lors de campagne d'inspection. Dans tous les cas, il est fondamental de maîtriser les incertitudes des mesures et des modèles qui servent à interpréter les données notamment vis-à-vis de critères réglementaires, pour aider le propriétaire de l'ouvrage à bâtir son programme de maintenance.

Les centrales nucléaires sont constituées de nombreux ouvrages en béton, et leurs exploitants appliquent bien évidemment des programmes de maintenance pour préserver leur patrimoine industriel. Cependant, dans ce cas particulier, la principale préoccupation demeure la maîtrise de la sûreté nucléaireⁱⁱⁱ, sachant que certaines structures de génie civil y participent de façon déterminante. C'est le cas de l'enceinte de confinement, qui constitue la 3^{ème} barrière de protection de l'environnement en cas d'accident. L'aptitude à remplir les fonctions de sûreté assignées doit être démontrée tout au long de la vie de l'ouvrage, depuis la conception jusqu'au démantèlement, et notamment lors des réexamens décennaux. Les opérations de maintenance visent alors

ⁱⁱⁱ Ensemble des dispositions visant à contrôler la réactivité, assurer le refroidissement et le confinement des produits radioactifs contenus dans le réacteur.

essentiellement à garantir que le niveau de sûreté est conforme aux exigences en vigueur, qui sont régulièrement ré-évaluées par l’Autorité de Sûreté Nucléaire (ASN) (Rambach 2011). Dans ce contexte, une bonne connaissance de l’état des installations est une aide précieuse à la prise de décision pour justifier, préparer et planifier les travaux.

Les concepteurs des enceintes de confinement du parc de réacteurs qu’exploite EDF en France ont opté pour une structure épaisse d’un mètre environ, en béton précontraint. Lors du dimensionnement, la baisse de tension dans les câbles de précontrainte induite par le retrait et le fluage du béton a été prise en compte, afin de s’assurer que la compression du béton sera suffisante pour résister à l’accident de référence pendant toute la durée d’exploitation. Compte tenu de la fonction de sûreté des enceintes, ce phénomène de décompression progressive du béton est particulièrement suivi. En se basant sur son expérience acquise dans la surveillance des grands barrages, EDF a mis au point un système dit « d’auscultation » (Alexis Courtois et al. 2011) qui permet de suivre les déformations de la structure et d’en déduire les pertes de précontrainte. Des modèles permettent ensuite d’extrapoler ces pertes et d’estimer l’état de précontrainte en fin de vie (Abrishami et al. 2015; Chauvel, Touret, and Barré 2006; Boucher 2016). Ce pronostic sur les déformations différées fait partie intégrante des démonstrations de sûreté présentées à l’ASN et guide l’exploitant dans ces choix de maintenance des enceintes. Il est donc important pour EDF qu’il soit suffisamment précis et fiable.

Les mesures *in situ* produites par le système d’auscultation permettent de recalibrer les modèles de comportement de béton afin de prédire l’état mécanique de l’ouvrage en fin d’exploitation. Néanmoins, si ces modèles ont démontré leur pertinence à l’échelle (centimétrique) du laboratoire, leur pouvoir prédictif peut être remis en cause quand il s’agit de décrire le comportement à long terme à l’échelle (métrique) des structures plus massives. A cela, plusieurs raisons parmi lesquelles :

- L’hétérogénéité des propriétés mécaniques de la structure réelle, dont les essais en laboratoire ne rendent pas toujours compte.
- La représentativité ou la calibration des paramètres qui régissent le changement d’échelle dans les modèles utilisés pour le pronostic.
- La qualité et représentativité des mesures de déformation et de déplacement.

Une façon de réduire les incertitudes sur la prédiction de déformations différées d’une enceinte de confinement est d’accumuler les mesures de déformations différées en attendant que le temps passe, tout simplement. Néanmoins, afin de gérer au mieux des investissements significatifs et de mieux appréhender d’éventuels risques à venir en lien avec la sûreté nucléaire, il y a un réel intérêt à améliorer la qualité des prédictions de retrait et de fluage.

Deux constats, l’un assez ancien et l’autre plus récent, nous ont amenés à reconsidérer cette question dans le cadre de ce travail de thèse :

- Le retrait et le fluage dépendent de la quantité d'eau présente dans le matériau, ou « teneur en eau », ce que la plupart des modèles actuels prennent en compte.
- De plus en plus de technologies sont disponibles pour estimer la teneur en eau *in situ* dans les ouvrages en béton (Moreau et al. 2011; Guihard 2018).

L'originalité de notre démarche est de se placer dans un cadre existant, au sein duquel la grandeur d'intérêt est déjà suivie de façon satisfaisante pour décrire le comportement passé de la structure. Nous chercherons à déterminer les conditions nécessaires pour que la connaissance de la teneur en eau du béton permette d'améliorer la prédiction des déformations différées et ainsi d'anticiper le comportement final de la structure. Plus précisément, notre objectif est de répondre à 3 questions :

- Comment quantifier l'apport d'information lié à la mesure de teneur en eau dans le processus actuel de surveillance des enceintes de confinement ?
- Quelle incertitude-cible préconiser pour la mesure de teneur en eau, dans ce même contexte ?
- Quelle est l'influence de la distribution spatiale d'éventuels capteurs de teneur en eau sur la prédiction des déformations différées d'une enceinte en béton ?

Nous avons fait le choix de nous placer dans la perspective de la surveillance opérationnelle des ouvrages ou du « SHM » précédemment introduit. Par conséquent, la connaissance de l'ouvrage est principalement extraite d'un système de mesure, installé à demeure ou mis en place temporairement pour une inspection ponctuelle. On exclut volontairement une bonne partie des résultats qui pourraient être fournis par des essais en laboratoire, bien qu'ils constituent indéniablement une source d'information pour comprendre le comportement d'un matériau complexe comme le béton. Néanmoins, nous nous sommes placés « du côté du gestionnaire de l'ouvrage », en nous intéressant aux outils classiques de la surveillance opérationnelle d'EDF (reposant en grande partie sur les concepts de régression multilinéaire et d'analyse de variance (Willm and Beaujoint 1967)). A l'instar des systèmes d'auscultation actuels, nous supposons également que la teneur en eau sera mesurée en quelques points de l'ouvrage, sans qu'il soit possible de disposer d'une cartographie détaillée en 2 ou 3 dimensions de la distribution de teneur en eau. Les phénomènes hydriques et mécaniques mis en jeu seront appréhendés à l'échelle de la structure et malgré leur complexité évidente, nous chercherons toujours à utiliser des outils simples et robustes, qui sont compatibles avec les outils et méthodes mis en œuvre dans le cadre d'une surveillance opérationnelle.

Le manuscrit est organisé de la façon suivante :

- Le premier chapitre présente différentes revues de la littérature scientifique et technique sur :
 - Les principaux modèles représentant le séchage, le retrait et le fluage des structures en béton.

- Les chaînes de mesures et les outils d'analyse utilisés par EDF pour suivre le comportement des enceintes de confinement.
 - Quelques expériences d'instrumentation sur ouvrages disponibles pour mesurer la teneur en eau sur des durées allant de plusieurs mois à plusieurs années.
- Le deuxième chapitre propose une démarche simplifiée pour évaluer l'information qu'apporterait la mesure de teneur en eau en complément de la mesure de déformation. Cette approche se base sur la propagation des incertitudes dans différents modèles recalés sur des mesures simulées de déformation et de teneur en eau.
- Le troisième chapitre s'intéresse au développement d'une loi dédiée à la surveillance opérationnelle intégrant la grandeur teneur en eau, au même titre que les grandeurs déformations et température. Cette loi est basée sur l'étude bibliographique du premier chapitre et sera testée sur des mesures provenant du système de surveillance de la maquette VeRCoRs (Masson et al. 2014).
- En utilisant les résultats des chapitres précédents, la quatrième partie met en œuvre une approche, fondée sur une méthode de Monte Carlo, pour estimer l'incertitude que doit respecter la mesure de teneur en eau du béton pour améliorer effectivement la prédiction des déformations d'une enceinte de confinement.
- Outre la proposition d'éléments de réponse aux questions posées, la conclusion est l'occasion de fournir des recommandations pour d'éventuels systèmes de mesure de teneur en eau, avec la perspective de traiter potentiellement d'autres phénomènes physiques que le retrait et le fluage du béton.

1 Etat de l'art sur les déformations différées du béton, la surveillance des enceintes à EDF et la mesure *in situ* de teneur en eau du béton

1.1 Le béton, un matériau poreux et visqueux

1.1.1 Généralités sur le béton et l'eau qu'il contient

Il existe une très grande diversité de bétons. Leur aspect varie selon l'échelle à laquelle on l'observe, comme le montre la Figure 1. Ce constat est à mettre en relation avec la complexité et la diversité du matériau.

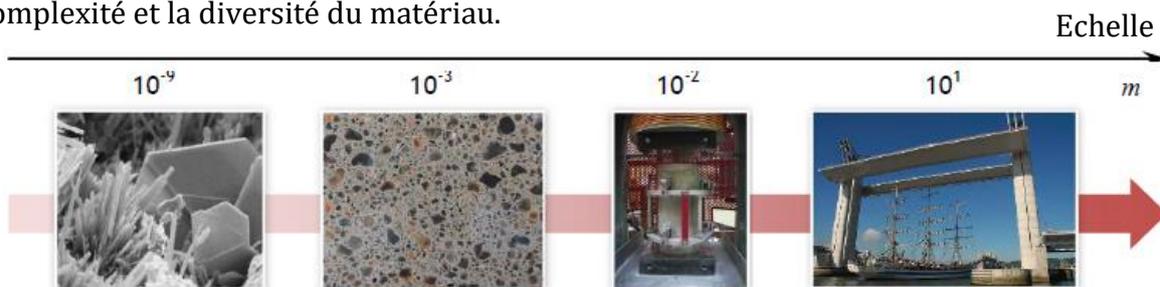


Figure 1. Différentes échelles d'observation du béton de structure (<http://eduscol.education.fr/sti/si-ens-cachan/>).

Le béton est un matériau composite constitué d'un liant, souvent une pâte de ciment durcie, qui agglomère plusieurs types de granulats (gravillons et sable). Ces derniers constituent le squelette rigide du béton (60 à 75% du volume dans un mètre cube de béton). Le liant nécessite de l'eau pour faire sa prise, ce qui fait qu'un béton est constitué d'environ 10 à 20% d'eau en volume. Pour obtenir ou améliorer certaines propriétés rhéologiques, mécaniques ou hydrauliques, des adjuvants ou additions peuvent être ajoutés au mélange.

L'eau intervient à toutes les étapes de la vie d'un matériau cimentaire. Elle joue un rôle fondamental dans la fabrication du béton, en conférant à celui-ci les propriétés rhéologiques d'un liquide (permettant sa mise en œuvre dans les coffrages). Une fois le béton fabriqué, l'eau n'ayant pas été employée dans la réaction d'hydratation va se retrouver en excès dans les pores du matériau. A plus long terme, cette eau va être impliquée dans le vieillissement du matériau via les phénomènes de retrait, fluage, réaction au gel-dégel, pénétration d'agents agressifs, etc.

(Baroghel-Bouny 1994) distingue quatre types de liaison entre l'eau et la pâte de ciment hydratée :

- L'eau chimiquement liée : celle qui rentre dans la composition des hydrates.
- L'eau adsorbée : elle se fixe aux surfaces solides, sous l'action des forces de liaisons de type Van Der Waals ou électrostatique.
- L'eau capillaire : elle remplit le volume poreux au-delà des couches d'eau adsorbée et est séparée de la phase gazeuse par des ménisques. Elle obéit aux lois de la capillarité (Jurin, Kelvin-Laplace, etc.).
- L'eau libre : elle se trouve dans les macropores et n'est pas soumise aux forces d'attraction des surfaces solides et n'est plus influencée par les forces superficielles. Elle peut être assimilée à un cas particulier de l'eau capillaire et est la première à migrer lors du séchage.

Dans ce mémoire, nous emploierons les termes « teneur en eau », « humidité » ou « saturation » pour désigner la quantité d'eau présente dans le béton (voir le glossaire).

1.1.2 Le séchage du béton en condition quasi isotherme

Dans cette section, nous allons aborder une description très succincte des phénomènes impliqués dans la dessiccation des matériaux cimentaires, en mettant en avant le modèle simplifié que nous utiliserons par la suite. Des développements plus complets sont disponibles dans (Mainguy 1999; Bažant 2001; Benboudjema 2002; Sellier and Buffo-Lacarrière 2009; Hilaire 2014).

Le séchage du béton, c'est-à-dire la perte progressive d'eau du matériau créée par un déséquilibre thermodynamique avec son environnement, est un phénomène complexe qui a une influence prédominante sur les déformations différées. Cette complexité est due en grande partie à l'étendue de la distribution des tailles de pore dans la pâte cimentaire et au fait qu'il s'agit d'un matériau non saturé en eau. Ce caractère multiphasique et cette disparité dans les formes et dans les volumes de vide vont se traduire par différents mécanismes de transport et d'interactions entre l'eau, le gaz et la phase solide.

Généralement, l'eau se présente dans la pâte de ciment à la fois sous forme liquide et gazeuse. Le transport de l'eau au sein des pores du béton va dépendre du transport convectif (par perméabilité), de la diffusion, de l'adsorption-désorption (des molécules d'eau sur les grains solides) et de l'évaporation-condensation (Figure 2).

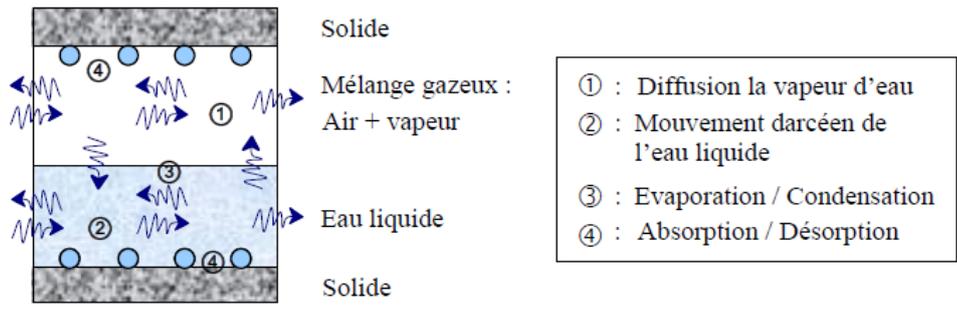


Figure 2. Illustration schématique des différents modes de transports de l'eau dans le béton (Reviron 2009).

On modélise généralement le séchage via une grandeur macroscopique comme la teneur en eau ou l'humidité relative. Si l'on considère un échantillon en béton soumis à une température et à humidité relative externe constantes, le profil teneur en eau dans l'épaisseur évoque la forme caractéristique d'un phénomène diffusif, qu'il est possible de visualiser par exemple par gamma-densimétrie (Baroghel-Bouny 1994; Verdier 2001), comme le montrent la Figure 3 et la Figure 4.

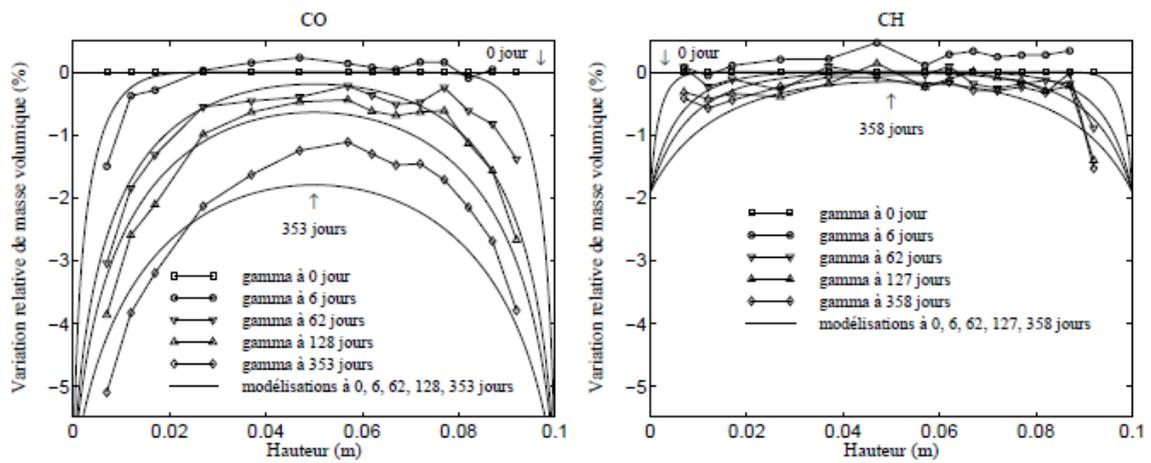


Figure 3. Profils de teneur en eau obtenus par gammadensimétrie (Baroghel-Bouny 1994).

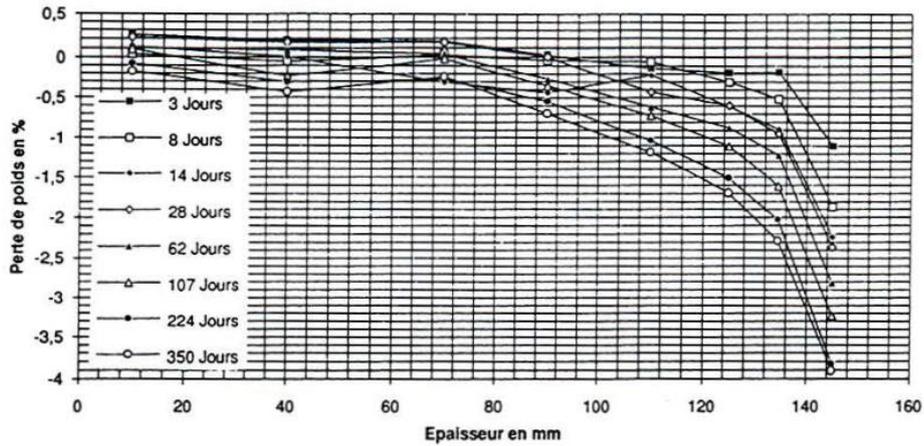


Figure 4. Profils de perte de masse dans l'épaisseur d'une pièce de 30 cm d'épaisseur obtenus par gammadensimétrie (Attolou 1985).

Un autre effet observable est la perte de masse subie par l'échantillon au cours du séchage. Du fait du départ d'eau (Figure 5), la perte de masse $\pi(t)$ s'exprime simplement en fonction de la teneur en eau θ du béton :

$$\pi(t) = \frac{M_0 - M(t)}{M_0} = \frac{\rho_{eau}}{\rho_{béton} \cdot V} \cdot \iiint_V (\theta_0 - \theta(t)) \cdot dV \quad \text{Équation 1}$$

avec M_0 la masse initiale de l'échantillon [kg], $M(t)$ la masse actuelle de l'échantillon [kg], $\rho_{béton}$ la masse volumique du béton [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$], V le volume de l'échantillon [m^3].

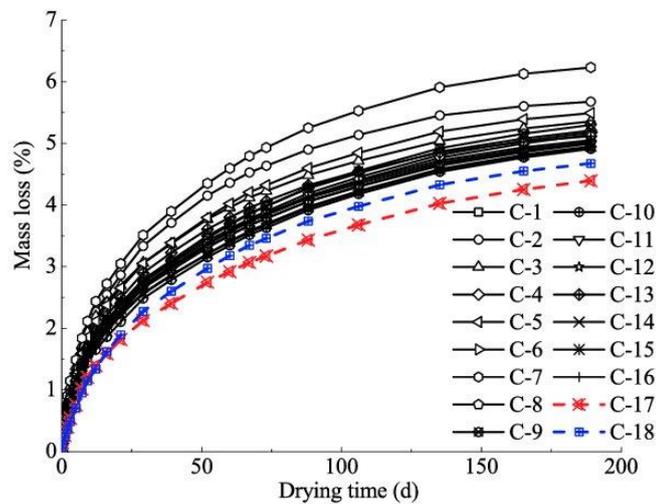


Figure 5. Courbes de perte de masse en fonction du temps pour différents bétons (Li and Li 2018).

L'affinité de l'eau avec la matrice solide et les propriétés du réseau poreux d'un béton font que le séchage est un phénomène très lent. Ainsi, compte tenu de son épaisseur, une paroi d'enceinte de confinement mettrait sans doute plusieurs siècles pour atteindre l'équilibre avec son environnement et « sécher à cœur ».

La littérature abonde en modèles de séchage pour milieux poreux (Verdier 2001). Dans le cadre de notre travail, suivant des choix guidés par la simplicité et la robustesse, nous optons pour une modélisation simplifiée du séchage, suffisante dès lors qu'on s'intéresse à la perte de masse ou à l'évolution de teneur en eau. En faisant l'hypothèse que le transport n'est influencé ni par la déformation, ni par la fissuration, on peut se ramener à une unique équation de diffusion non linéaire de la teneur en eau libre (Granger 1995). Selon cette approche, l'équation régissant le séchage dans un espace monodimensionnel et l'évolution de la teneur en eau θ à travers la paroi s'écrit :

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} - \nabla(D_{eq}(\theta) \cdot \nabla \theta) = 0 \quad \text{Équation 2}$$

avec θ la teneur en eau [%] et $D_{eq}(\theta)$ le coefficient de diffusion équivalent [$\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$] qui dépend non-linéairement de θ .

Suivant Granger (Granger 1995), nous avons adopté le coefficient de diffusion proposé par Mensi (Mensi, Acker, and Attolou 1988).

$$D_{eq}(\theta) = A \cdot \exp(-B \cdot \theta) \quad \text{Équation 3}$$

A et B étant des constantes. Granger considère que la valeur $B = 0,05$ est représentative du séchage des bétons. Quant à nous, nous tenterons d'ajuster simultanément les deux paramètres sur d'éventuelles mesures.

On opte ici pour des conditions aux limites en teneur en eau imposée (type Dirichlet), représentant la teneur en eau du matériau en équilibre avec l'humidité relative extérieure. Cette représentation des conditions aux limites n'est pas la plus réaliste (Mensi suggère une condition d'échange en paroi), mais Granger reconnaît que l'écart entre les deux approches est relativement peu significatif. La condition aux limites de type Dirichlet est jugée suffisante pour l'objectif poursuivi ici.

1.1.3 Le retrait et le fluage du béton

1.1.3.1 Rapide aperçu des aspects phénoménologiques

Suivant une description conventionnelle (Neville, Dilger, and Brooks 1983), les déformations différées du béton sont séparées en quatre composantes :

- Deux composantes indépendantes du chargement :
 - Le retrait endogène, associé à l'auto-dessiccation et à la prise. L'eau n'est pas échangée avec l'environnement, mais elle est consommée par les réactions chimiques dans le béton. Ceci se traduit par une baisse de la teneur en eau du béton à masse constante, associée à une diminution du volume global du matériau. Le retrait endogène n'est pas d'un intérêt primordial pour la surveillance des enceintes de centrales nucléaires. En

effet, il est d'une amplitude modérée et il ne se manifeste quasiment plus au moment de la mise en tension des câbles de précontrainte, plusieurs années après le coulage du béton. Nous négligerons donc le retrait endogène dans la suite de cette étude.

- Le retrait de dessiccation, qui est associé à son séchage par échange d'eau avec l'environnement extérieur. Le mécanisme qui engendre le retrait macroscopique accompagné d'une perte de masse.
- Deux composantes de fluage, c'est-à-dire de déformation différée sous charge :
 - Le fluage propre, qui est la part de déformation différée sous contrainte en l'absence d'échange hydrique avec l'extérieur.
 - Le fluage de dessiccation, qui comprend la part de fluage total non comprise dans le fluage propre, lorsque la structure peut échanger l'eau qu'elle contient avec son environnement.

Schématiquement, on peut résumer les expériences élémentaires qui donnent accès à ces 4 composantes par la Figure 6.

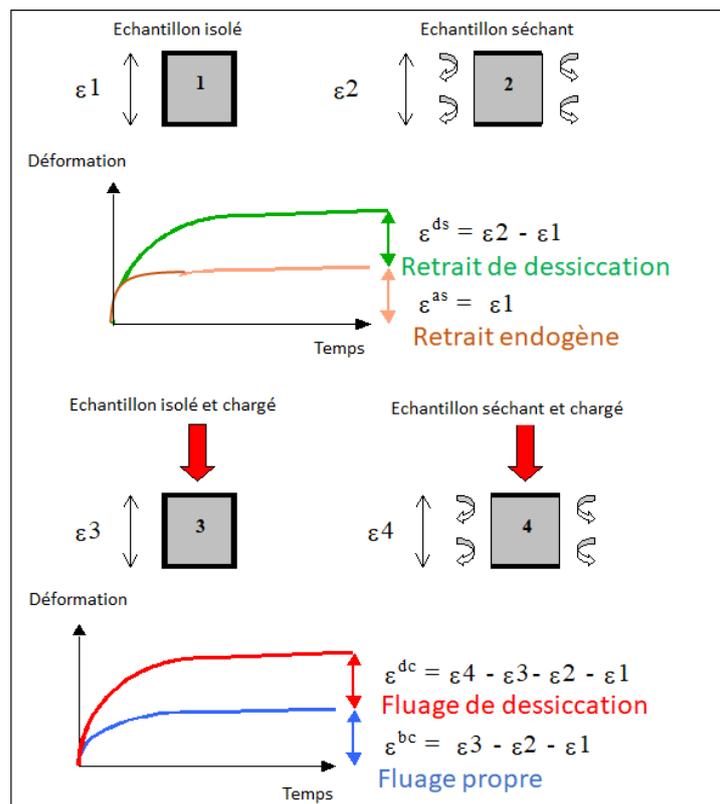


Figure 6. Illustration des 4 composantes de déformation différée du béton.

Ainsi, on peut décrire la déformation différée $\varepsilon_{différée}$:

$$\varepsilon_{différée}(t, t_0, t_s) = \varepsilon_{RE}(t, t_s) + \varepsilon_{RD}(t, t_s) + \varepsilon_{FP}(t, t_0, t_s) + \varepsilon_{FD}(t, t_0, t_s)$$

Équation 4

avec t_0 la date du chargement, t_s la date de fin de cure et de début de dessiccation, ε_{RD} la déformation de retrait endogène, ε_{RD} la déformation de retrait de dessiccation, ε_{FP} la déformation de fluage propre et ε_{FD} la déformation de fluage de dessiccation.

La décomposition de l'Équation 4 suppose qu'il n'y ait pas de couplage entre les différentes composantes, ce qui reste une hypothèse très discutable (Ulm, Le Maou, and Boulay 1999; Acker 2003; Hilaire 2014).

Notons qu'on considère parfois un terme de retrait supplémentaire lié à la carbonatation du béton (Houst 1997). Compte tenu de la cinétique très lente du phénomène au regard des épaisseurs de structure concernées par nos travaux, son effet sera négligé.

1.1.3.2 La modélisation simplifiée du retrait de dessiccation

Des descriptions plus détaillées et des discussions plus argumentées sur les phénomènes de retrait de dessiccation dans les matériaux cimentaires sont disponibles dans (Benboudjema 2002; Hilaire 2014).

1.1.3.2.1 Approche réglementaire du retrait de dessiccation

La distinction des différents retraits dans les codes et règles de calcul est apparue à la fin des années 90 (AFNOR 1999), suite notamment aux travaux de Robert Le Roy (Le Roy 1995) sur les Bétons à Hautes Performances (BHP). L'Eurocode 2 (AFNOR 2007), l'ETC-C (règles de conception pour les réacteurs EPR, (AFCEN 2010)), le Model Code 2010 (CEB-FIP 2010) ainsi que le projet CEOS.fr (« Comportement et Evaluation des Ouvrages Spéciaux – Fissuration – Retrait », (Francis Barré et al. 2016)) ont repris la décomposition associée à l'Équation 4. Dans ces documents, la cinétique de séchage est supposée monotone, et provient d'un ajustement sur des essais de retrait concernant une gamme assez large de formulations de béton. A titre d'exemple, la loi proposée par le projet CEOS.fr est la suivante :

$$\varepsilon_{RD}(t) = \beta_{cd1} \cdot \varepsilon_{cds0}(f_{cm}) \cdot \beta_{RH}(HR) \cdot \beta_{ds}(t - t_s) \quad \text{Équation 5}$$

avec

$$\varepsilon_{cds0}(f_{cm}) = [(220 + 110 \cdot \alpha_{ds1}) \cdot \exp(-\alpha_{ds2} \cdot f_{cm})] \cdot 10^{-6} \quad \text{Équation 6}$$

$$\beta_{RH}(HR) = \begin{cases} -1.55 \cdot \left[1 - \left(\frac{HR}{HR_{eq}} \right)^3 \right] & \text{pour } 40 \leq HR \leq HR_{eq} \\ -1.55 \cdot \left[1 - \left(\frac{HR}{HR_{eq}} \right)^2 \right] & \text{pour } HR \geq HR_{eq} \end{cases} \quad \text{Équation 7}$$

$$HR_{eq} = 72 \cdot \exp(-0.046 \cdot (f_{cm} - 8)) + 75 \quad \text{Équation 8}$$

$$\beta_{ds}^{CEOS}(t - t_0) = \left(\frac{t - t_s}{\beta_{cd2} \cdot 0.035 \cdot h_0^2 + t - t_s} \right)^{0.5} \quad \text{Équation 9}$$

$$h_0 = 2 \cdot \frac{A_c}{u} \quad \text{Équation 10}$$

avec f_{cm} la résistance moyenne du béton [MPa], α_{ds1} et α_{ds2} des paramètres dépendant du type de ciment, A_c l'aire de la section [mm²], u le périmètre de la section exposée à la dessiccation [mm], t le temps courant [jour], HR l'humidité relative (*a priori* externe et supposée constante) [%], et t_s la date de début de séchage [jour]. β_{ds1} et β_{ds2} sont des paramètres gouvernant respectivement l'amplitude et la vitesse de déformation de retrait de dessiccation, à recalculer sur d'éventuelles mesures *in situ* ou en laboratoire.

Notons que l'Eurocode 2 propose un terme β_{ds}^{EC2} de cinétique de retrait légèrement différent du β_{ds} issu du projet CEOS.fr :

$$\beta_{ds}^{EC2}(t - t_0) = \frac{t - t_s}{0.04 \cdot \sqrt{h_0^3} + t - t_s} \quad \text{Équation 11}$$

Le paramètre qui gouverne la cinétique de retrait est lié à l'épaisseur de la structure via le paramètre h_0 . Bien qu'il permette de rendre compte d'une certaine influence de l'humidité relative ambiante sur les déformations différées (Teply, Keršner, and Novák 1996; Yang 2007), cette représentation physique suppose d'une part des géométries simples, d'autre part des conditions externes stables et homogènes. Lorsque ces conditions ne sont pas réunies et que l'on souhaite une estimation plus précise de l'effet des déformations différées, d'autres modèles paramétrés selon la teneur en eau sont disponibles.

1.1.3.2.2 Prise en compte de la teneur en eau

Le retrait de dessiccation est corrélé au départ d'eau contenue initialement dans les pores du matériau ou à la perte de masse d'un échantillon, comme l'illustre la Figure 7.

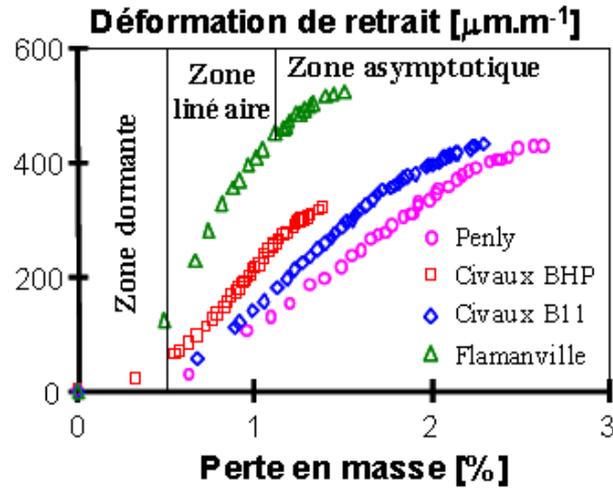


Figure 7. Courbes de retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse d'échantillons de béton d'enceintes EDF (Benboudjema 2002) (d'après (Granger 1995)).

Compte tenu de la morphologie complexe et multi-échelles du réseau poreux des bétons, il n'est pas étonnant de constater que plusieurs « moteurs » sont proposés pour expliquer les observations expérimentales concernant le retrait de dessiccation (Soroka 1979). Néanmoins, nous ne les détaillerons pas ici.

Afin de s'en tenir à des approches simples, nous avons opté comme d'autres (Mensi, Acker, and Attolou 1988; Bažant and Kim 1991; Granger 1995; Benboudjema 2002) pour un retrait de dessiccation du béton $\varepsilon_{RD}(t)$ linéairement lié à la concentration en eau à $C(t)$ ($L.m^{-3}$) l'instant t :

$$\varepsilon_{RD}(t) = k_{dess} \cdot (C_0 - C(t)) = \rho_{eau} \cdot k_{dess} \cdot (\theta_0 - \theta(t)) \quad \text{Équation 12}$$

avec C_0 la concentration initiale en eau dans le béton [$L.m^{-3}$], θ_0 la teneur en eau volumique initiale dans le béton, k_{dess} le coefficient de proportionnalité entre la concentration en eau et le retrait de dessiccation, ce dernier étant identifié dans la zone linéaire de la courbe retrait de dessiccation-perte de masse.

L'Équation 12 ne traduit pas la complexité des phénomènes associés au retrait de dessiccation, notamment la fissuration en peau. Néanmoins, nous considérons cette relation suffisante pour l'objectif que nous nous sommes fixés ici. Sellier et Buffo-Lacarrière proposent une approche semblable (Sellier and Buffo-Lacarrière 2009), dans laquelle on exprime la contrainte induite par les dépressions capillaires en fonction de la teneur en eau :

$$\bar{\Pi}^w = K_{dess} \cdot (p - \theta(t)) \cdot \bar{B}^w \quad \text{Équation 13}$$

avec $\bar{\Pi}^w$ le tenseur de contrainte résultant de l'effet exercé par l'eau interstitielle sur le squelette solide [Pa], \bar{B}^w le tenseur qui modélise la transmission des contraintes

hydriques au squelette [Pa], p la porosité [-] et K_{dess} un paramètre d'ajustement [-]. L'introduction d'un tel formalisme permet de modéliser à la fois le retrait de dessiccation ($\bar{B}^w = \bar{1}$) et le fluage de dessiccation comme nous le verrons plus loin.

Un exemple d'ajustement de modèle de retrait de dessiccation sur des données expérimentales est fourni Figure 8.

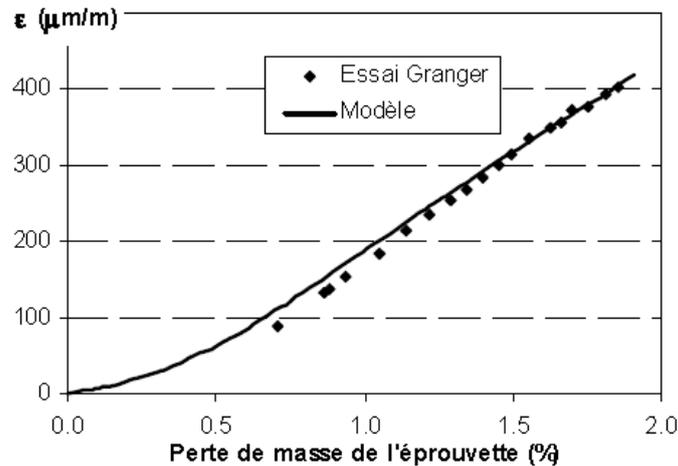


Figure 8. Ajustement d'une courbe de retrait avec un modèle de retrait de dessiccation (Sellier and Buffo-Lacarrière 2009).

1.1.3.3 Modélisation simplifiée du fluage

1.1.3.3.1 Notion de complaisance

Pour exprimer la relation entre une déformation sous charge (incluant déformation élastique et fluage) et la contrainte qui l'engendre, on emploie souvent la notion de complaisance. Celle-ci est définie de façon générale par la formule suivante.

$$\bar{\varepsilon}(t) = J(t, t_0) \cdot \bar{\sigma}(t, t_0) \quad \text{Équation 14}$$

avec $\bar{\varepsilon}(t)$ le tenseur de déformation à l'instant t , $J(t, t_0)$ le tenseur de complaisance dépendant de t_0 , la date de chargement, et $\bar{\sigma}(t, t_0)$ le tenseur des contraintes. Dans le cas de contraintes uni-axiales, le tenseur peut être remplacé par une fonction de complaisance.

$$\varepsilon(t) = J(t, t_0) \cdot \sigma(t, t_0) \quad \text{Équation 15}$$

Souvent, et notamment dans les approches de dimensionnement et les codes de calcul, on exprime la complaisance en fonction du module d'Young $E(t_0)$ [Pa] à la date du chargement et d'un coefficient de fluage $\varphi(t, t_0)$:

$$J(t, t_0) = \frac{1 + \varphi(t, t_0)}{E(t_0)} \quad \text{Équation 16}$$

On obtient la déformation de fluage par la formule :

$$\varepsilon_{\text{fluage}}(t) = \frac{\varphi(t, t_0)}{E(t_0)} \cdot \sigma(t) \quad \text{Équation 17}$$

Ces relations sont établies formellement dans le cadre de la viscoélasticité non vieillissante (Salençon 1983). Elles ne sont valables en théorie que pour des chargements inférieurs à 50% de la résistance moyenne d'un béton, ce qui est le cas des enceintes de confinement.

1.1.3.3.2 Les mécanismes liés au fluage propre

Le fluage propre correspond à la part de déformation différée du béton sous chargement imposé, en l'absence de dessiccation et en ayant ôté la déformation élastique. Des descriptions plus détaillées et des discussions plus argumentées du phénomène fluage propre dans les matériaux cimentaires sont disponibles par exemple dans (Benboudjema 2002; Hilaire 2014).

Avant de décrire succinctement quelques mécanismes avancés pour expliquer le fluage propre, rappelons quelques-unes de ses caractéristiques principales :

- Une dépendance à la teneur en eau : un béton sec ne flue quasiment pas en compression (Acker 1988; Tamtsia and Beaudoin 2000), voir Figure 9.
- Les mécanismes de fluage se produisent essentiellement dans la pâte de ciment, les granulats ne fluant quasiment pas.
- Une dépendance linéaire entre contrainte et déformation, jusqu'à un certain niveau de contrainte.
- Une réversibilité ou recouvrance partielle : la suppression de la contrainte n'entraîne pas une annulation complète des déformations de fluage propre.
- L'influence de l'âge de chargement ou vieillissement : plus un béton est chargé tardivement, moins l'amplitude de déformation de fluage propre est importante.

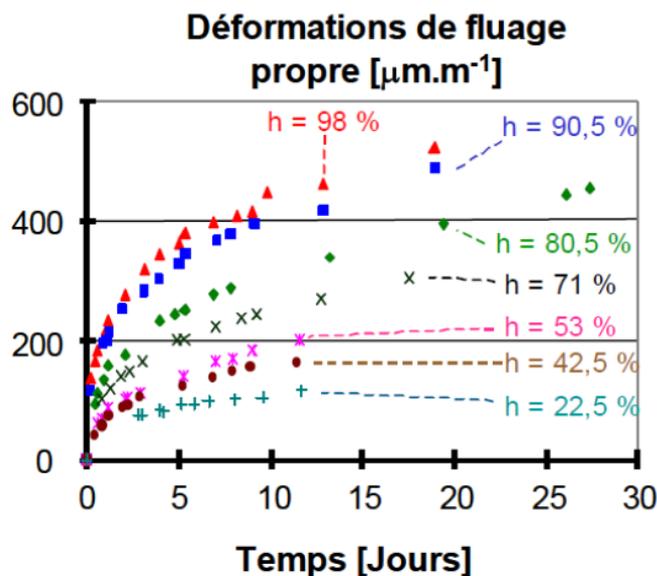


Figure 9. Fluage propre à différentes humidités relatives (Benboudjema 2002).

L'analyse de la cinétique de la déformation de fluage propre des pâtes de ciment et des bétons met en évidence deux cinétiques de comportement :

- À court terme (quelques jours après le chargement), la cinétique de la déformation de fluage propre est rapide. Cette déformation est en partie réversible. Plusieurs théories tentent d'expliquer ce phénomène, dont la plupart sont évoquées dans (Benboudjema 2002).
- À long terme, la déformation de fluage propre est caractérisée par une cinétique très lente. Le comportement semble non asymptotique et irréversible, et tendrait vers une fonction logarithme du temps (Le Roy 1995; Acker and Ulm 2001; J. M. Torrenti and Le Roy 2015).

Pour visualiser l'effet de ces deux cinétiques, on peut tracer la dérivée de la complaisance en fonction du temps (Figure 10). On constate que l'ensemble des courbes tend vers une fonction inverse du temps lorsque celui-ci augmente. D'autres auteurs proposent d'ajuster la dérivée de la complaisance à long terme à des lois en puissance du temps (Bažant and Chern 1984; Z. P. Bazant and Baweja 2000).

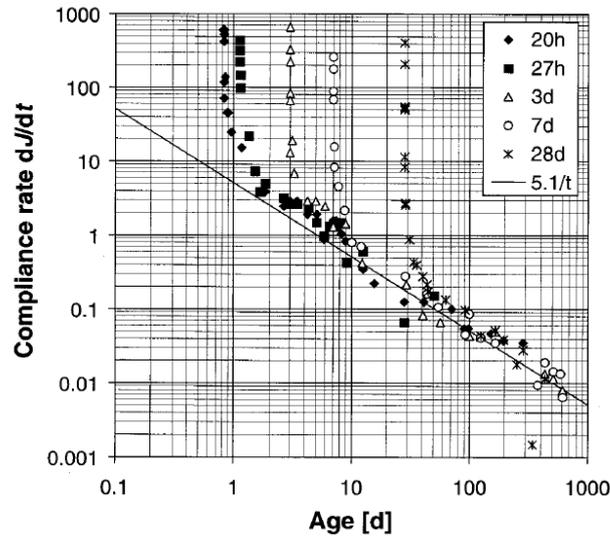


Figure 10. Dérivée de la complaisance de fluage par rapport au temps pour différents âge de chargement (Le Roy 1995; Acker and Ulm 2001).

Cette observation justifie une forme de la complaisance en logarithme ou en puissance du temps. D'autres travaux font état de ce type de relation que ce soit à l'échelle du béton (Brooks 2005; Zhang et al. 2014; J. M. Torrenti and Le Roy 2015; Laurent Charpin et al. 2018; Le Roy, Le Maou, and Torrenti 2017) ou celle de la pâte de ciment analysée par nano-indentation (Vandamme and Ulm 2009; J. Torrenti et al. 2014; Frech-Baronet, Sorelli, and Charron 2017). L'hypothèse d'un fluage non asymptotique semble cohérente avec la Figure 11 montrant des déformations mesurées sur trois enceintes à double parois du parc EDF. Notons que ces courbes concernent les déformations totales (fluage et retrait) et non uniquement le fluage propre.

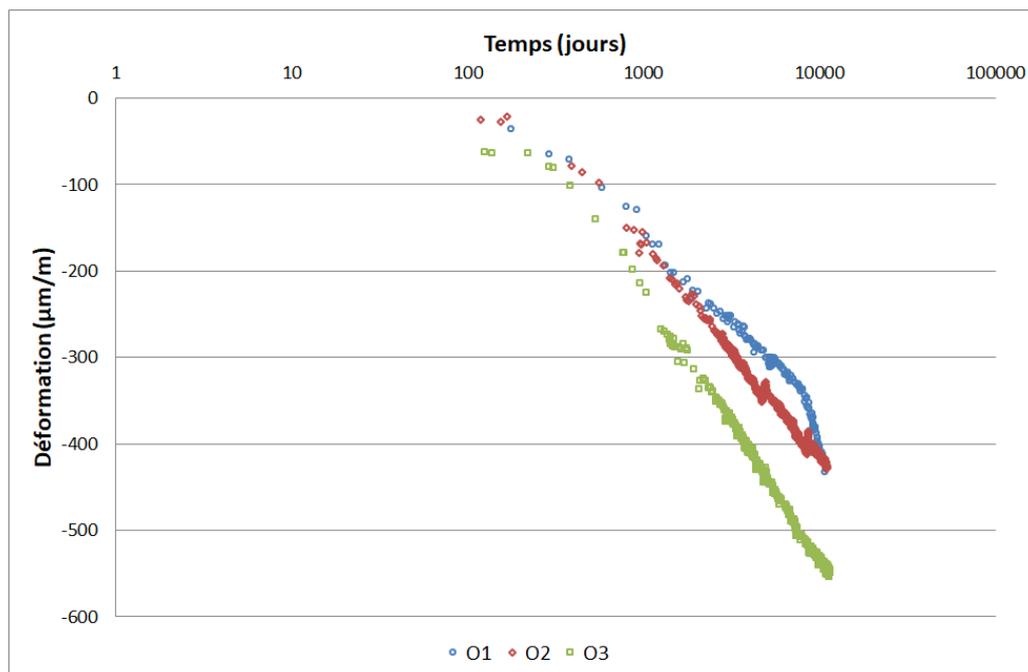


Figure 11. Déformations de 3 enceintes selon une échelle temporelle logarithmique.

Une loi en logarithme du temps semble ainsi assez adaptée à une modélisation du fluage propre d'une enceinte de confinement, voire de la totalité des déformations différées à long terme.

1.1.3.3.3 Quelques approches disponibles pour modéliser le fluage propre du béton

Cette section présente une revue des différentes approches dont l'ingénieur dispose pour estimer les déformations de retrait et de fluage du béton.

Compte tenu de leur place dans les analyses d'ingénierie, les approches réglementaires et codifiées sont d'abord évoquées, même si le lien entre déformation et teneur en eau est rarement explicité. Enfin, nous passerons en revue des modèles plus physiques qui intègrent l'état hydrique du béton.

1.1.3.3.3.1 Approche réglementaire du fluage propre

Les différents modèles règlementaires introduisent généralement l'influence de l'humidité du béton via deux facteurs :

- L'humidité extérieure moyenne.
- Un paramètre homogène à un rayon de séchage (rapport entre une surface de section et son périmètre qui est exposé au séchage).

A titre d'exemple présentons le coefficient de fluage propre associé au Model Code 2010 (CEB-FIP 2010)

$$\begin{aligned} \varphi_{bc}^{MC2010}(t, t_0) &= \beta_{bc}(f_{cm}) \cdot \beta_{bc}(t, t_0) && \text{Équation 18} \\ &= \frac{1.8}{(f_{cm})^{0.7}} \cdot \ln \left(\left(\frac{30}{t_{0,adj}} + 0.035 \right)^2 \cdot (t - t_0) + 1 \right) \end{aligned}$$

$$t_{0,adj} = t_{0,T} \cdot \left(\frac{9}{1 + t_{0,T}^{1.2}} + 1 \right) \quad \text{Équation 19}$$

avec E_{28} le module conventionnel d'élasticité à 28 jours [Pa], f_{cm} la résistance caractéristique [Pa] et $t_{0,adj}$ un temps de chargement équivalent [jour] prenant en compte la nature du ciment via le coefficient α et la température à l'âge du chargement $t_{0,T}$ ajustée selon sa maturité. On remarque que cette formule ne fait pas intervenir de terme relatif au séchage ou à l'ambiance externe du béton.

Le projet national CEOS.fr (Francis Barré et al. 2016) s'est inspiré de Model Code 2010 en adaptant l'approche réglementaire aux structures épaisses. La fonction de fluage a une forme proche de l'Équation 18. L'originalité de l'approche consiste là encore à autoriser un recalage éventuel sur des mesures in situ, en jouant sur l'amplitude via un coefficient β_{bc1} et sur la cinétique via un coefficient β_{bc2} . L'Équation 18 devient

$$\varphi_{bc}^{CEOS}(t, t_0) = \beta_{bc1} \cdot \frac{1.8}{(f_{cm})^{0.7}} \cdot \ln \left(\left(\frac{30}{\beta_{bc2} \cdot t_{0,adj}} + 0.035 \right)^2 \cdot (t - t_0) + 1 \right) \quad \text{Équation 20}$$

1.1.3.3.2 Le modèle du LMDC (2009)

Partant de certaines réflexions de (Acker 2003) sur le lien entre hydratation, retrait et fluage du béton, l'équipe du LMDC à Toulouse a développé depuis plusieurs années une modélisation relativement simple du fluage et en particulier du fluage propre (Sellier and Buffo-Lacarrière 2009; Sellier et al. 2012; Sellier et al. 2016).

Le modèle rhéologique de (Sellier et al. 2016) est présenté Figure 12. Il se fonde sur une approche poro-mécanique dans laquelle l'effet des dépressions capillaires est représenté par la contrainte hydrique $\bar{\Pi}^w$ réduite à un scalaire (Équation 13), à laquelle s'ajoute une contrainte effective qui agit sur le squelette, dont la viscosité est représenté par une chaîne de Kelvin et une chaîne de Maxwell montées en série.

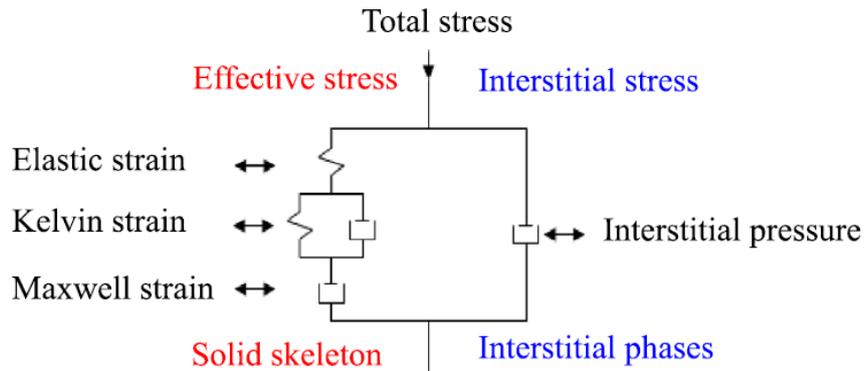


Figure 12. Modèle rhéologique proposé par (Sellier et al. 2016).

La notion de consolidation est utilisée pour faire évoluer la viscosité de l'amortisseur de l'étage de Maxwell, introduisant ainsi une non linéarité dans le comportement :

$$\eta^M = C_c \cdot \eta^{M_0} \quad \text{Équation 21}$$

avec η^M est la viscosité du béton et η^{M_0} la viscosité initiale. Dans le cas d'un comportement monodimensionnel, le coefficient de consolidation C_c s'écrit :

$$C_c = \frac{1}{k} \cdot \exp \left(\frac{1}{k} \cdot \left\langle \frac{\varepsilon^M}{\varepsilon^E} \right\rangle^+ \right) \quad \text{Équation 22}$$

avec k le coefficient de fluage qui gère la vitesse de fluage, ε^E la déformation de l'étage élastique et ε^M la déformation de l'étage de Maxwell.

Sellier (Sellier et al. 2016) propose de tenir compte de l'effet de la teneur en eau sur le fluage propre en multipliant le coefficient C_c par la saturation en eau (Équation 23).

$$k = k_{ref} \cdot S_l \quad \text{Équation 23}$$

Dans le cas d'un chargement et d'un environnement parfaitement stables, on obtient la formule analytique suivante pour la déformation de fluage propre permanent (étage de Maxwell).

$$\varepsilon^M = \varepsilon^E \cdot k_{ref} \cdot \ln\left(1 + \frac{t - t_0}{\tau_{ref}^M}\right) \quad \text{Équation 24}$$

avec τ_{ref}^M un paramètre à recalculer.

La forme de l'Équation 24 fait écho à certains constats établis au paragraphe 1.1.3.3.2 concernant l'allure logarithmique du fluage propre à long terme.

L'approche du LMDC montre que des considérations relativement simples sur les mécanismes supposés du fluage propre permettent d'aboutir à une description du comportement à long terme cohérente avec les données de la littérature.

1.1.3.3.3 Le modèle *BETON_BURGER_FP* développé par EDF R&D (2012)

EDF a implémenté dans le code aux éléments finis Code_Aster (EDF R&D 2017) un modèle inspiré des travaux du LMDC (Sellier and Buffo-Lacarrière 2009). Ce modèle est brièvement présenté ici. Il sera utilisé dans la Partie 4 pour construire la référence dans la recherche de l'incertitude cible de teneur en eau.

Désigné sous le nom *BETON_BURGER_FP*, il reprend le même modèle rhéologique que celui du LMDC et l'on retrouve une évolution logarithmique lorsque le chargement, la température et l'hygrométrie sont supposés constants. Les différences notables sont :

- La proportionnalité de la déformation de fluage propre avec l'humidité relative du matériau (approche reconduite du modèle de Benboudjema (Benboudjema 2002)).
- La définition du coefficient de consolidation C_c défini par l'équation

$$C_c = \exp\left(\frac{\|\varepsilon^{fi}\|}{\kappa}\right) \quad \text{Équation 25}$$

avec $\|\varepsilon^{fi}\|$ la déformation équivalente irréversible et κ le paramètre matériau qui pilote la vitesse de fluage.

Le modèle de BETON_BURGER_FP est utilisé pour les études d'enceintes de confinement (Foucault, Michel-Ponnelle, and Galenne 2012; Boucher 2016).

1.1.3.4 Le fluage de dessiccation

1.1.3.4.1 Les mécanismes liés au fluage de dessiccation

La définition du fluage de dessiccation n'est pas évidente, et Paul Acker (Acker 1988) reconnaît : « il n'y a pas, aujourd'hui, de définition objective du fluage de dessiccation, car il n'y a pas de fluage propre correspondant à un béton en cours de séchage ». Néanmoins, Laurent Granger (Granger 1995) définit le fluage de dessiccation comme « la part de fluage total, directement liée au départ d'eau et qui apparaît en sus du fluage propre dans une éprouvette qui sèche », soit une sorte de « fluage séchant ».

A l'origine du besoin de définir un fluage de dessiccation, on trouve le constat expérimental suivant : la déformation de fluage d'un béton qui sèche en passant d'une humidité relative externe de 100% HR à 50% HR ne se situe pas entre les courbes de fluage propre établies à ces deux humidités, contrairement à ce que laisserait supposer la proportionnalité de la déformation de fluage propre à l'humidité relative. Cet effet est appelé « effet Pickett » et il est illustré Figure 13.

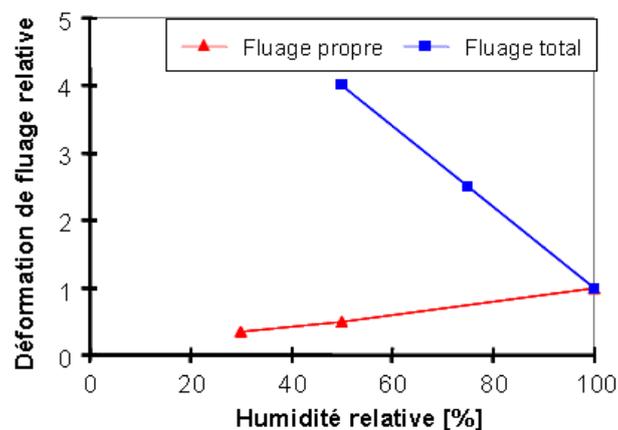


Figure 13. Fluage total et fluage propre à différentes humidités relatives ((Benboudjema 2002) d'après (Acker and Ulm 2001)).

Le fluage de dessiccation apparaît ainsi comme un supplément de fluage lié aux variations de la teneur en eau du béton. On peut établir quelques-unes de ses propriétés :

- Linéarité avec la contrainte appliquée (comme pour le fluage propre).
- Proportionnalité avec la variation d'humidité relative imposée.
- Existence d'une valeur asymptotique, puisque le séchage a nécessairement une fin.

Deux mécanismes sont habituellement avancés pour expliquer le fluage de dessiccation : le fluage de dessiccation structurel et le fluage de dessiccation intrinsèque :

- Le fluage de dessiccation structural est lié à l'état de contrainte non uniforme dans une éprouvette de béton résultant du gradient non linéaire imposé par son séchage. Les gradients de teneur en eau induisent des tractions en peau qui peuvent engendrer une fissuration localisée. La section de l'éprouvette participant au retrait se trouve ainsi réduite et une partie du retrait « potentiel » de l'éprouvette ne s'exprime pas. Ces tractions et la microfissuration qui les accompagne sont diminuées lorsqu'une contrainte est appliquée, ce qui permet un accroissement du retrait de dessiccation et de la déformation différée apparente. Dans le cas des enceintes de confinement, la précontrainte arrive relativement tard par rapport au début du séchage et la fissuration a de fortes chances de s'être déjà produite sans avoir pu être empêchée par la précontrainte (Granger 1995).
- Le fluage de dessiccation intrinsèque est lié à un comportement du matériau lui-même, couplant hygrométrie, fluage propre et contrainte. Les explications disponibles dans la littérature sont passées en revue par Ladaoui (Ladaoui 2010). Ce dernier rappelle les similitudes entre retrait et fluage de dessiccation lorsqu'on compare déformations et perte de masse (Figure 14) : retrait et fluage de dessiccation semblent proportionnels entre eux (Gamble and Parrott 1978) et linéairement liés au séchage Day et al. (Day, Cuffaro, and Illston 1984).

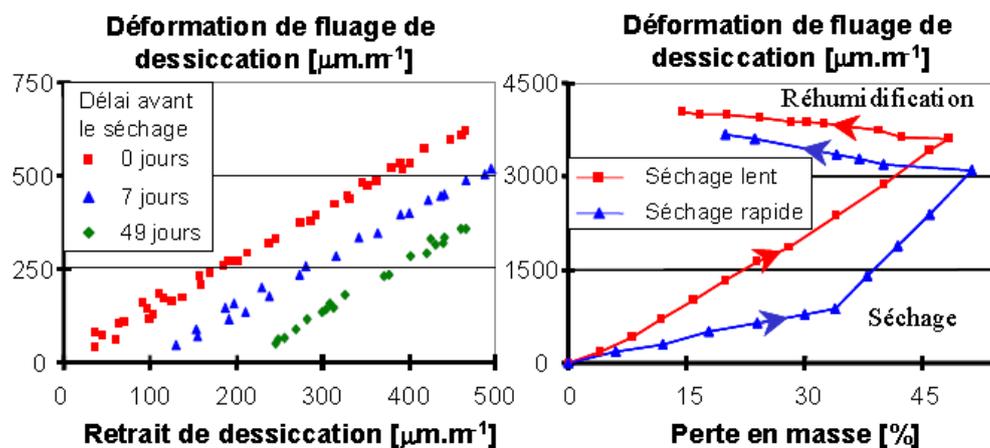


Figure 14. Fluage de dessiccation d'une pâte de ciment en fonction du retrait de dessiccation ((Gamble and Parrott 1978), à gauche) et fluage de dessiccation en fonction de la perte de masse ((Day, Cuffaro, and Illston 1984), à droite) (tiré de(Benboudjema 2002)).

1.1.3.4.2 Quelques approches disponibles pour le fluage de dessiccation du béton

1.1.3.4.2.1 Approche réglementaire du fluage de dessiccation

Comme pour le cas du fluage propre, nous prendrons exemple sur le Model Code 2010 et la partie de sa complaisance relative au fluage de dessiccation.

$$\varphi_{dc}^{MC2010}(t, t_0) = \beta_{dc}(f_{cm}) \cdot \beta_{dc}(t, t_0) \cdot \beta(HR) \cdot \beta_{cd}(t_0) \quad \text{Équation 26}$$

avec

$$\beta_{dc}(f_{cm}) = \frac{412}{(f_{cm})^{1.4}} \quad \text{Équation 27}$$

$$\beta_{dc}(t_0) = \frac{1}{0.1 + (t_{0,adj})^{0.2}} \quad \text{Équation 28}$$

$$\beta(HR) = \frac{1 - \frac{HR}{100}}{\sqrt[3]{0.1 \cdot \frac{h_0}{100}}} \quad \text{Équation 29}$$

$$\beta_{dc}(t, t_0) = \left(\frac{t - t_0}{\beta_{h_0} + t - t_0} \right)^{\gamma(t_0)} \quad \text{Équation 30}$$

$$\gamma(t_0) = \frac{1}{2.3 + \frac{3.5}{\sqrt{t_{0,adj}}}} \quad \text{Équation 31}$$

$$\beta_{h_0} = 1.5 \cdot h_0 + 250 \cdot \alpha_{f_{cm}} \leq 1500 \cdot \alpha_{f_{cm}} \quad \text{Équation 32}$$

$$\alpha_{f_{cm}} = \left(\frac{35}{f_{cm}} \right)^{0.5} \quad \text{Équation 33}$$

$t_{0,adj}$ étant calculé selon l'Équation 19 .

On note que la cinétique du retrait et celle du fluage de dessiccation sont représentées par des fonctions semblables. Néanmoins, l'exposant de la loi du retrait (0,5) est légèrement supérieur à celui de celle du fluage de dessiccation $\gamma(t_0)$ qui varie entre 0.3 et 0.4 (Francis Barré et al. 2016) et le coefficient caractérisant la cinétique varie avec le carré de h_0 pour le retrait et presque proportionnel à h_0 dans le cas du fluage de dessiccation. Les cinétiques sont clairement distinctes dans le Model Code 2010, le fluage de dessiccation étant perçu comme le phénomène le plus rapide.

Le projet CEOS.fr a repris ces équations en ouvrant la possibilité d'un recalage de deux paramètres sur des données d'auscultation via les paramètres β_{dc1} et β_{dc2} utilisés dans les équations suivantes.

$$\varphi_{dc}^{CEOS}(t, t_0) = \beta_{dc1} \cdot \beta_{dc}(f_{cm}) \cdot \beta_{dc}(t, t_0) \cdot \beta_{dc}^{CEOS}(t_0) \cdot \beta(HR) \quad \text{Équation 34}$$

$$\beta_{cd}^{CEOS}(t, t_0) = \left(\frac{t - t_0}{\beta_{dc2} \cdot \beta_{h0} + t - t_0} \right)^{\gamma(t_0)} \quad \text{Équation 35}$$

1.1.3.4.2.2 Modèles de Bazant (1985)

Bazant (Zdenek P. Bazant and Chern 1985) représente l'évolution fluage de dessiccation intrinsèque $\dot{\epsilon}_{FD}$ de la façon suivante, reprise dans nombre de travaux récents (Granger 1995; Benboudjema 2002; Foucault, Michel-Ponnelle, and Galenne 2012; Boucher 2016) :

$$\dot{\epsilon}_{FD} = \lambda \cdot \sigma \cdot |\dot{HR}| = \frac{\sigma \cdot |\dot{HR}|}{\eta_{fd}} \quad \text{Équation 36}$$

avec λ et η_{fd} des paramètres à recalculer et \dot{HR} l'évolution d'humidité relative dans le béton.

Selon cette approche, la déformation de fluage de dessiccation est directement liée à l'évolution de l'humidité relative et donc à celle de la teneur en eau du béton. La liaison déformation – teneur en eau nécessiterait la connaissance de la courbe capillaire du béton (voir glossaire)

1.1.3.4.2.3 Modèle du LMDC (2009)

L'équipe du LMDC de Toulouse (Sellier and Buffo-Lacarrière 2009) suggère que le fluage de dessiccation soit la manifestation d'un accroissement du retrait dû à une meilleure transmission des contraintes hydriques dans le squelette. Les auteurs s'appuient pour cela sur des modélisations numériques prenant en compte la fissuration de la pâte de ciment. Retrait et fluage de dessiccation sont alors perçus comme deux manifestations du chargement hydrique intra-poreux.

Dans l'Équation 13, le tenseur \bar{B} représente cette transmission au squelette solide de la contrainte hydrique $\bar{\Pi}^w$. Contrairement au cas du retrait de dessiccation où il est assimilé à l'identité, l'effet du fluage de dessiccation va être simulé en tenant compte du champ de contrainte $\bar{\sigma}$ selon la formule suivante

$$\bar{B}_l^w = \langle 1 - \frac{\sigma_l}{\sigma_B} \rangle^+ \quad \text{Équation 37}$$

avec σ_B un coefficient à recalculer [Pa]. En cas de contrainte en traction atteignant voire dépassant la valeur du paramètre σ_B , on obtient $\bar{B}_l^w = 0$.

1.1.3.5 Conclusion sur les modèles disponibles pour simuler les déformations différées à l'échelle d'une structure

Notre recherche bibliographique s'est orientée vers des modèles de séchage et de déformations différées adaptés aux études des structures épaisses, en négligeant une représentation explicite de certains effets comme la fissuration du béton.

La simulation du séchage d'une paroi de béton épaisse peut raisonnablement reposer sur un modèle de diffusion non linéaire. Cette approche permet d'assimiler relativement facilement des mesures de teneur en eau *in situ*. Nous utiliserons le modèle de Mensi pour modéliser le séchage. En ce qui concerne le retrait et le fluage de dessiccation, la plupart des modèles relie leur cinétique à celle du séchage, de façon directe (dépendance linéaire à la teneur en eau ou à l'humidité relative) ou indirecte (terme associé à l'épaisseur des pièces dans les formules réglementaires ou assimilées). Enfin, la cinétique de fluage propre peut, sous certaines conditions de chargement et d'ambiance, être raisonnablement représentée par une loi logarithmique notamment à l'échelle de l'ouvrage. Nos propres approches tiendront compte de ces spécificités dans les chapitres suivants.

1.2 La surveillance des enceintes, objets et méthodes

Même si l'auscultation fait partie du processus de surveillance (voir le glossaire), on fait le choix ici d'assimiler la surveillance des enceintes à leur auscultation, puisqu'on s'intéressera essentiellement au comportement à long terme du béton. Pour plus de détails sur les systèmes et les modalités de la surveillance des enceintes de confinement à EDF, on pourra consulter par exemple (Alexis Courtois et al. 2011; Abrishami et al. 2015).

1.2.1 Définition de l'enceinte de confinement, fonction de sûreté et critères de surveillance

1.2.1.1 L'enceinte de confinement

L'ASN donne la définition suivante pour une enceinte de confinement de centrale nucléaire REP (www.asn.fr/Lexique) :

« Également appelée bâtiment du réacteur (BR) l'enceinte de confinement est un bâtiment en béton à l'intérieur duquel se trouvent la cuve, le cœur du réacteur, les générateurs de vapeur ainsi que les principaux auxiliaires assurant la sûreté du réacteur. Elle constitue la troisième des barrières existantes entre les produits radioactifs contenus dans le cœur du réacteur et l'environnement (la première barrière est la gaine du combustible, la deuxième est le circuit primaire). Elle est destinée, en cas d'accident, à retenir les produits radioactifs qui seraient libérés lors d'une rupture du circuit primaire. De ce fait, son étanchéité est particulièrement surveillée. De nombreuses canalisations traversent cette enceinte. Ces vannes, situées de part et d'autre de la paroi de béton, permettent d'obturer chacune des canalisations lorsque les spécifications techniques, les procédures de conduite où la situation exigent l'étanchéité complète de l'enceinte. ».

Au plan de la maintenance des installations, les enceintes se distinguent, comme la cuve, par leur caractère quasi-irremplaçable.

Le principe de fonctionnement d'une centrale est schématisé Figure 15. On peut y voir la disposition de l'enceinte en tant qu'ultime barrière de confinement entourant l'ensemble du circuit primaire principal.

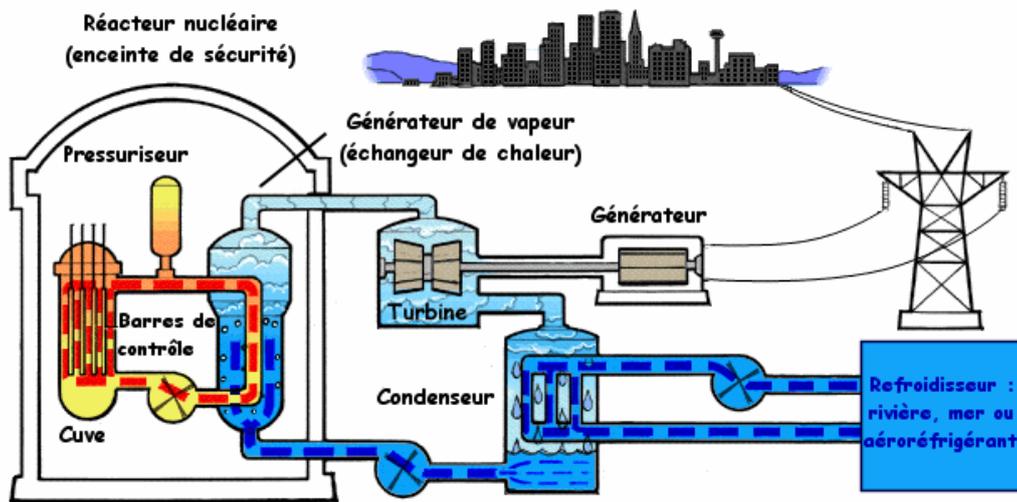


Figure 15. Schéma de principe d'une centrale de production d'électricité nucléaire.

1.2.1.2 Exigences de sûreté

En matière de sûreté, l'enceinte de confinement doit répondre à deux exigences :

- Étanchéité en exploitation et en cas d'accident.
- Résistance mécanique aux agressions internes (accident par perte de refroidissement primaire, ou APRP, par exemple) ou externes (chute de projectile, séisme...).

EDF a fait le choix d'enceintes en béton précontraint (Costaz 1997). La précontrainte est un procédé permettant d'augmenter la résistance des structures. Cette précontrainte est assurée grâce à l'introduction de câbles tendus, comprimant ainsi le béton pour limiter le développement de tractions durant la vie de l'ouvrage (Chaussin et al. 1992). Un schéma montrant le principe du câblage d'une enceinte est présenté sur la Figure 16.

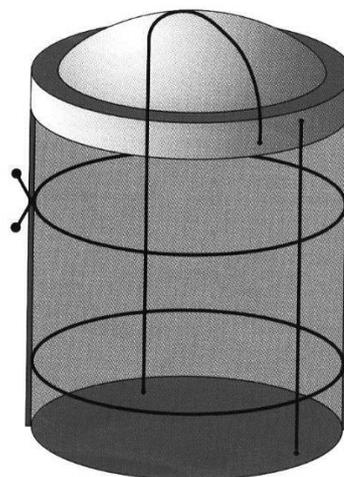


Figure 16. Schéma de principe du câblage de précontrainte d'une enceinte REP d'EDF.

EDF a également choisi de protéger les câbles de précontrainte par du coulis de ciment. Cette option présente des avantages en termes de prévention de la corrosion des armatures et de reprise des efforts par ré-ancrage en cas de rupture d'un câble (Abrishami et al. 2015). Cependant, elle interdit toute opération d'inspection ou de maintenance *a posteriori*, contrairement à la précontrainte injectée à la graisse pratiquée dans d'autres pays.

Entre le début des années 1970 et la fin des années 1990, EDF s'est doté de 58 REP répartis sur 19 sites en France. D'abord construit sous licence Westinghouse, les tranches suivent des évolutions technologiques qu'on regroupe par « palier ». Issu d'une volonté de standardiser la conception des installations, chaque palier est une famille de réacteurs présentant les mêmes caractéristiques technologiques. On compte 5 paliers en exploitation actuellement, en attendant la mise en fonctionnement du 6^{ème} avec Flamanville 3 et la série EPR (European Pressurized water Reactor). On distingue deux conceptions d'enceinte de confinement, présentés par la Figure 17 :

- Les enceintes à simple paroi en béton précontraint avec peau (ou « liner ») métallique (paliers CP0 et CPY, 34 ouvrages). L'enceinte assure le rôle de protection vis-à-vis des agressions internes (accident) et externes (séisme, aléas climatiques, projectiles...)
- Les enceintes à double parois toujours en béton précontraint mais sans peau métallique, l'étanchéité reposant sur celle du béton précontraint et d'un système de collecte des fuites dans l'espace inter-enceintes (paliers P4, P'4 et N4, 24 ouvrages). L'enceinte externe, en béton armé, joue donc un rôle dans le confinement en créant cet espace entre-enceintes mais elle est également dédiée à la protection contre les projectiles externes.

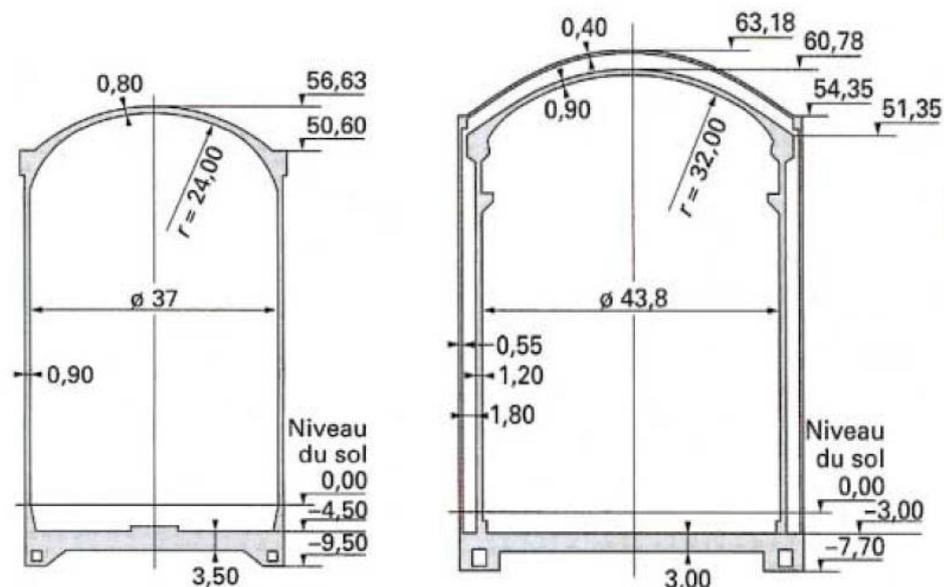


Figure 17. Principales conceptions d'enceinte équipant les REP français en 2019 : enceinte à simple paroi à gauche et à double paroi à droite.

Conformément au principe de défense en profondeur, EDF met en place des mesures et des moyens matériels destinés à assurer à tout moment le respect des exigences de sûreté et des règles générales d'exploitation, depuis la conception jusqu'au démantèlement des installations. A ce titre, les enceintes de confinement sont soumises à un programme de surveillance spécifique, qui prend en compte le caractère non inspectable des câbles de précontrainte et comprenant :

- Des épreuves à la pression d'accident, qui demeurent le test de performance principal de l'enceinte vis-à-vis de l'étanchéité et de la résistance.
- Une auscultation dédiée au comportement de l'enceinte en exploitation.

1.2.1.3 Critères concernant la surveillance opérationnelle

EDF doit vérifier que le comportement d'une enceinte est conforme vis-à-vis des critères suivants :

- En épreuve, lors des essais d'étanchéité décennaux :
 - Dans les zones dites « courantes^{iv} » du fût et du dôme, les courbes des déformations et des déplacements en fonction de la pression doivent être linéaires et réversibles. Les valeurs doivent également être cohérentes avec les résultats des essais précédents et des déformations prédites par les modèles de conception.
 - Les fissures relevées doivent s'ouvrir de façon limitée et se refermer en fin d'épreuve.
- En exploitation, tout au long de l'exploitation :
 - Les déformations et les déplacements différés des zones « courantes » (fût et dôme) doivent suivre l'évolution prédite soit à la conception, soit lors de l'actualisation des calculs par les premières mesures réalisées en début d'exploitation.
 - Les défauts (fissures, corrosion, épaufrures éventuelles, etc) doivent être repérées, suivies, analysées et réparées le cas échéant.

Ainsi, un système d'auscultation a été conçu et mis en place sur les enceintes pour mesurer les déformations et les déplacements, à la fois lors des essais d'étanchéité et en exploitation. Comme pour toute mesure d'extensométrie, les mesures de déformation et de déplacement doivent être complétées par des mesures de température. Enfin, EDF peut être amené à compléter ce système par d'autres dispositifs comme les pots de nivellement hydrauliques pour mesurer la flèche du radier, ou les dynamomètres pour mesurer la force dans certains câbles dont les gaines n'ont pas été injectées au coulis de ciment.

^{iv} C'est-à-dire loin des singularités géométriques susceptibles d'induire des efforts de flexion significatifs, voire des tractions locales.

1.2.2 Capteurs et systèmes d'acquisition utilisés par EDF

A EDF, l'unité en charge de la gestion des capteurs et des mesures d'auscultation des enceintes est la Direction Technique Générale (DTG).

1.2.2.1 Vue d'ensemble d'un dispositif standard

Un dispositif d'auscultation classique des centrales nucléaires d'EDF comporte (Alexis Courtois et al. 2011) :

- Des extensomètres à corde vibrante noyés dans le béton, mesurant les déformations verticales et horizontales de la structure.
- Des thermocouples ou des sondes résistives noyés dans le béton, mesurant la température de ce dernier.
- Des pendules mesurant les déplacements horizontaux le long de la face externe du fût.
- Des extensomètres à base longue, comprenant un capteur de déplacement et un fil en Invar sur toute la hauteur du fût.
- Des dynamomètres pour mesurer la tension dans les câbles verticaux non adhérents (protégés à la graisse, à la différence des autres).
- Des pots de nivellement pour mesurer les déplacements dans le radier.

Chaque capteur peut faire l'objet à la fois d'une mesure dite « manuelle », au plus près du capteur, avec éventuellement un appareil portatif et d'une télémesure « automatique » via une centrale d'acquisition. Cette redondance permet de poursuivre les mesures quand le système de télémesure ne fonctionne pas et de contrôler la qualité des mesures par inter-comparaison entre les deux systèmes.

Nous proposons de décrire plus en avant les capteurs de déformation et de déplacement du fût de l'enceinte, vu leur importance dans l'analyse du comportement de l'ouvrage.

1.2.2.2 Les extensomètres installés sur les enceintes de confinement d'EDF

Les enceintes de confinement sont équipées depuis l'origine par des extensomètres à corde vibrante, dits « témoins sonores », noyés dans le béton précontraint. Sur une enceinte standard, on compte plus d'une trentaine de capteurs de ce type, mais ce chiffre peut monter à plusieurs centaines sur les ouvrages prototypes (ou « tête de série »). L'extensomètre à corde vibrante a connu un vif succès dès les années 1930 (Coyne 1938). Depuis cette date, cette technologie est régulièrement utilisée pour ses qualités de fiabilité, de précision et de robustesse dans le champ de la surveillance des grands ouvrages (Bordes and Debreuille 1984; Choquet et al. 1999; Smith, Brodt, and Stafford 2001; Rosin-Corre, Noret, and Bordes 2012).

Le principe est simple (Mei 2016) et inspirée du fonctionnement des instruments de musique à corde (Figure 18). Ainsi, une corde est tendue entre deux points et le suivi de sa fréquence permet de suivre les variations de tension et de déformation qu'elle subit, via les équations de la dynamique.

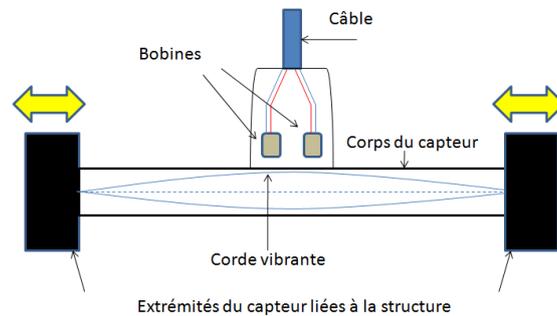


Figure 18. Schéma de principe d'un extensomètre à corde vibrante.

Avant bétonnage, ces capteurs sont posés dans la structure et attachés aux armatures. Sur les chantiers d'enceinte de confinement, la pose est facilitée par le placement des capteurs dans des « cages » d'armatures de faible diamètre, qui rendent le positionnement plus aisé et permettent une protection adéquate pendant le bétonnage (Figure 19).



Figure 19. Capteurs de déformation à corde vibrante conditionné dans leur « cage » (à gauche) pour être placé dans le ferrailage (à droite) (© EDF).

La formule reliant la variation de déformation de la corde $\varepsilon_{méca_corde}$ et les fréquences f_1 et f_2 correspondantes de la corde est la suivante

$$\varepsilon_{méca_corde} = K \cdot (f_2^2 - f_1^2) \quad \text{Équation 38}$$

avec K un coefficient propre au capteur [Hz^{-2}].

Cette déformation est bien celle de la corde. Pour connaître la déformation de la structure, il faut s'affranchir des effets de variation thermique entre les deux états de mesure 1 et 2. Ainsi, en considérant une variation de température $\Delta\theta$ dans la corde pour un coefficient de dilatation thermique de la corde α_{corde} [$^{\circ}\text{C}^{-1}$], la déformation réelle de la structure ou du béton est la suivante :

$$\varepsilon_{réelle} = K \cdot (f_2^2 - f_1^2) + \alpha_{corde} \cdot \Delta\theta$$

Équation 39

Pour tenir compte des variations de température de la structure, il convient de réaliser éventuellement une deuxième correction comme nous le verrons en 1.2.3.2.

L'incertitude des mesures des capteurs noyés à corde vibrante est délicate à estimer, notamment parce qu'il faut tenir compte du milieu d'emploi, lui-même hétérogène et sensible à la température. Néanmoins, (Larive 1997) aboutit à des valeurs d'incertitude relative de l'ordre de 2 à 3% de la valeur lue, en ne considérant que les influences sur la corde seule. EDF (Alexandre Simon et al. 2015) annoncent une variabilité du coefficient extensométrique de l'ordre de 5% pour un capteur noyé dans le béton pendant plusieurs années dans des corps d'épreuves.

Malgré le retour d'expérience satisfaisant sur leur durée de vie et leur faible dérive, il arrive que certains capteurs noyés ne fournissent plus de mesure après plusieurs années ou dizaines d'années de service. Afin de préserver un minimum de points de mesure jusqu'à la fin d'exploitation, EDF a développé des extensomètres de parement posés en surface externe des enceintes (Abrishami et al. 2015). Ce sont des capteurs de déplacement LVDT qui mesurent le déplacement entre deux points reliés par une barre d'un mètre en Invar (Figure 20).

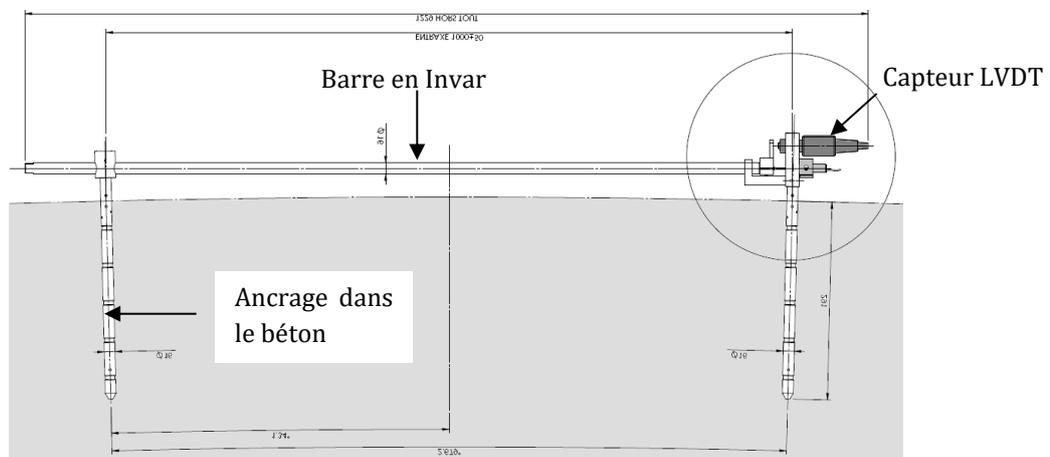


Figure 20. Plan en coupe d'un capteur de parement EDF.



Figure 21. Capteurs de parement installés sur site (© EDF).

Ces capteurs sont accessibles, vérifiables métrologiquement et remplaçables si besoin. Leurs performances métrologiques sont comparables à celles des témoins sonores (entre 10 et 20 $\mu\text{m}/\text{m}$).

1.2.2.3 Les mesures de déplacement par pendules et fils Invar

Les pendules et les « fils Invar » permettent de suivre les déplacements de l'enceinte en différents points, pendant les épreuves ou en exploitation. Ces capteurs donnent des informations globales (variations de diamètre ou de hauteur) qui complètent utilement les informations locales, fournies par les extensomètres, pour établir un diagnostic de santé structurale. De plus, ils introduisent une redondance des systèmes de mesure.

Quatre génératrices du fût de chaque enceinte du parc d'EDF actuellement en exploitation sont équipées de fils Invar et de pendules. Pour les pendules, 3 niveaux sont équipés de tables de lecture en partie basse, à mi fût et en partie haute.

Le principe des pendules est celui du fil à plomb. Un fil est ancré soit en position basse soit en position haute et un appareil de mesure vient contrôler la position du fil dans un plan horizontal au point de mesure (Figure 22). On mesure en fait un déplacement relatif entre l'endroit où la mesure est réalisée et un point supposé fixe. Pour les mesures « manuelle » EDF a opté pour les tables à pointes de visée (Figure 23) qui permettent de repérer la position du fil via un système de recoupement d'axe. Pour les mesures automatiques, EDF utilise un télé-pendule optique (Figure 24). Un exemple de mesure manuelle sur pendule est montré Figure 25.

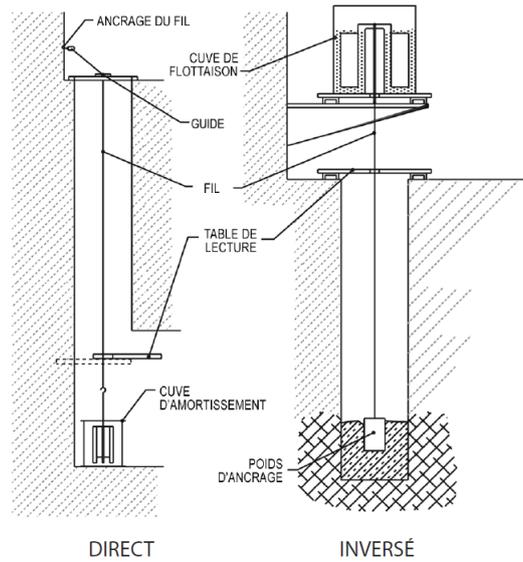


Figure 22. Principe des pendules direct et inversé (© Roctest Ltd).

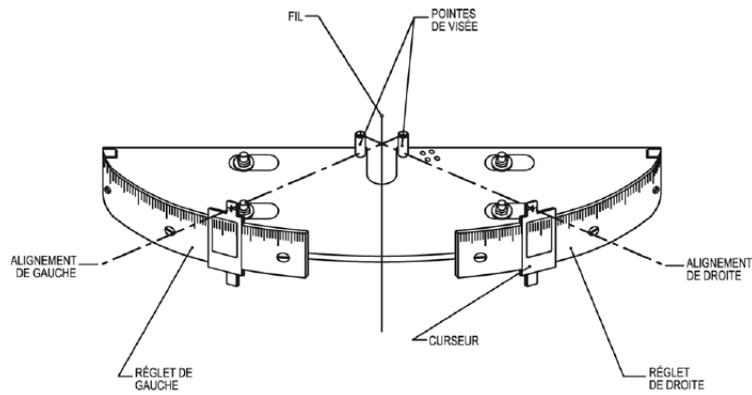


Figure 23. Schéma d'une table à pointe de visée utilisée par EDF (© Roctest Ltd).

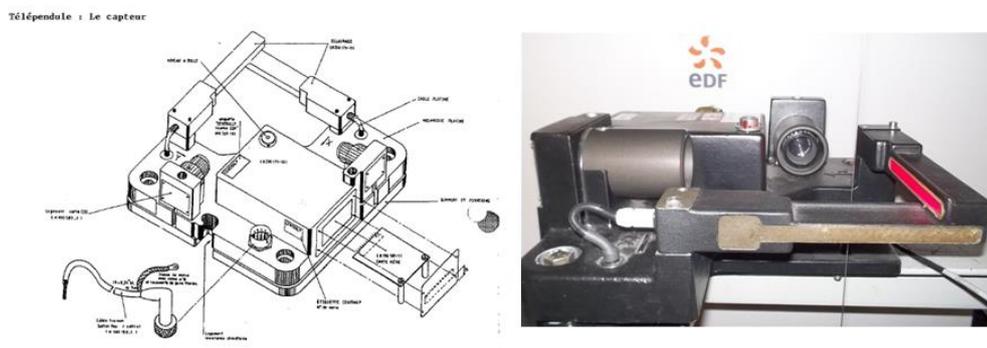


Figure 24. Vues du télépendule optique conçu par EDF dit « SAFTEL TOP » (© EDF).



Figure 25. Lecture manuelle sur un pendule. On distingue la table à pointes de visée ainsi que le télépendule optique situé en dessous (© EDF).

L'incertitude de mesure par pendule est inférieure au millimètre.

Les fils Invar se présentent comme des extensomètres verticaux pourvus d'une base de mesure de plus de 40 mètres. La mesure peut se faire avec un comparateur ou par un capteur LVDT.

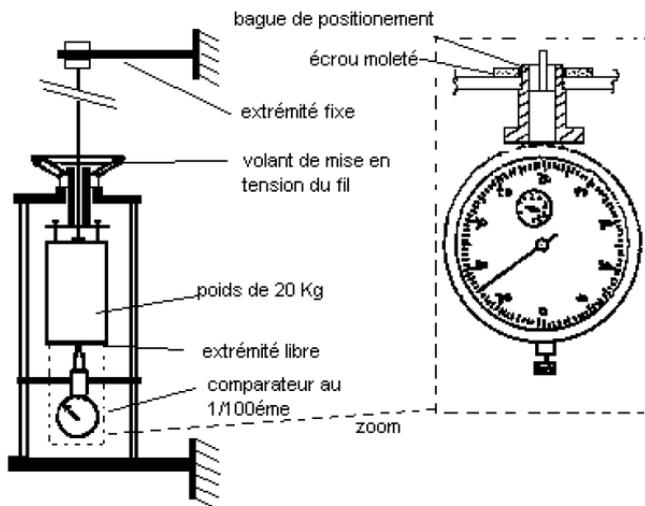


Figure 26. Schéma de principe et vue sur site d'un fil Invar (© EDF).

L'incertitude de mesure par fil Invar est inférieure au millimètre.

1.2.3 Gestion et exploitation de la mesure

1.2.3.1 Principes du traitement de la mesure d'auscultation

Une fois les mesures acquises, il faut les traiter, les exploiter et les archiver. Pour le cas des enceintes de confinement des centrales nucléaires, EDF a mis en place un processus de traitement-validation des mesures qui permet :

- De vérifier la qualité et la cohérence de l'ensemble des mesures de surveillance.
- De procéder à une analyse de premier niveau du comportement de l'ouvrage.
- De traiter l'influence des effets thermiques sur les mesures de déformation et de déplacement.
- De stocker les mesures dans une base de données pérenne.
- D'exploiter ces mesures pour rédiger des rapports périodiques (tous les 2 à 5 ans selon l'ouvrage).
- De prédire, via des modèles adaptés, le comportement en fin de vie de l'enceinte.

Par ailleurs, l'ensemble du matériel d'auscultation est périodiquement contrôlé d'un point de vue fonctionnel et métrologique.

Le traitement des effets thermiques est une étape indispensable, qui prend en compte deux aspects :

- L'effet de la température sur la chaîne de mesure. A priori, cet effet doit être compensé pour obtenir des mesures exploitables, quel que soit l'objectif suivi.
- L'effet de la température sur le comportement de l'ouvrage ausculté, dont on peut souhaiter s'affranchir ou pas, selon l'exploitation que l'on cherche à faire des mesures.

Le premier traitement sera spécifique selon la chaîne de mesure employée. On obtient ainsi une déformation ou un déplacement représentatif de l'état mécanique de la structure. S'affranchir des effets de la température de l'ouvrage nécessite un modèle thermo-mécanique, même simple, selon les objectifs recherchés. Une telle correction n'est jamais parfaite et le processus de correction introduit une incertitude supplémentaire.

La Figure 27 illustre l'effet d'une correction thermique et ces limites. Elle décrit les variations de diamètre d'une enceinte enregistrées par une paire de pendules. La courbe dite « brute » en bleu, intègre les déformations thermiques dont on aperçoit l'effet saisonnier d'amplitude de 3 mm environ crête à crête, alors que la courbe orange, dite « corrigée », en est partiellement affranchie (amplitude résiduelle de l'ordre de l'incertitude de mesure de déplacement).

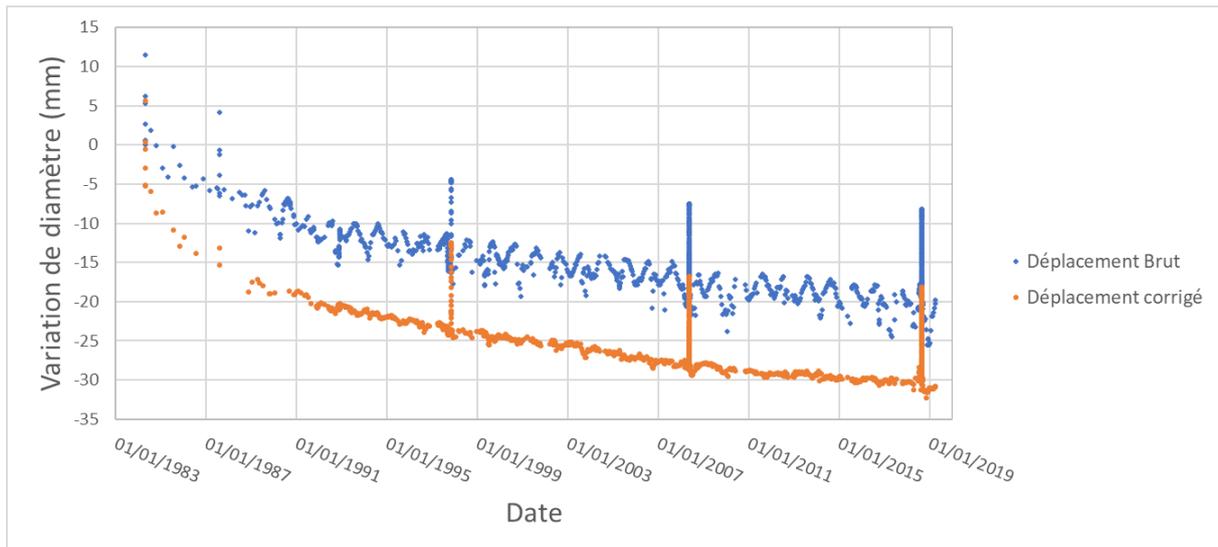


Figure 27. Exemple de séries chronologiques de déplacements brut et corrigé des effets thermiques sur une enceinte.

Plusieurs méthodes sont disponibles pour limiter l'influence des fluctuations thermiques. On se limitera ici à en évoquer deux. A la suite de ces différents traitements, les mesures peuvent être exploitées pour bâtir des analyses du comportement de l'enceinte (Chauvel, Touret, and Barré 2006; F. Barré et al. 2014).

1.2.3.2 Approche déterministe de la correction thermique

Suivant la méthode proposée par des bureaux d'études (Francis Barré 1978), on se base sur un modèle thermo-mécanique simple de l'ouvrage. Pour les enceintes, on suppose que les déformations thermiques moyennes à mi-fût sont libres mais que les rotations des sections sont bloquées. La déformation corrigée est alors donnée par l'Équation 40.

$$\varepsilon_{\text{corrigée_béton}} = \varepsilon_{\text{réelle_capteur}} - \alpha_{\text{béton}} \cdot \Delta T_{\text{moy_béton}} \quad \text{Équation 40}$$

avec $\Delta T_{\text{moy_béton}}$ la température moyenne de la section de béton transverse au capteur considéré.

D'autres formules peuvent être considérées selon les hypothèses de comportement et les conditions aux limites. En pratique, on ajuste le coefficient de dilatation $\alpha_{\text{béton}}$ pour minimiser les fluctuations dues aux cycles thermiques.

1.2.3.3 Approche physico-statistique de la correction thermique

Cette approche a été développée dans les années 1960 par EDF pour le traitement des données d'auscultation des ouvrages hydrauliques. Elle repose sur une régression linéaire multiple (Willm and Beaujoint 1967) et a été améliorée au fil des années (A. Simon et al. 2013; Tatin et al. 2018; De Granrut, Simon, and Dias 2019). Son application aux

enceintes, identifiée par l'acronyme TPT (pour « Temps Pression Température ») est présentée par exemple dans (Martinet et al. 1997). On suppose que la déformation lue est le résultat de la superposition de 3 états principaux :

- Un état dit « irréversible » correspondant à une évolution du phénomène dans le temps, principalement au retrait et au fluage du béton, combinés à la relaxation des câbles de précontrainte.
- Un état « réversible » correspondant à l'effet élastique de la pression interne relative de l'enceinte, P . Ce terme est utilisé uniquement à l'occasion des épreuves décennales d'étanchéité.
- Un état « réversible » lié à la distribution spatiale dans la structure des températures θ , dans l'ouvrage.

L'objet de l'analyse des données est de séparer ces effets, pour centrer l'analyse sur les phénomènes irréversibles caractéristiques du vieillissement, en éliminant les effets réversibles. La méthode d'analyse utilisée repose sur la recherche de corrélations multiples au sens des moindres carrés entre les mesures et un modèle simple à ajuster. Pour des raisons opérationnelles, il est pratique que ce modèle ait une expression algébrique simple dotée d'un minimum de paramètres pour représenter le mieux possible tous les effets susceptibles d'être rencontrés. Le retour d'expérience a permis d'arriver à un compromis entre représentation des phénomènes, simplicité de traitement et parcimonie dans le nombre de paramètres, synthétisé par l'Équation 41.

$$\begin{aligned} \mathcal{E}_{\text{corrigée_physicostat}} &= A + b_1 \cdot \exp\left(\frac{-t}{T_0}\right) + b_2 \cdot t + b_3 \cdot P + b_4 \cdot T_m \\ &+ b_5 \cdot \Delta T + O_{res} \end{aligned} \quad \text{Équation 41}$$

avec A une constante qui rend compte du calage de l'échelle de mesure des phénomènes, et permet de le ramener à une pression et une température de référence, et O_{res} le résidu qui représente les erreurs expérimentales et les effets des causes secondaires négligés par simplification.

Concluons cette section en remarquant que ces méthodes HST ou TPT rentrent dans la familles des techniques prédictives dites supervisées (Tuffery 2012), qui visent à construire des modèles capable de relier des nouvelles observations à des classes connues après avoir observé un certain nombre d'observations. La première étape consiste à définir les paramètres du modèle grâce à une phase « d'entraînement » ou « d'apprentissage », par laquelle l'algorithme détermine les caractéristiques de chaque classe. Dans un deuxième temps, on utilise le modèle pour estimer de nouvelles observations. Il existe d'autres méthodes évoquées rapidement dans le paragraphe suivant.

1.2.4 Aperçu d'autres approches prédictives supervisées

(Tuffery 2012) propose de distinguer :

- Les modèles à base de fonctions mathématiques, comprenant eux-mêmes :
 - Les réseaux de neurones.
 - Les techniques de régression logistiques.
 - Les modèles linéaires généralisés.
- Les approches sans modèles, comme la méthode des K-plus proches voisins (« k-nearest neighbors » ou « k-NN » en anglais).

Les exemples d'application des réseaux de neurones aux ouvrages de Génie civil deviennent populaires depuis quelques années (A. Simon et al. 2013; De Granrut, Simon, and Dias 2019).

Les autres techniques semblent peu utilisées pour le traitement des données d'auscultation des ouvrages de génie civil.

1.3 Quelques tentatives pour suivre la teneur en eau d'ouvrages en béton sur de longues périodes

Dans cette section, nous proposons de passer en revue quelques tentatives d'instrumentation d'ouvrages en béton destinées à en mesurer l'évolution de la teneur en eau sur des périodes relativement longues (plusieurs mois à plusieurs années). Ces expériences concernent essentiellement des systèmes installés à demeure, soit pendant la construction, soit plus tard.

Cette orientation nous amène à plus ou moins écarter de notre revue les diagnostics sur structures de Génie Civil réalisées à l'aide de technologies d'Essais Non Destructifs (END). Il faut néanmoins garder à l'esprit que les END sont indispensables pour caractériser les ouvrages existants et que dans certains cas, ils donnent accès à des grandeurs inaccessibles par une instrumentation noyée. Un panorama des techniques disponibles est disponible dans (Malhotra and Carino 2003; D. Breyse and Abraham 2005). Une synthèse des avancées récentes en France en matière d'END pour les ouvrages en béton est présentée par (J.-P. Balayssac and Garnier 2018).

1.3.1 Panorama des grandeurs mesurées pour estimer la teneur en eau du béton

1.3.1.1 Préliminaire sur la relation entre observables et grandeurs d'intérêt

La teneur en eau, l'humidité ou la saturation du béton ne sont pas directement accessibles par les moyens de mesures actuels. On recourt donc à l'estimation d'autres grandeurs physiques (ou observables) dont on a présumé une relation avec la teneur en eau (qui est la grandeur d'intérêt ou l'indicateur recherché). Cette courbe de « calibration » ou « d'étalonnage » entre observable et indicateur est fondamentale pour obtenir des informations fiables sur l'état hydrique du béton. La plupart du temps, elle est

obtenue expérimentalement, au travers d'essais en laboratoire (Denys Breysse et al. 2018; J.-P. Balayssac and Garnier 2018). Compte tenu des cinétiques de séchage des matériaux cimentaires, cette étape peut s'avérer très longue et assez coûteuse. Toutefois, des résultats récents montrent qu'il est possible de reconstituer numériquement certaines courbes de calibration via des techniques d'homogénéisation et de changement d'échelle, dans lesquelles on se contente de caractériser l'observable pour les différentes phases du béton, ce qui est beaucoup plus rapide (Guihard 2018).

En plus de la calibration, il convient de quantifier l'effet des grandeurs d'influence potentielles sur la mesure, telles que la température (du milieu et de la chaîne de mesure), d'éventuelles rayonnements, la configuration des réseaux d'acquisitions, etc.

Pour faire face à cette relative complexité, il est recommandé d'utiliser plusieurs techniques et de les combiner pour obtenir une meilleure estimation des grandeurs d'intérêt (J. P. Balayssac et al. 2008; J.-P. Balayssac and Garnier 2018).

1.3.1.2 Principaux observables pour la teneur en eau des bétons

La pesée directe est bien entendu inenvisageable pour un ouvrage. Les méthodes qui fournissent des observables au plus proche de la teneur en eau, mettant en jeu une interaction t avec les molécules d'eau ou leurs atomes sont :

- La Résonance Magnétique Nucléaire (RMN) (Kupfer 2006; Orłowsky 2012).
- Les techniques exploitant des rayonnements (gammadensimétrie par exemple, (Attolou 1985; Villain and Thierry 2006)).

Néanmoins ces méthodes sont assez lourdes à mettre en place et ne sont pas encore adaptables aux campagnes d'auscultation régulières sur structures réelles.

Dans l'évaluation des différentes techniques testées dans (J.-P. Balayssac and Garnier 2018), celles qui semblent les plus efficaces pour déterminer le degré de saturation en eau des béton sont fondées sur :

- La mesure de résistivité (Du Plooy et al. 2013; M. Fares et al. 2015).
- La mesure de permittivité diélectrique (Milia Fares et al. 2016), également présentée dans (Guihard 2018).

La mesure de permittivité diélectrique peut se faire par différentes techniques, notamment :

- RADAR (Laurens et al. 2005; Klysz and Balayssac 2007; Villain et al. 2015).
- Sonde capacitive de surface (Bore 2011; M. Fares et al. 2015; Milia Fares et al. 2016).
- Sonde à terminaison coaxiale dite « sonde de bout » (Guihard 2018).

- Sonde capacitive noyée (Paquet 1971; Acker 1992; Khelidj et al. 2001; Baroghel-Bouny et al. 2002).
- Sonde TDR (Time Domain Reflectometry (Bore, Placko, Delepine-Lesoille, et al. 2013; Bore, Placko, Taillade, et al. 2013)).

La pose d'hygromètres noyés ou insérés *a posteriori* est également l'objet de plusieurs publications (Andrade, Sarría, and Alonso 1999; Grasley 2003; Oxfall, Hassanzadeh, and Johansson 2013; Oxfall, Johansson, and Hassanzadeh 2016). On déduit alors la teneur en eau de l'humidité grâce à l'isotherme d'adsorption dite encore « courbe de pression capillaire » (voir glossaire).

Signalons enfin les travaux de l'équipe de l'École Centrale de Lille, qui a développé un capteur de pression de gaz dans lequel la décroissance de pression est suivie pour déduire une valeur de perméabilité apparente au gaz (Liu, Agostini, and Skoczylas 2013). Les capteurs (dits « pulse decay ») sont noyés dans la structure et on peut en déduire la saturation du béton, moyennant la courbe de perméabilité relative au gaz.

Dans les paragraphes qui suivent, nous allons avoir l'occasion de revenir les sondes noyées résistives, capacitives et TDR ainsi que sur les hygromètres et les capteurs « pulse ».

1.3.2 Les premières expérimentations d'EDF (1980-2000)

1.3.2.1 Mesures résistives sur l'aéroréfrigérant de Cruas 2

En 1990, dans le cadre des premières études de durée de vie, EDF a fait appel au CEBTP pour équiper le béton de l'aéroréfrigérant de Cruas 2 de capteurs de température et « d'hygrométrie » (CEBTP 1994). Pour cette application, c'est une sonde résistive à 4 électrodes en laiton de 4 mm de diamètre qui fut choisie (similaire à un dispositif électrique type Wenner en prospection géophysique (Telford et al. 1982)). Trois sondes furent disposées dans l'épaisseur de la paroi, au sein d'une carotte insérée dans la coque comme l'illustre la Figure 28.

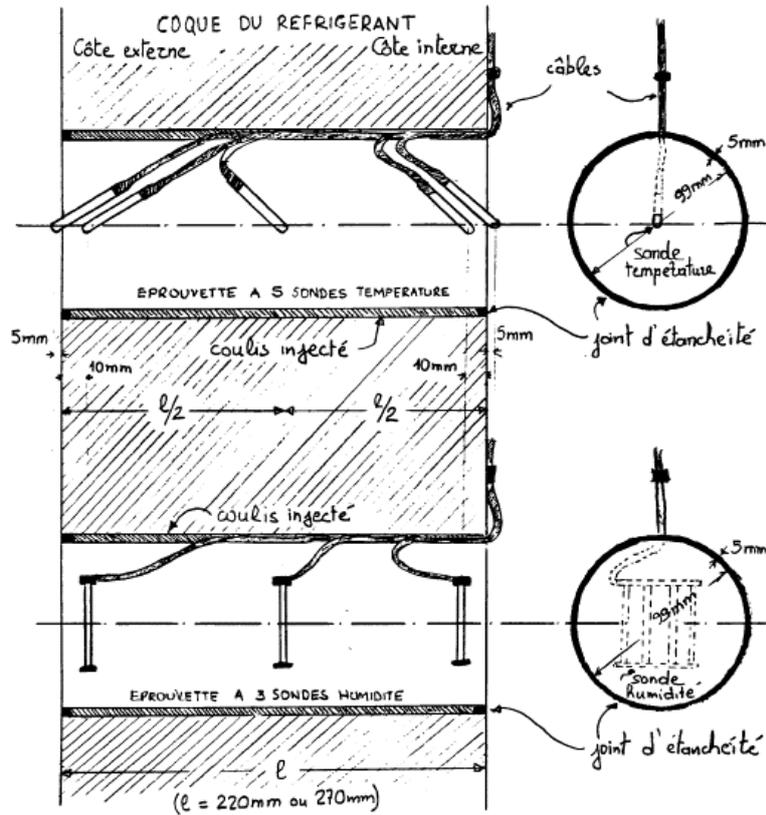


Figure 28. Schéma des dispositifs de mesure de température et d'hygrométrie conçus pour l'aéroréfrigérant de Cruas 2 (CEBTP 1994).

Quatre points de mesure étaient installés coté Sud-Est et Nord-Ouest, à 40 m et 110 m de hauteur. La formule du béton des carottes était dérivée de celle de la coque, en l'adaptant à la présence des sondes (tailles des granulats) et l'espace entre la carotte et la coque a été injecté sur place (Figure 29).



Figure 29. Photo des carottes instrumentées mises en place.

La calibration du système se faisait en deux étapes :

- Une première étape pour établir la relation résistivité mesurée / résistance ohmique d'un mélange eau-dioxane, considéré comme le milieu de référence.
- Une seconde étape pour déterminer la relation résistance ohmique / teneur en eau du béton.

Le CEBTP avançait une incertitude de mesure de 0,35% sur la teneur en eau volumique, mais il n'est pas certain que cette valeur prenne en compte toutes les influences propres à un site industriel.

Ce dispositif ne visait pas à connaître la teneur en eau de la coque, étant donné le temps écoulé entre fabrication et mise en place des carottes. Il s'agissait en fait de suivre les fluctuations de température et de teneur en eau dues aux variations hydriques et thermiques de l'environnement. L'objectif était notamment de mieux appréhender l'effet des cycles marche/arrêt sur les gradients de teneur en eau, une ré-humidification étant envisageable côté intrados quand l'aéroréfrigérant fonctionne.

Un exemple de résultat est présenté Figure 30. L'ensemble des quatre points de mesures répartis sur l'ouvrage fournit des données très similaires. Les courbes paraissent relativement peu bruitées, et montrent un gradient entre l'intrados, le milieu et l'extrados du voile. Même si les tendances sur les trois courbes semblent globalement identiques et dans le sens d'une diminution de teneur en eau, on remarque légère accélération du séchage au bord lors d'un arrêt de printemps (mars avril 1991) alors qu'on observe une certaine stabilité des valeurs, voire une reprise d'humidité, lors de l'arrêt en hiver (septembre 1991 à janvier 1992).

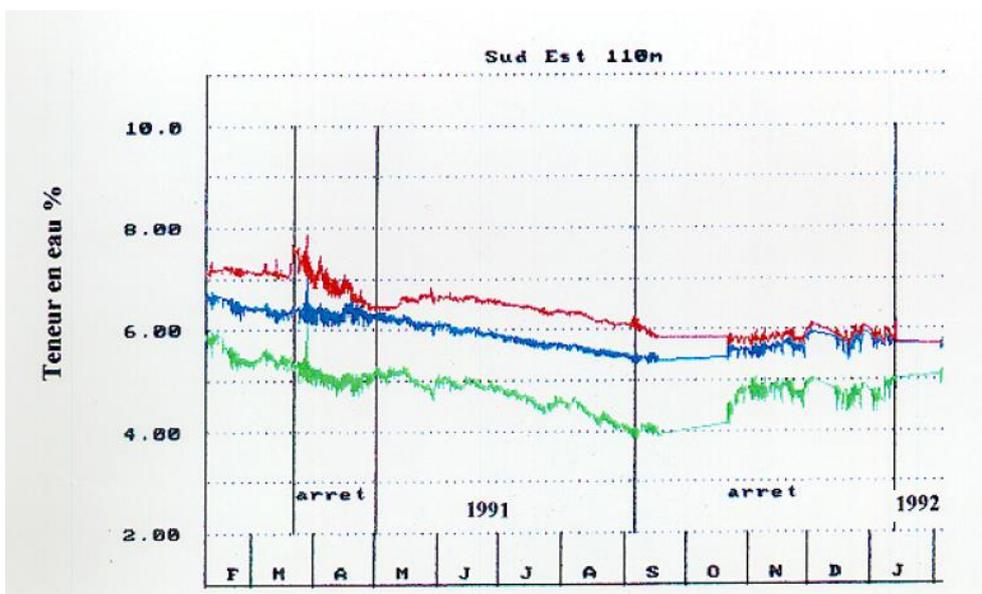


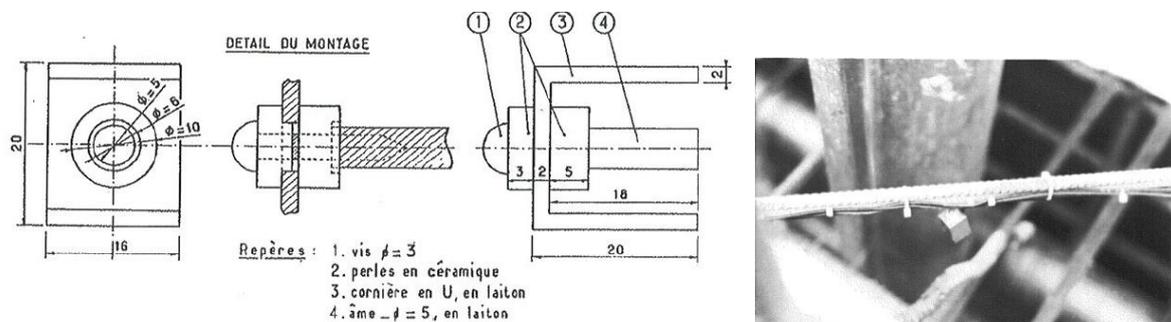
Figure 30. Courbes de variation de teneur en eau en 1991 et 1992 dans les carottes instrumentées du réfrigérant atmosphérique de Cruas 2 situé coté SUD-EST et 110 m (en rouge l'intrados, en bleu le milieu, en vert l'extrados).

Cette expérimentation, assez unique à son époque, a permis d'accéder à des ordres de grandeurs de gradients de teneur en eau. L'instrumentation semble robuste et fonctionnelle et a produit des données assez cohérentes avec la représentation physique qu'on peut se faire du séchage du béton. Néanmoins, l'exploitation des résultats semble avoir été limitée. A notre connaissance, il n'y a pas eu de tentative pour recalibrer un modèle de séchage sur la base de ces mesures. On manque également de recul sur les performances de ce système, notamment à long terme, puisqu'il n'a pas été exploité au-delà de deux ans.

1.3.2.2 Mesure de permittivité sur les enceintes de Paluel 2 et de Civaux 1

Le contraste de permittivité diélectrique entre l'eau (environ 80) et des solides (entre 4 et 9) fait de cette grandeur un observable intéressant pour accéder à la teneur en eau (Kupfer 2006).

Se basant sur l'expérience acquise sur d'autres matériaux de construction, Paquet (Paquet 1971) présente une démarche et un type de capteur adapté au béton. Il s'agit d'un capteur capacitif ressemblant à un condensateur, fonctionnant entre 20 et 100 MHz (Figure 31).



Comme pour les sondes résistives utilisées à Cruas, une calibration en deux étapes établit le lien entre permittivité et teneur en eau.

- D'abord avec une relation permittivité du milieu - impédance mesurée par le système d'acquisition (milieux de référence : acétone et dioxane).
- Puis impédance mesurée - teneur en eau du béton.

Paquet propose une relation entre indices de réfraction (racine carrée de la permittivité) du matériau n , du solide n_s et de l'eau dans le béton en impliquant la teneur en eau volumique θ :

$$n = n_s + \theta \cdot n_e \quad \text{Équation 42}$$

Notons que l'Équation 42 est en fait équivalente au modèle de CRIM (Complex Refractive Index Model, (Tsui and Matthews 1997)).

Paquet considère que l'indice de l'eau dans le béton est significativement différent de celui de l'eau pure à cause de la conductivité et des pertes auxquelles la permittivité est sensible aux fréquences considérées. Paquet suggère de déterminer n_e via des essais destructifs sur des éprouvettes fabriquées dans un béton identique à celle de la structure auscultée.

Le CEBTP a utilisé cette technologie pour instrumenter un bloc de dimensions 1m x 1m x 2m et suivre ses déformations et son séchage sur plusieurs années afin de mieux comprendre le lien entre teneur en eau, retrait et fluage dans les pièces massives (Acker 1992). Cette expérience a permis de mettre en évidence les gradients de teneur en eau (Figure 32).

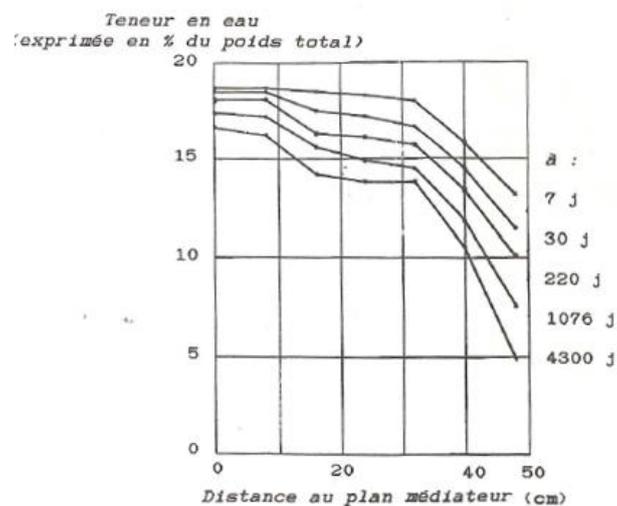


Figure 32. Evolution du gradient de teneur en eau dans une section d'un bloc métrique instrumenté de capteur diélectrique du CEBTP (Acker 1992).

EDF a souhaité que cette technologie équipe les enceintes de confinement de Paluel 2 et de Civaux 1. Les mesures ont été réalisées par le CEBTP. Deux sections ont été instrumentées sur chaque enceinte par une quinzaine de capteurs (levées 2 et 23 pour Paluel, 6 et 23 pour Civaux). Les éprouvettes sacrificielles ont été conservées sur place, dans les conditions environnementales de l'enceinte interne.

Les deux systèmes ont fonctionné pendant près de 30 ans, ce qui est en soi une performance assez remarquable. Toutefois les mesures se sont avérées très dispersées. Le CEBTP a proposé un lissage pour représenter les profils dans l'épaisseur de la paroi, d'abord manuel puis selon un polynôme. Les résultats bruts et lissés sont présentés sur la Figure 33 et la Figure 34.

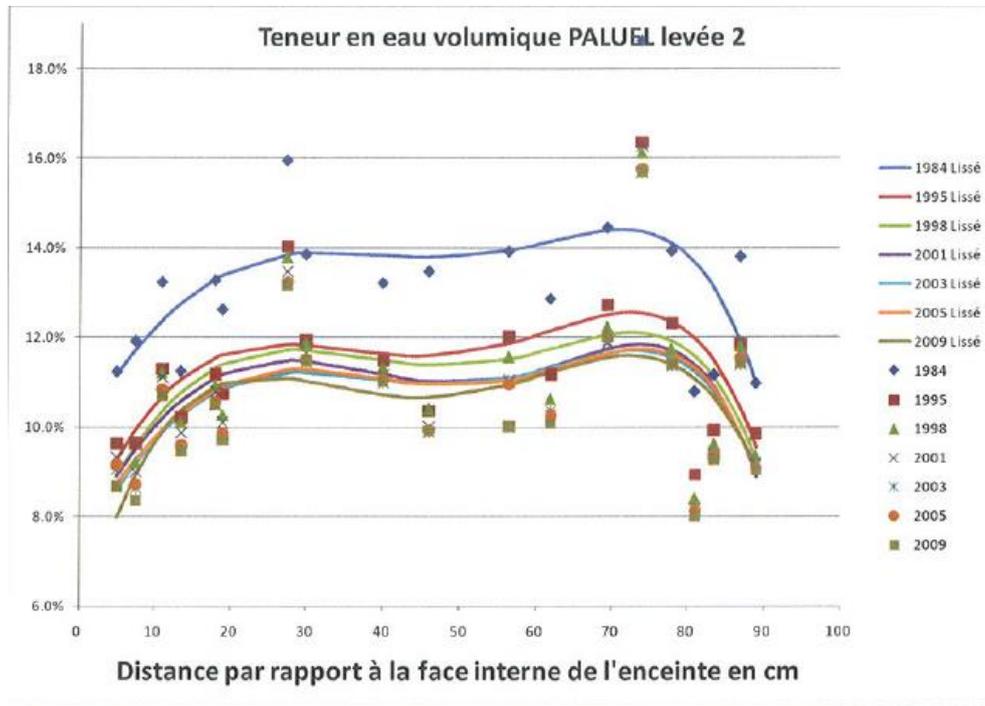


Figure 33. Profils de teneur en eau mesurés par le CEBTP dans la levée 2 de Paluel 2. Mesures brutes (points) et mesures lissées (lignes).

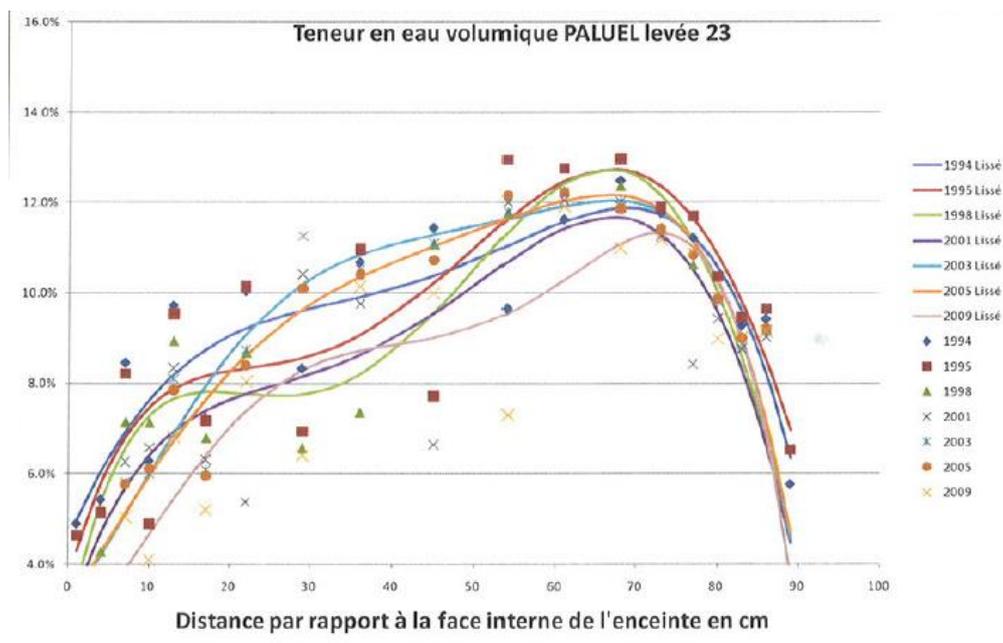


Figure 34. Profils de teneur en eau mesurés par le CEBTP dans la levée 23 de Paluel 2. Mesures brutes (points) et mesures lissées (lignes).

Le CEBTP a fourni à EDF une fourchette d'incertitudes de mesure en 0,80% et 1,65% de teneur en eau. Les valeurs mesurées sont étalées de 4 à 14%, l'incertitude étant d'autant plus forte que la teneur en eau mesurée est faible (CEBTP 2006).

Si l'exploitation des données brutes semble délicate compte tenu de la dispersion, une tentative a été faite pour exploiter les profils lissés. Au sein du bureau d'études Coyne et Bellier, Francis Barré a analysé ces informations pour recaler un modèle de diffusion non linéaire et étudier la cohérence entre les évolutions de teneur en eau et les déformations enregistrées par ailleurs sur les mêmes enceintes (F. Barré 2007). Il en ressort les conclusions suivantes :

- Il est possible de recaler un modèle de séchage de façon acceptable (Figure 35).
- Les teneurs en eau ainsi modélisées peuvent être utilisées via une régression linéaire pour prédire les déformations moyennes du fût. Cette prédiction est en accord avec les extrapolations proposées par Francis Barré pour les déformations (Figure 36).

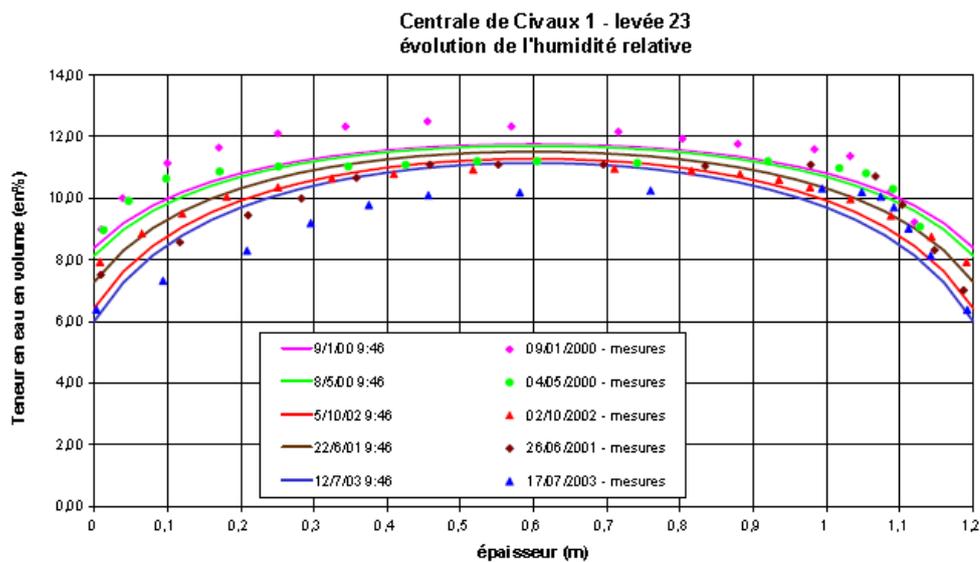


Figure 35. Profils de teneur en eau lissés par le CEBTP (points) et simulés (ligne pleines) dans la levée 23 de Civaux 1 (F. Barré 2007).

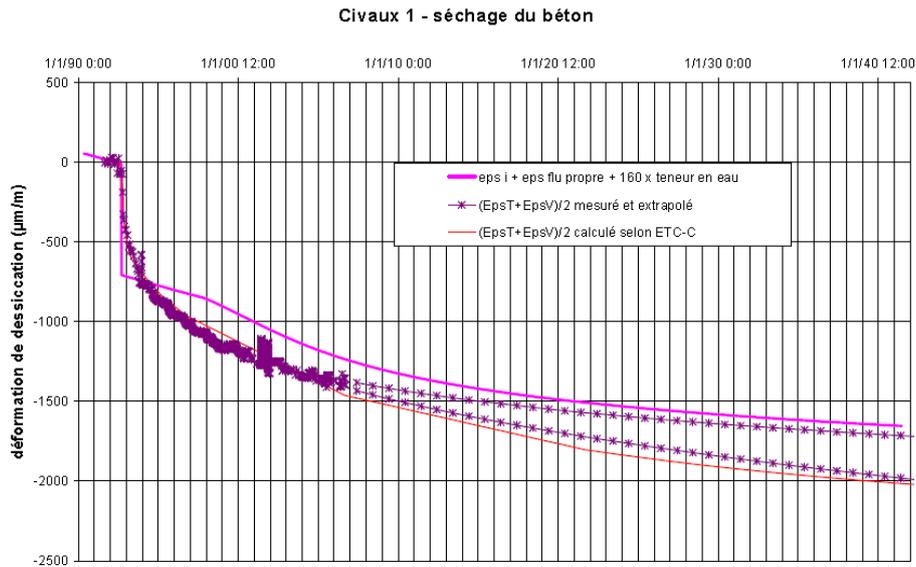


Figure 36. Comparaison entre déformations mesurées, déformations simulées selon différentes lois du temps et déformations ajustées en tenant compte de la teneur en eau mesurés *in situ* (F. Barré 2007).

Les expériences menées entre 1979 et 2010 sur deux enceintes du parc pour estimer les profils de teneur en eau sont finalement instructives quant aux capacités des techniques de mesure de teneur en eau *in situ* et l'exploitation de leurs résultats pour prédire le comportement mécanique. On retiendra notamment que même si les mesures de teneur en eau sont dispersées, leur exploitation n'est pas forcément compromise pour autant, surtout si l'on s'intéresse à leur évolution moyenne pour prédire les déformations.

1.3.3 Les expériences scandinaves

1.3.3.1 Capteurs d'humidité relative installés sur les centrales de Ringhals et Forsmark (Suède)

Oxfall (Oxfall, Johansson, and Hassanzadeh 2016) rapporte une étude réalisée sur les gradients d'humidité au travers des parois des bâtiments réacteurs des centrales de Ringhals et Forsmark (Suède). Le principe est de mesurer l'humidité de l'air au sein d'une cavité creusée dans la paroi, selon des perçages d'environ 18 mm de diamètre et à des profondeurs variant de 2 à 25 cm en différents points à l'intérieur du bâtiment réacteur (enceinte interne et puits de cuve). Les capteurs de température et d'humidité sont utilisés classiquement dans l'industrie, mais mesurer précisément l'humidité dans le béton a nécessité le développement d'un dispositif spécifique qui assure une excellente étanchéité de la cavité de mesurer. Néanmoins, le système reste démontable pour contrôler le capteur (Figure 37).

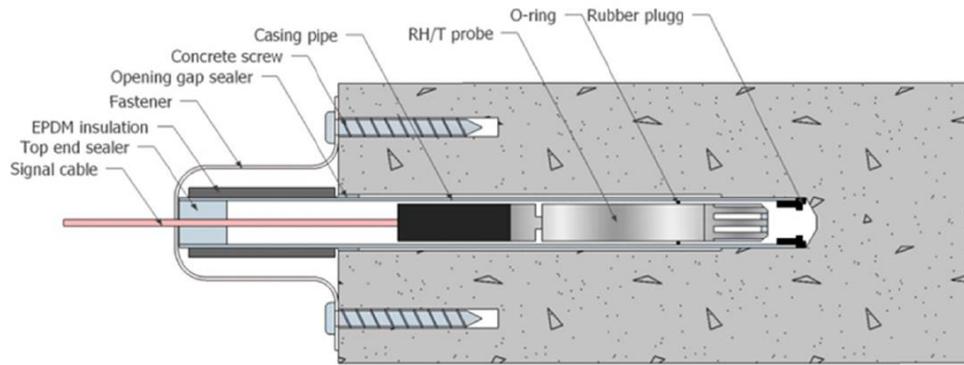


Figure 37. : Système conçu pour mesurer l'humidité relative dans le béton grâce à un hygromètre (Oxfall, Johansson, and Hassanzadeh 2016).

Les mesures ont été acquises pendant environ 30 ans. Elles ont été comparées à des résultats de simulations de séchage, tenant compte des conditions d'exploitation dans ces installations (Figure 38).

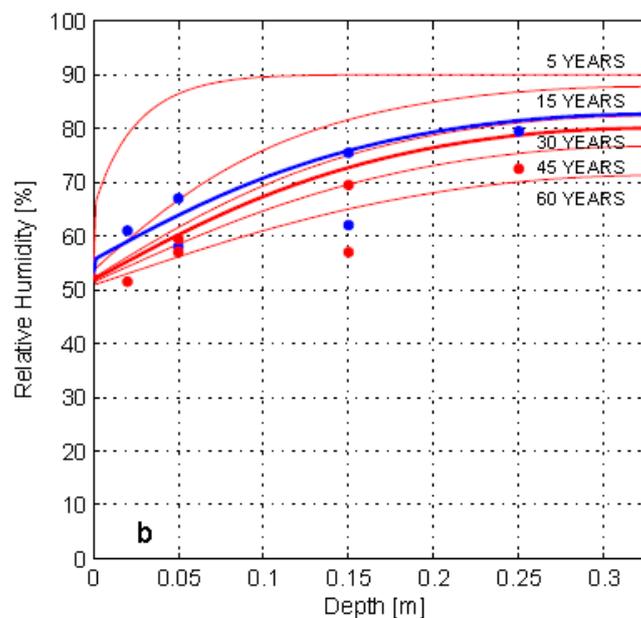


Figure 38. Humidité relative dans la paroi de l'enceinte de confinement de Ringhals 1. Les lignes rouges fines correspondent aux simulations numériques faites pour différentes durées. Les points représentent les mesures réalisées à 36 ans (bleu en exploitation, rouge à l'arrêt). Les lignes épaisses sont issues de simulations numériques à 36 ans, selon le même code de couleur que pour les mesures.

Globalement, les auteurs concluent à une comparaison « acceptable » et « raisonnable » entre résultats de modèles et mesures. Ils observent une certaine variabilité des gradients d'humidité selon les endroits où les mesures ont été pratiquées et soulignent la lente cinétique de séchage des parois épaisses.

Cette expérience est très riche en termes de résultats de mesure. Elle s'est déroulée sur plusieurs décennies et en différents endroits d'une enceinte de confinement. On note une grande variabilité dans les mesures, y compris dans des endroits où l'on s'attendrait à retrouver des tendances similaires. Les comparaisons entre mesures et simulations numériques incitent à la prudence et à la modestie quant à notre compréhension des phénomènes liés au séchage. Enfin, il n'est pas possible de comparer les mesures d'humidité aux déformations de l'enceinte, les ouvrages suédois n'étant pas équipés d'extensomètre.

1.3.3.2 “Wooden stick method”

Jensen (Jensen 2003) fait état d'une technique d'auscultation particulière qui utilise une essence particulière de bois (« Ramin wood ») pour estimer l'humidité des structures en béton. Là encore, des trous sont pratiqués dans l'ouvrage et un dispositif spécialement conçu pour disposer d'une très bonne étanchéité a été mis en place (Figure 39). En fait, c'est la résistivité électrique du bois qui est liée à sa teneur en eau. Il est néanmoins nécessaire de calibrer chaque bâton de bois avant utilisation.

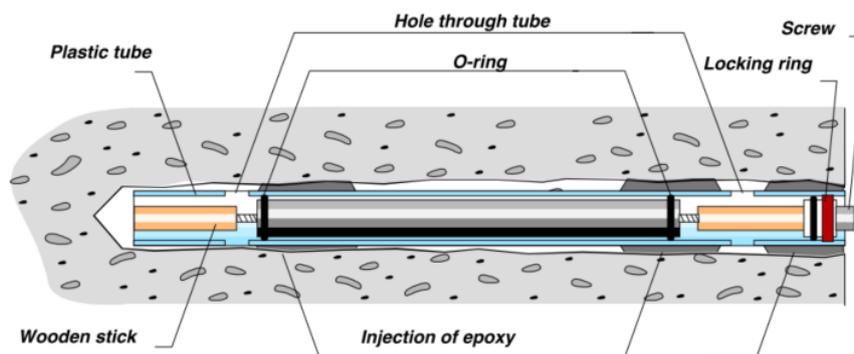


Figure 39. Tube plastique (diamètre 2 cm and longueur 25 cm) hébergeant deux capteurs en bois de Lamin, d'après (Jensen 2003).

Cette méthode a été utilisée avec succès sur des ponts et des bâtiments en Europe du Nord. On constate un fonctionnement satisfaisant du système de mesure et des tendances cohérentes de gradients d'humidité. Toutefois, on ne dispose ni de comparaison avec des modèles, ni de corrélation entre ces mesures d'humidité et le comportement de l'ouvrage pour approfondir la discussion sur l'adéquation à la surveillance des enceintes de confinement.

1.3.4 La mesure de perméabilité *in-situ* comme indicateur de saturation en eau

Déjà mentionnée plus haut, le Laboratoire Mécanique de Lille (LML) de l'Ecole Centrale de Lille a développé depuis plusieurs années un capteur de perméabilité effective au gaz dit « pulse decay ». La perméabilité est mesurée grâce à l'injection de gaz inerte dans une

sonde spécifique noyée dans le béton. Le système est composé de 3 éléments principaux (Liu, Agostini, and Skoczylas 2013; Agostini et al. 2016) (Figure 40) :

- Le capteur, constitué d'un fritté inox d'environ 50 mm de longueur et d'environ 20 mm de diamètre extérieur.
- Un tube capillaire en inox de diamètre extérieur de diamètre 1,6 mm reliant le capteur à un tableau de mesure.
- Un tableau de mesure permettant d'injecter du gaz dans le capteur pulse et de mesurer la variation de pression du gaz.

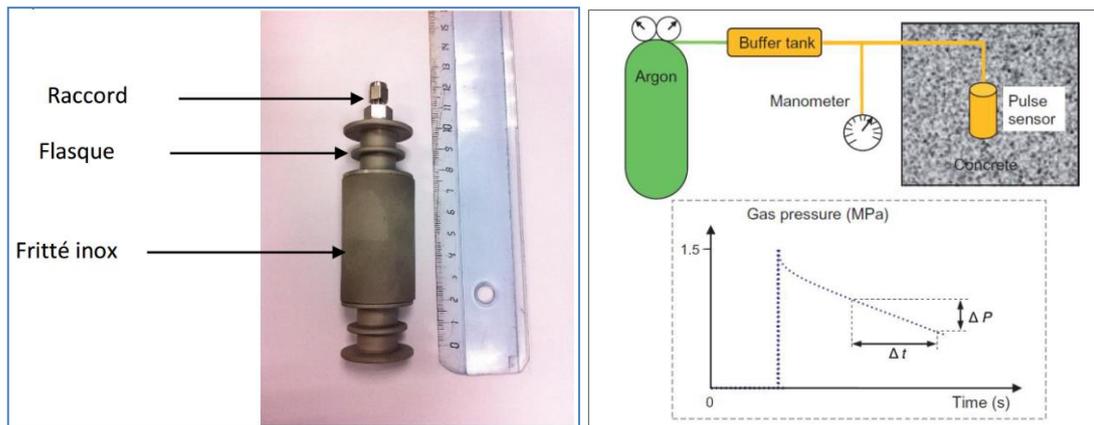


Figure 40. Photo d'un capteur pulse (à gauche) et principe de mesure associé (à droite).

La mise en pression quasi instantanée d'un volume connu de gaz suivi de la mesure dans le temps de la chute de pression due à la perméation du gaz dans le béton permet, après caractérisation en laboratoire et simulation numérique, d'estimer la saturation en eau du matériau.

EDF a testé cette technologie en noyant des capteurs dans un voile épais de l'EPR à Flamanville (Clauzon et al. 2013) et dans la maquette VeRCoRs comme illustré Figure 41 (Oukhemanou et al. 2016).



Figure 41. Capteurs de technologie « pulse decay » mis en place avant le bétonnage © EDF.

Les capteurs « pulse decay » sont avant tout des capteurs de perméabilité apparente au gaz. La mesure reflète ainsi l'état hydrique mais aussi l'état de fissuration du béton environnant le capteur. En cas de fissures ou de défauts localisés près du capteur, la mesure reste interprétable en termes de perméabilité au gaz, mais ne l'est plus en termes de saturation. Sans doute pour cette raison, plusieurs capteurs sont inexploitable pour en déduire une teneur en eau sur la maquette VeRCoRs (Thébault 2016). Néanmoins les mesures disponibles tendent à montrer le développement d'un gradient de teneur en eau assez conforme à l'intuition. Aucune tentative de recalage de modèle n'a cependant été menée à ce jour (Figure 42).

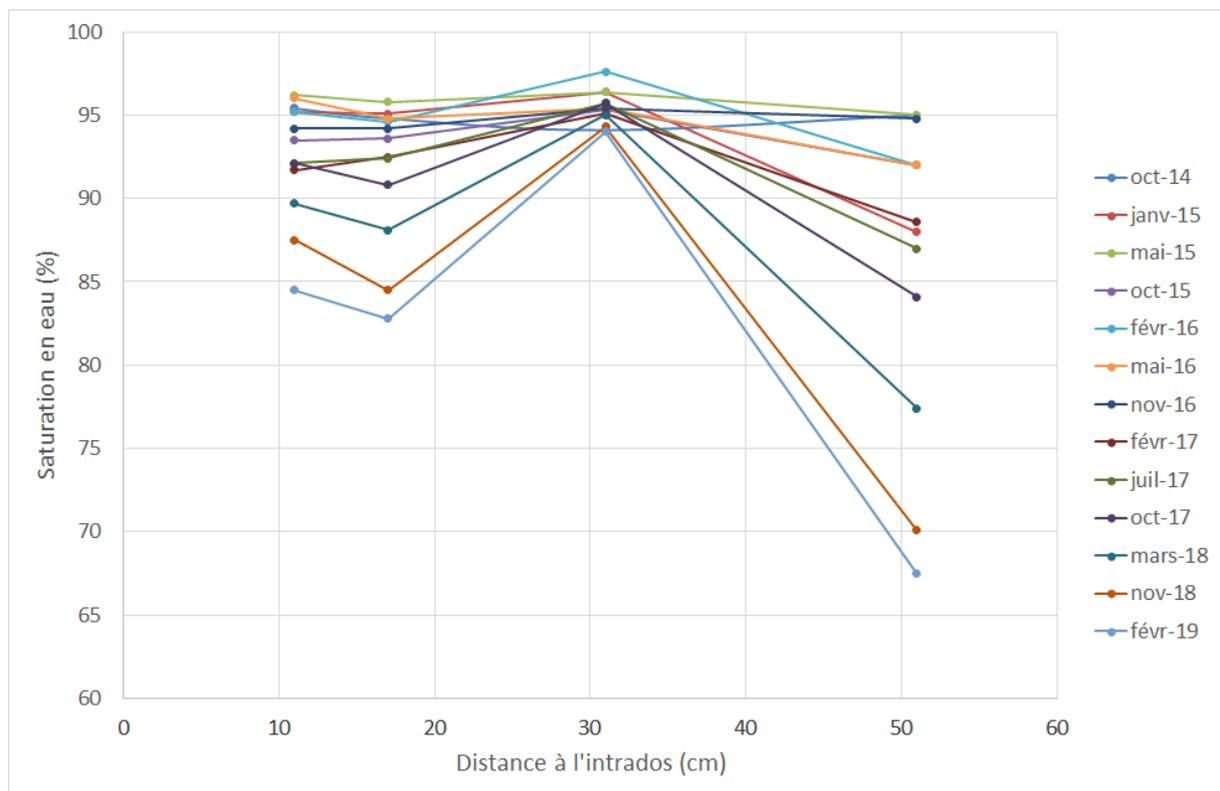


Figure 42. Evolution des gradients de saturation en eau dans le gousset de la maquette VeRCoRs (370 gr, levée 1), de 2016 à 2019.

La technologie « pulse decay » est séduisante et semble efficace pour mesurer une perméabilité apparente au gaz au sein même de la structure. Néanmoins, ses performances comme capteur de teneur en eau peuvent parfois être limitées par sa sensibilité aux éventuels défauts alentour (présence d'une gaine de précontrainte ou d'une armature, par exemple) qui rendent caduque le protocole d'interprétation établi en laboratoire sur matériau sain.

1.3.5 La mesure de permittivité diélectrique par réflectométrie dans les domaines temporel ou fréquentiel

La réflectométrie dans le domaine temporel TDR permet de mesurer la permittivité relative d'un milieu. Cette méthode est notamment utilisée industriellement pour détecter les défauts dans les câbles électriques (Ramo, Whinnery, and Van Duzer 2008) ou pour surveiller la teneur en eau des sols (Topp, Davis, and Annan 1980), de denrées diverses (Kupfer 2006). Une revue du fonctionnement des dispositifs TDR utilisés en surveillance de l'humidité des sols est disponible par exemple dans (Robinson et al. 2003).

Une chaîne TDR se présente comme une ligne de transmission munie d'un réflectomètre, d'un câble coaxial et d'une sonde TDR à deux voire trois tiges, représentée Figure 43.



Figure 43. Exemple de chaîne de mesure TDR.

Comme déjà évoqué en 1.3.2.2, l'idée est à nouveau d'exploiter le contraste de permittivité entre le solide et l'eau qu'il contient pour estimer la quantité d'eau présente. Elle permet d'estimer la permittivité relative d'un milieu matériel ϵ_r [-] traversée par une onde électromagnétique dont on mesure le temps de parcours t_p [s] selon la relation :

$$\epsilon_r = \left(\frac{c \cdot t_p}{2 \cdot L_{tige}} \right)^2 \quad \text{Équation 43}$$

avec c la vitesse de la lumière dans le vide ($3 \cdot 10^8 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$) et L_{tige} la longueur des tiges [m].

En pratique, l'analyse du signal se fonde sur un réflectogramme, comme schématisé sur la Figure 44 qui représente la trace temporelle de l'onde réfléchi. Différentes méthodes sont proposées pour estimer les points d'intérêt sur la trace TDR permettant de calculer le temps de parcours (Chung and Lin 2009).

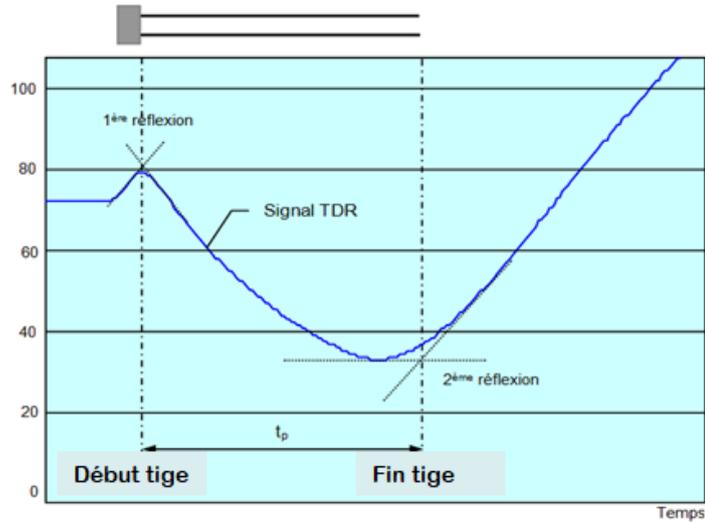


Figure 44. Exemple de trace TDR et correspondance avec le temps de parcours « t_p ».

Lors du séchage du béton, on observe une évolution des courbes qui vont dans le sens d'un temps de parcours décroissant, comme l'illustre la Figure 45.

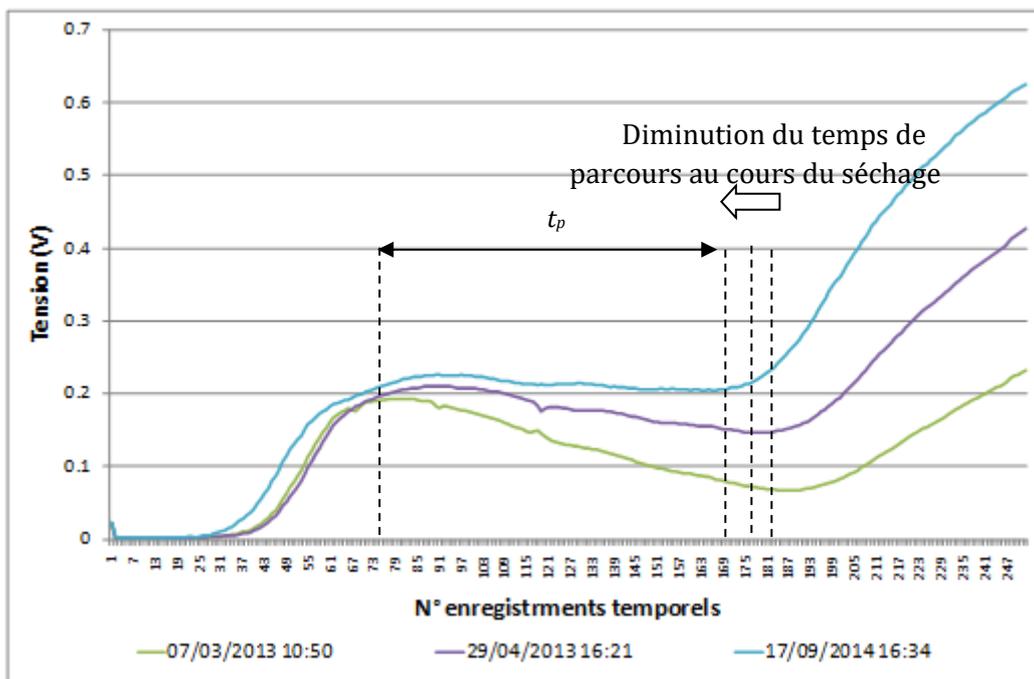


Figure 45. Exemples de l'évolution d'une trace TDR avec la baisse de teneur en eau ((A Courtois, Taillade, and Placko 2017)).

La conversion entre la permittivité et la teneur en eau se fait grâce à des expériences de séchage en conditions contrôlées en en laboratoire, qui peuvent néanmoins s'avérer délicate à mettre en œuvre et la calibration est finalement très longue à obtenir (Guihard 2018). A titre d'illustration, on présente les éléments suivants :

- La Figure 46 qui montre les capteurs TDR placés dans l'enceinte de l'EPR de Flamanville 3 avant le coulage du béton, en 2013.

- Le graphique sur la Figure 47 qui présente les mesures obtenues sur un TDR de cette installation, depuis 2013, avec une courbe de calibration présentée dans (A. Courtois et al. 2015). On observe un effet attendu d'auto-dessiccation dans les premiers mois après le coulage, mais pas de tendance significative depuis 2014. L'emplacement du capteur à 20 cm du bord dans un béton de classe C60 comme celui de Flamanville 3 explique sans doute pourquoi le signal évolue si peu, le phénomène de séchage ne s'étant pas encore suffisamment développé pour être visible à cette profondeur.



Figure 46. Capteurs TDR mis en place dans la levée 11 de l'enceinte de Flamanville 3.

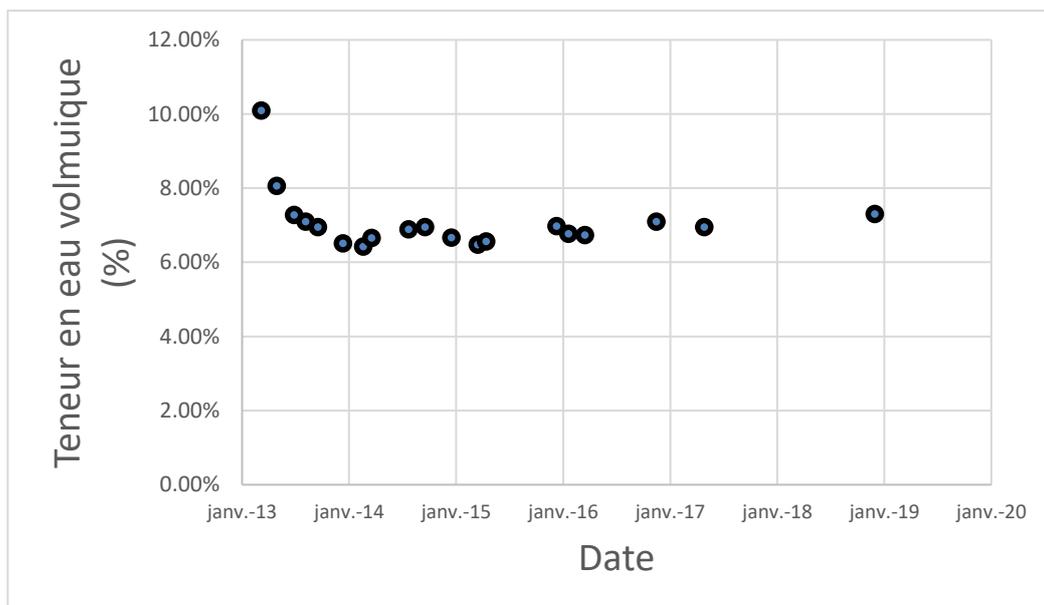


Figure 47. Série chronologique de la teneur en eau mesurée par le TDR n°1 dans l'enceinte de Flamanville 3.

Le retour d'expérience positif sur la technologie TDR appliquée à la mesure de teneur en eau du béton a amené EDF à équiper la maquette d'enceinte VerCoRs de dix-sept sondes TDR (Mathieu et al. 2018). Ce nouveau projet a permis d'améliorer la maîtrise du traitement de la mesure et à proposer de nouvelles pistes, parmi lesquelles (Taillade, Toulemonde, and Haelewyn 2017) :

- L'utilisation d'un modèle qui permet de mieux identifier les points d'intérêt des traces TDR et de fournir ainsi des temps de parcours moins dispersés (gain en qualité de répétabilité de la mesure).
- Le passage dans le domaine fréquentiel (Frequency Domain Reflectometry, FDR), en utilisant un analyseur de réseau comme pour les mesures avec sonde de bout (Guihard 2018). Cette approche permet d'aboutir encore plus directement au temps de parcours recherché par transformée de Fourier inverse de l'impédance mesurée.

Un exemple d'évolution temporelle de la saturation en eau tiré d'un capteur placé dans le gousset de la maquette VerCoRs est présenté Figure 48. Les mesures sont effectuées quotidiennement. On constate que malgré les précautions prises et les améliorations apportées, le signal reste bruité. Une autre série chronologique de mesure de teneur en eau obtenue sur la maquette VerCoRS sera l'objet d'une analyse dans le chapitre 3.

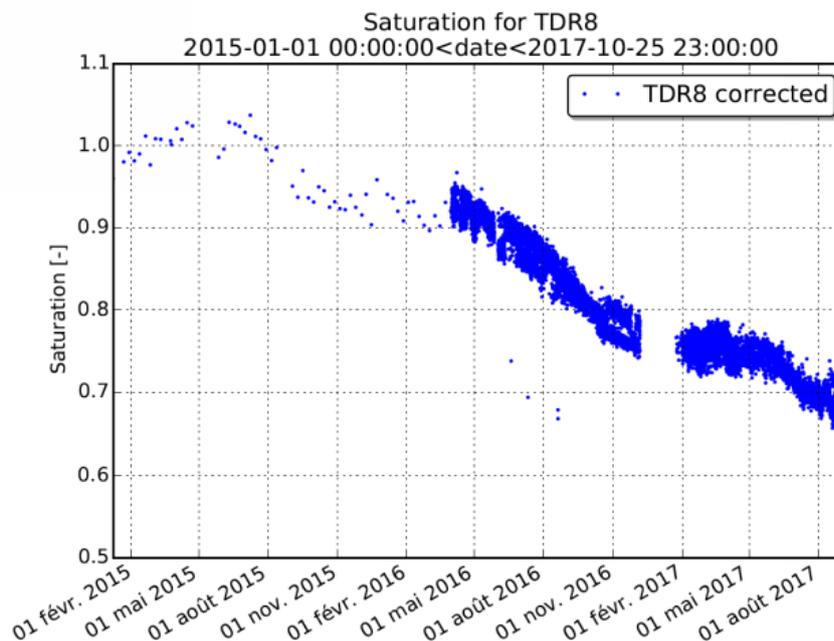


Figure 48. Série chronologique de saturation en eau mesurée dans le gousset de la maquette VerCoRs (Taillade, Toulemonde, and Haelewyn 2017).

Signalons toutefois qu'il n'existe pas encore, à notre connaissance, d'étude spécifique sur la dérive à long terme d'une chaîne de mesure TDR placée dans une structure en béton, sans doute faute de recul sur les mesures.

1.4 Conclusion sur l'état de l'art

Le béton est un matériau complexe qui interagit fortement avec l'eau qu'il contient. Sa teneur en eau influence au premier ordre les évolutions des déformations à long terme. Prédire ces déformations constitue un enjeu fort pour la démonstration de sûreté des enceintes de confinement des réacteurs nucléaires qu'exploite EDF.

Notre objectif est finalement d'améliorer les prédictions basées sur les mesures d'auscultation, en place depuis l'origine, par des informations qu'apporterait la mesure de teneur en eau du béton, en tant que paramètre d'influence. L'état de l'art montre :

- D'une part que les enceintes bénéficient d'un système de surveillance structurale assez complet et bien maîtrisé.
- D'autre part que des expériences assez nombreuses ont déjà été menées en dehors des laboratoires, sur structures réelles et en particulier sur des enceintes de confinement, ce qui prouve un intérêt assez partagé pour mieux connaître cette grandeur *in situ*.

Deux éléments sont à souligner au terme de cette partie :

- L'exploitation des mesures de teneur en eau pour prédire les déformations sur les enceintes de Paluel 2 et Civaux 1 a abouti à des résultats assez encourageants. Il semblerait qu'il soit possible, à l'échelle de la structure, d'expliquer les déformations par l'évolution de teneur en eau. Nous approfondirons cette question dans les chapitres suivants.
- Les méthodes électromagnétiques de type TDR/FDR, semblent pertinentes pour le but recherché. Elles nécessitent néanmoins encore des travaux pour fiabiliser et automatiser le traitement sur le terrain. Dans le chapitre 3, nous tenterons néanmoins d'utiliser ces mesures dans l'état actuel de nos connaissances sur le sujet.

2 Estimation approchée de l'information apportée par la mesure de teneur en eau

Ce chapitre présente une première approche pour traiter la question de l'intérêt de mesurer la teneur en eau dans une démarche de surveillance d'ouvrages en béton. Cette question est liée à la définition des performances métrologiques de l'instrumentation pour satisfaire le besoin du maître d'ouvrage (l'exploitant d'installation nucléaire dans notre cas). Ce besoin est parfois aussi désigné par le terme « exigence métier », le métier étant ici celui qui utilise la mesure. En effet, un système de mesure répond en principe à un objectif précis. La définition d'une incertitude cible peut alors être une aide précieuse pour qualifier les moyens nécessaires à mettre en œuvre.

Après avoir présenté notre démarche de valorisation de l'information « teneur en eau » dans la démarche d'auscultation des enceintes, nous nous attacherons à décrire une méthode d'estimation basée sur les calculs de sensibilité et de propagation d'incertitude. On utilisera pour cela des modèles très simplifiés de retrait-fluage des ouvrages en béton. Puis, nous développerons cette approche pour l'adapter aux systèmes actuellement envisageables pour mesurer la teneur en eau dans les structures. Enfin nous évoquerons quelques points liés à l'instrumentation elle-même (quantité de capteurs nécessaire, placement de ces derniers, etc.).

2.1 Dans quel but mesurer la teneur en eau sur un ouvrage déjà ausculté ?

Nous nous intéressons à la façon dont l'information apportée par la teneur en eau peut servir à actualiser le pronostic d'état de précontrainte et à le rendre plus précis, quelle que soit la méthode de mesure retenue. Nous proposons ainsi d'évaluer cette information par la réduction éventuelle qu'elle permet d'obtenir sur l'intervalle de confiance de la prédiction sur les mesures de déformations en fin d'exploitation (Figure 49). Une autre façon d'apprécier le gain de l'information amenée par la teneur en eau est de s'intéresser au temps minimum au bout duquel il est possible de faire une prédiction de la déformation en fin de vie avec le même niveau de confiance (Figure 50).

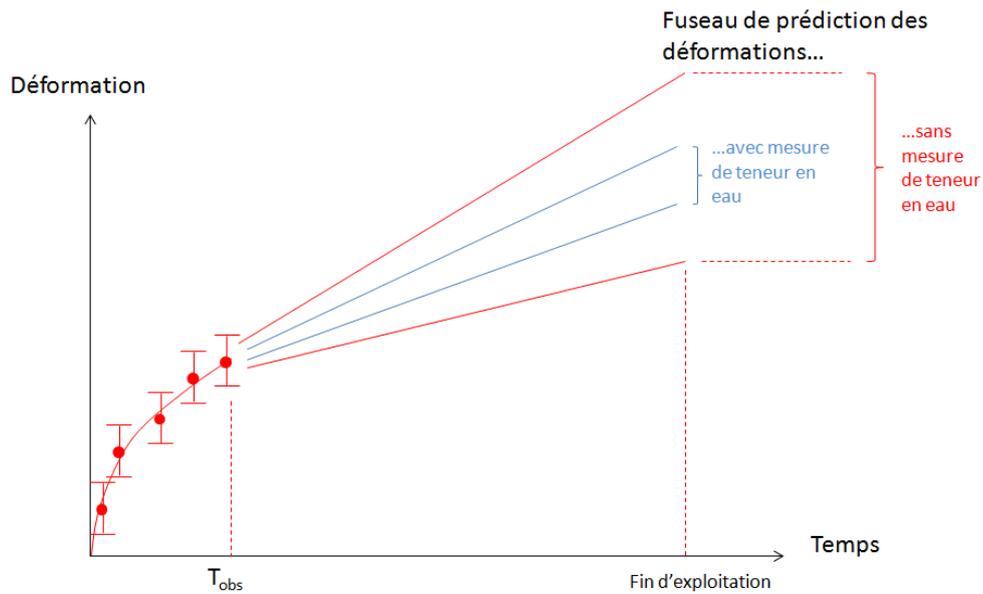


Figure 49. Illustration du gain en précision du pronostic obtenu en mesurant la teneur en eau dans les enceintes de confinement.

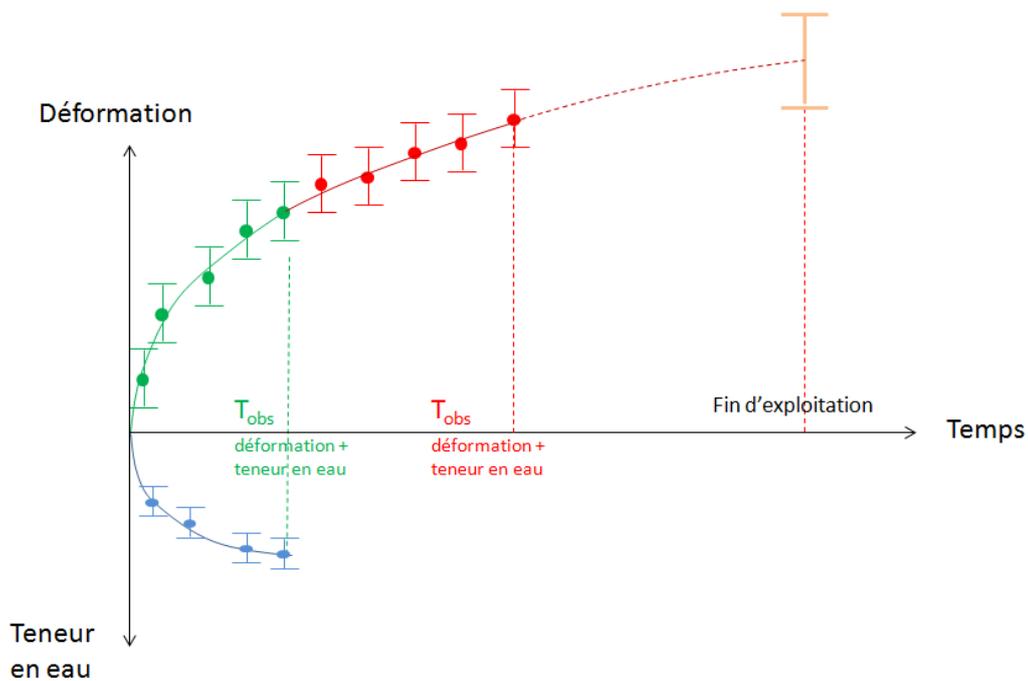


Figure 50. Illustration du gain en temps dans le pronostic obtenu en mesurant la teneur en eau dans les enceintes de confinement en même temps que la collecte des mesures de déformation.

Signalons que ces conclusions vont dans le même sens que l'analyse faite depuis longtemps par Bazant (Bažant 2001) au sujet des essais de retrait et de séchage du béton en laboratoire. Celui-ci indiquait une difficulté à prédire les déformations de retrait sur éprouvettes séchantes, même en laboratoire. Cette difficulté pouvait selon lui être contournée en ajoutant des données relatives à la perte de masse, comme rappelé sur la Figure 51.

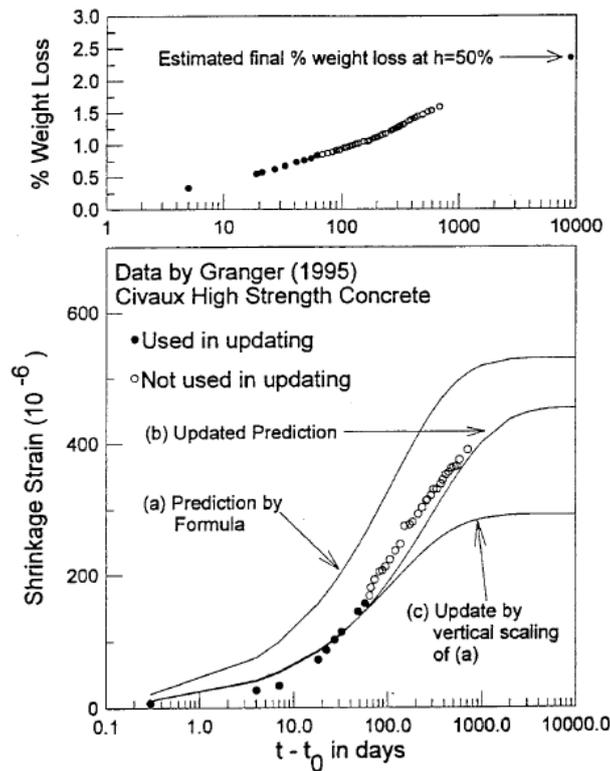


Figure 51 . Comparaison de différents recalage de déformation de retrait sur éprouvette et apport de la mesure de perte de masse (tiré de (Bažant 2001)).

2.2 Fondements de la méthode

2.2.1 Calcul de la matrice de covariance des paramètres d'un modèle recalé sur des mesures

Le recalage d'un modèle physique grâce à des mesures expérimentales est un sujet très vaste et qui a fait l'objet de nombreux travaux. Nous nous appuyons ici sur les bases théoriques exposées dans (Beck and Arnold 1977; Van Huffel and Vandewalle 1991; De Coulon 1998; Ober 2002; Lecollinet 2010; Orlande et al. 2011). Le principe de base est de minimiser l'écart entre les m mesures réalisées sur un système admettant des variables d'entrée \mathbf{X} et l'évaluation de la réponse du système par un modèle de ce système dépendant de n paramètres stockés dans le vecteur \mathbf{P} , comme illustré sur la Figure 52.

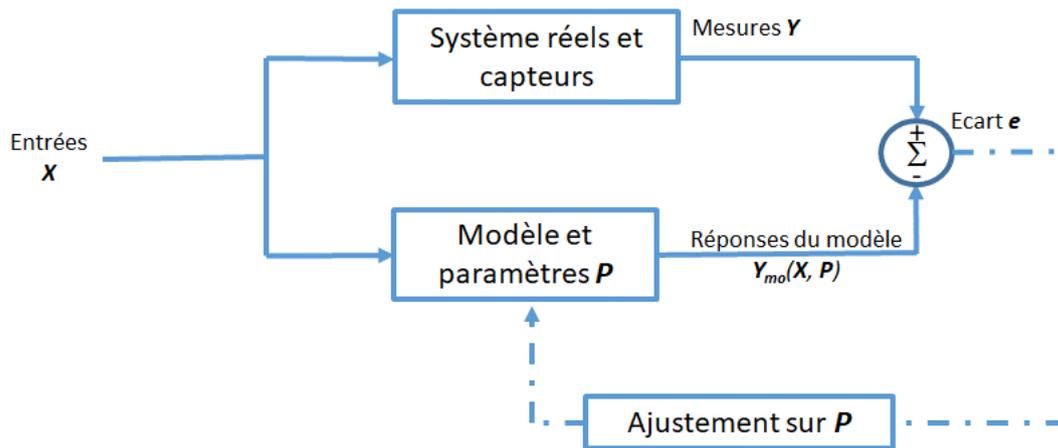


Figure 52. Schéma illustrant l'ajustement d'un modèle à des mesures réalisées sur un système donné.

Dans le cadre d'un modèle discrétisé dans le temps, les entrées (ici les mesures) et les sorties du modèle aux mêmes instants sont rangées dans des vecteurs, respectivement \mathbf{Y} et \mathbf{Y}_{mo}

$$\mathbf{Y} = [y(t_1) \ y(t_2) \ \dots \ y(t_m)]^T \quad \text{Équation 44}$$

$$\mathbf{Y}_{mo} = [y_{mo}(\mathbf{X}, \mathbf{P}, t_1) \ y_{mo}(\mathbf{X}, \mathbf{P}, t_2) \ \dots \ y_{mo}(\mathbf{X}, \mathbf{P}, t_m)]^T \quad \text{Équation 45}$$

$$\mathbf{P} = [p_1 \ p_2 \ \dots \ p_n]^T \quad \text{Équation 46}$$

Le vecteur \mathbf{P} est à adapter selon la forme mathématique des modèles choisis.

En suivant le formalisme habituel de la méthode des moindres carrés ordinaires, le processus de détermination des paramètres \mathbf{P} repose sur la minimisation des écarts entre la prédiction théorique et les observations issues du système de mesure, ce qui revient à écrire que l'on cherche un estimateur de \mathbf{P} , noté $\hat{\mathbf{P}}$, tel que

$$\hat{\mathbf{P}} = \underset{\mathbf{P}}{\text{arg min}}(J(\mathbf{X}, \mathbf{P})) \quad \text{Équation 47}$$

avec la fonction de coût $J(\mathbf{X}, \mathbf{P})$ définie par

$$J(\mathbf{X}, \mathbf{P}) = \mathbf{e}^T \cdot \mathbf{e} \quad \text{Équation 48}$$

et l'écart \mathbf{e} entre sorties du modèle et mesures, encore appelé résidu, défini par

$$\mathbf{e} = \mathbf{Y}_{mo}(\mathbf{X}, \mathbf{P}) - \mathbf{Y} \quad \text{Équation 49}$$

Les modèles utilisés pour simuler le fluage et le retrait du béton sont très souvent non linéaires. Par souci de simplicité, nous nous plaçons ici au voisinage de la solution pour pouvoir linéariser le problème et nous introduisons la matrice de sensibilité $\mathbf{S}(\mathbf{P})$ telle que

$$\mathbf{Y}_{mo} = \mathbf{S}(\mathbf{X}, \mathbf{P}) \cdot \mathbf{P} + \mathbf{e} \quad \text{Équation 50}$$

Plus précisément, on a

$$\mathbf{S}(\mathbf{X}, \mathbf{P}) = \begin{bmatrix} S_{11}(\mathbf{X}, p_1) & \dots & S_{1n}(\mathbf{X}, p_n) \\ \vdots & S_{ij}(\mathbf{X}, p_j) = \frac{\partial y_{mo}(\mathbf{X}, \mathbf{P}, t_i)}{\partial p_j} & \vdots \\ S_{m1}(\mathbf{X}, p_1) & \dots & S_{mn}(\mathbf{X}, p_n) \end{bmatrix} \quad \text{Équation 51}$$

D'après l'Équation 47, le vecteur $\hat{\mathbf{P}}$ est solution de l'Équation 52

$$\frac{\partial J(\mathbf{X}, \hat{\mathbf{P}})}{\partial \mathbf{P}} = -2 \cdot \mathbf{S}^T(\mathbf{X}, \hat{\mathbf{P}}) \cdot \mathbf{e} = 0 \quad \text{Équation 52}$$

On définit également la matrice de sensibilité normalisée $\tilde{\mathbf{S}}(\mathbf{X}, \mathbf{P})$ (Brun, Reichert, and Künsch 2001) qui permet d'exprimer toutes les sensibilités dans l'unité de la grandeur mesurée et de comparer entre elles les contributions de chacun des paramètres.

$$\tilde{\mathbf{S}}(\mathbf{X}, \mathbf{P}) = \begin{bmatrix} \tilde{S}_{11}(\mathbf{X}, p_1) & \dots & \tilde{S}_{1n}(\mathbf{X}, p_n) \\ \vdots & \tilde{S}_{ij}(\mathbf{X}, p_j) = \frac{p_j}{\sigma(\mathbf{y}_{mo})} \cdot \frac{\partial y_{mo}(\mathbf{X}, \mathbf{P}, t_i)}{\partial p_j} & \vdots \\ \tilde{S}_{m1}(\mathbf{X}, p_1) & \dots & \tilde{S}_{mn}(\mathbf{X}, p_n) \end{bmatrix} \quad \text{Équation 53}$$

avec $\sigma(\mathbf{Y})$ l'écart type du vecteur \mathbf{Y} .

En simplifiant la notation $\tilde{\mathbf{S}} = \tilde{\mathbf{S}}(\mathbf{X}, \mathbf{P})$ et en faisant l'hypothèse d'une absence de biais sur le vecteur \mathbf{e} dont les valeurs sont supposées suivre une loi normale de moyenne nulle, on aboutit à l'Équation 54 qui n'est valable qu'au voisinage de la solution.

$$\text{cov}(\mathbf{P}) = [\tilde{\mathbf{S}}^T \cdot \tilde{\mathbf{S}}]^{-1} \cdot \tilde{\mathbf{S}}^T \cdot \text{cov}(\mathbf{e}) \cdot \tilde{\mathbf{S}} \cdot [\tilde{\mathbf{S}}^T \cdot \tilde{\mathbf{S}}]^{-1} = \mathbf{H}^* \cdot \text{cov}(\mathbf{e}) \cdot \mathbf{H}^{*T} \quad \text{Équation 54}$$

en notant \mathbf{H}^* la matrice pseudo-inverse de $\tilde{\mathbf{S}}$ et $\text{cov}(\mathbf{e})$ la matrice de covariance des écarts \mathbf{e} .

2.2.2 Lois simplifiées de retrait et de fluage

Nous supposons une structure en béton soumise au retrait et au fluage et nous admettons qu'il est possible de négliger le retrait endogène. On considère que seul le retrait est affecté par le séchage. Nous cherchons à établir un modèle simplifié permettant de décrire les déplacements différés de cette structure.

Le chapitre 1 a permis d'établir quelques relations qui vont nous être utiles pour élaborer notre modèle simplifié, notamment :

- L'Équation 1 qui représente l'expression de la perte de masse π en fonction de la teneur en eau θ .
- L'Équation 11 qui donne une expression simplifiée du retrait de dessiccation selon l'Eurocode 2.
- L'Équation 12 qui exprime la relation souvent admise entre retrait de dessiccation et teneur en eau. Cette équation implique que retrait et perte de masse suivent la même cinétique (Granger 1995).
- L'Équation 18 qui fournit une expression simplifiée du fluage propre selon le Model Code 2010. Cette loi est préférée à celle de l'Eurocode 2 pour sa forme logarithmique qui semble plus proche des phénomènes observés.

Nous simplifions les notations de l'Équation 11 pour obtenir un terme de déformation de retrait de dessiccation ε_{ds} depuis le début de séchage à $t_s = 0$ selon l'Équation 55.

$$\varepsilon_{ds}(t) = \frac{A_{ds} \cdot t}{K_d + t} \quad \text{Équation 55}$$

avec A_{ds} représentant la déformation finale retrait et K_d la constante de temps du retrait.

L'hypothèse d'égalité entre les cinétiques de retrait et de séchage permet de dire que la perte de masse $\pi(t)$ suit une loi dépendant de K_d et d'un paramètre A_p qui représente la perte de masse finale de l'échantillon ou de la portion d'ouvrage observée :

$$\pi(t) = \frac{A_p \cdot t}{K_d + t} \quad \text{Équation 56}$$

Notons qu'*a priori* la constante K_d peut être recalée sur les déformations comme sur la perte de masse. On peut envisager de combiner les deux informations pour obtenir un recalage plus précis sur K_d .

L'Équation 18 est simplifiée pour obtenir l'Équation 57 dans laquelle la loi logarithmique de fluage propre est régie par deux constantes A_{cr} et K_{cr} .

$$\varepsilon_{cr}(t) = A_{cr} \cdot \ln(1 + K_{cr} \cdot t) \quad \text{Équation 57}$$

Finalement le déplacement différé total $\varepsilon(t)$ s'exprime selon l'Équation 58

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_{ds}(t) + \varepsilon_{cr}(t) = \frac{A_{ds} \cdot t}{K_d + t} + A_{cr} \cdot \ln(1 + K_{cr} \cdot t) \quad \text{Équation 58}$$

Il est utile de noter ici que cette définition du déplacement différé n'est pas tout à fait cohérente avec les observations et la littérature scientifique. Le fluage propre devrait être lié à l'humidité interne et le terme de dessiccation devrait également englober une part de fluage. A ce titre, en suivant la proposition de l'équipe du LMDC (Sellier and Buffo-Lacarrière 2009), on pourrait d'ailleurs suggérer que l'Équation 55 inclut retrait et fluage

de dessiccation et décrit un terme de déplacement induit par le séchage. L'Équation 58 a néanmoins le mérite d'être simple et reste cohérente avec une approche d'ingénierie.

Reprenant les notations du paragraphe 2.2.1, les vecteurs paramètres s'écrivent de la manière suivante :

- $\mathbf{P} = [A_{ds} \ K_d \ A_{cr} \ K_{cr}]$ pour le modèle de la déformation de retrait-fluage $\varepsilon(t)$.
- $\mathbf{P} = [A_p \ K_d]$ pour le modèle de la perte de masse $\pi(t)$.

2.3 Sensibilités du modèle simplifié et incertitude de la prédiction en fin d'exploitation de l'ouvrage

Supposons que nous soyons en mesure de surveiller conjointement la déformation de retrait-fluage $\varepsilon(t)$ et la perte de masse globale $\pi(t)$ pour pouvoir utiliser l'Équation 58. Evidemment, il est irréaliste de mesurer directement $\pi(t)$ sur un ouvrage réel mais nous reviendrons sur ce point dans la partie 2.4 en examinant comment l'évaluer à partir de capteurs ponctuels.

2.3.1 Sensibilités du modèle simplifié

On dispose de deux sources de mesures, de nature et d'unité différentes. Nous proposons d'organiser la matrice de sensibilité normalisée en deux blocs distincts, l'un relatif au retrait fluage l'autre à la perte de masse. En considérant les 5 paramètres à ajuster A_{ds} , A_p , K_d , K_{cr} et A_{cr} , on obtient la matrice de sensibilité réduite suivante

$$\tilde{\mathbf{S}} = \begin{bmatrix} \frac{A_{ds}}{sd_\delta} \cdot \frac{\partial \varepsilon(t)}{\partial A_{ds}} & \frac{K_d}{sd_\delta} \cdot \frac{\partial \varepsilon(t)}{\partial K_d} & \frac{A_{cr}}{sd_\delta} \cdot \frac{\partial \varepsilon(t)}{\partial A_{cr}} & \frac{K_{cr}}{sd_\delta} \cdot \frac{\partial \varepsilon(t)}{\partial K_{cr}} & 0 \\ 0 & \frac{K_d}{sd_\pi} \cdot \frac{\partial \pi(t)}{\partial K_d} & 0 & 0 & \frac{A_p}{sd_\pi} \cdot \frac{\partial \pi(t)}{\partial A_p} \end{bmatrix} \quad \text{Équation 59}$$

$$= \begin{bmatrix} A & B_1 & C & D & 0 \\ 0 & B_2 & 0 & 0 & E \end{bmatrix}$$

avec sd_δ et sd_π les écarts types respectivement sur la déformation et la teneur en eau par perte de masse.

L'hypothèse faite sur l'absence de biais peut se justifier en pratique par les méthodes de mesures utilisées sur les enceintes de confinement. La mesure d'une déformation se fait par comparaison à la mesure d'origine de même nature. Les termes d'erreurs systématiques sont neutralisés par soustraction. Des contrôles périodiques sur les appareils de mesure permettent de maîtriser les phénomènes de dérive. En ce qui concerne les chaînes de mesure de teneur en eau, nous devons reconnaître que nous ne pouvons pas les caractériser complètement à ce stade. De ce fait, l'absence de biais sur les mesures d'humidité est une hypothèse qu'il faudra éventuellement rediscuter une fois les choix matériels actés pour la mise en œuvre sur site. Une autre hypothèse, que nous admettons, repose sur la représentativité et la précision du modèle lui-même. Malgré

leur simplicité, nous supposons que les modèles de retrait-fluage et de séchage présentent des écarts négligeables par rapport au comportement réel.

On peut visualiser le gain d'information apporté par la mesure de la teneur en eau en considérant la matrice d'information $\mathbf{M} = \tilde{\mathbf{S}}^t \cdot \tilde{\mathbf{S}}$ et le terme en position 2x2 en particulier qui somme l'information apportée sur le paramètre de cinétique de retrait par la déformation et la perte de masse

$$\mathbf{M} = \tilde{\mathbf{S}}^t \cdot \tilde{\mathbf{S}} = \begin{bmatrix} A^2 & A \cdot B_1 & A \cdot C & A \cdot D & 0 \\ B_1^2 + B_2^2 & B_1 \cdot C & B_1 \cdot D & B_2 \cdot E \\ & C^2 & C \cdot D & 0 \\ & sym. & D^2 & 0 \\ & & & E^2 \end{bmatrix} \quad \text{Équation 60}$$

Un jeu de données de référence est présenté dans le Tableau 1. Il correspond à une déformation typiquement mesurée sur le parc d'EDF comme le montre la Figure 53, qui compare les mesures d'une enceinte « standard » (située dans la moyenne) aux résultats obtenus avec le jeu de données de référence. L'évolution temporelle de la répartition entre le retrait et le fluage est visible Figure 54, ainsi que l'évolution de la perte de masse associée à la Figure 55. On constate que le jeu de paramètres choisi correspond à un fluage relativement rapide en début de vie de l'ouvrage puis à un retrait qui devient majoritaire au bout de 30 ans. Le paramètre A_p est compatible avec les courbes de perte de masse obtenues en laboratoire (Bažant 2001; Laurent Charpin et al. 2018).

Tableau 1. Jeu de données de référence pour l'étude de sensibilité

A_{ds}	K_d	A_{cr}	K_{cr}	A_p
450 $\mu\text{m}/\text{m}$	6000 jours	42 $\mu\text{m}/\text{m}$	0.1 jour^{-1}	2%

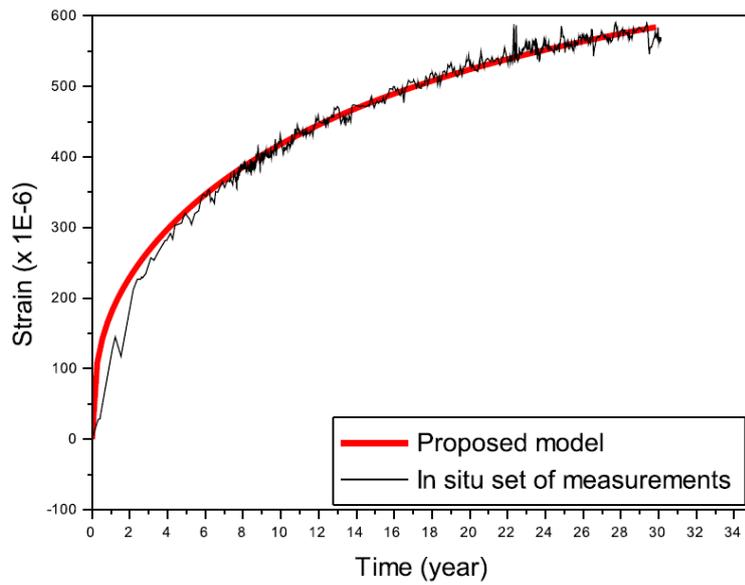


Figure 53. Comparaison entre les déformations simulées par le modèle réglementaire choisi et les déformations mesurées sur une enceinte « standard » du parc EDF.

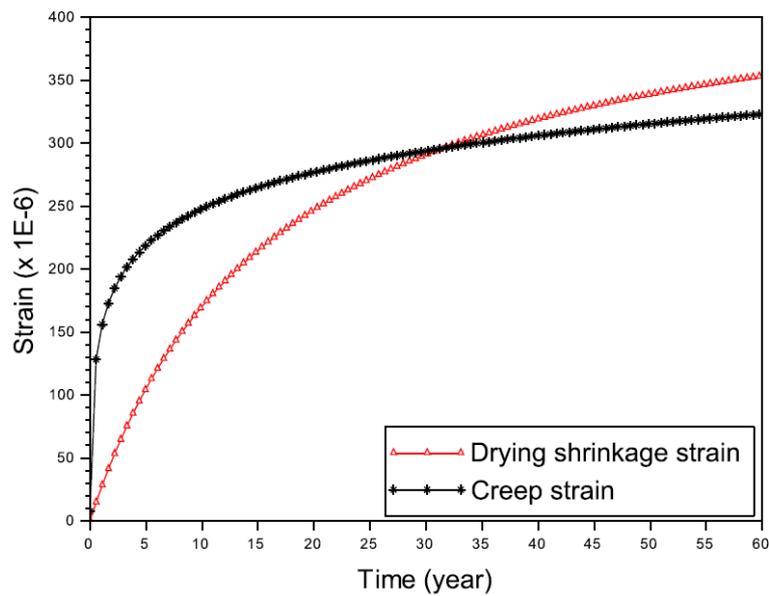


Figure 54. Répartition entre déformation de retrait et de fluage.

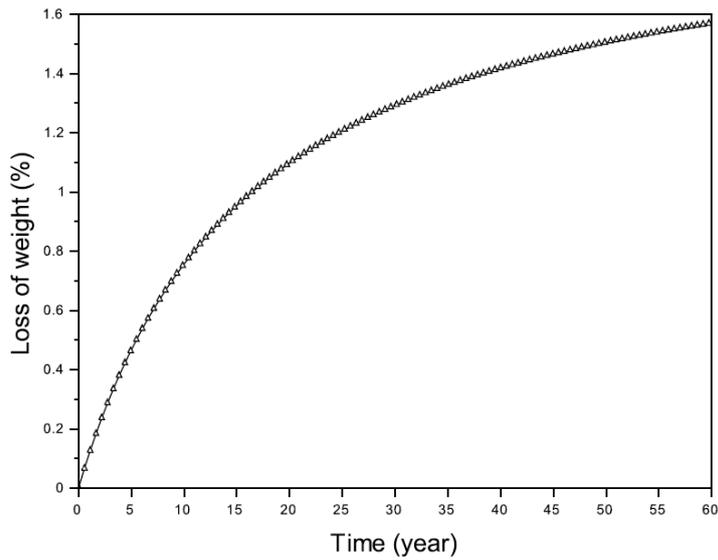


Figure 55. Evolution de la perte de masse selon les paramètres retenus.

On se fixe une durée indicative de fin d'exploitation à $t_{final} = 60$ ans. Les évolutions des sensibilités normées relatives aux paramètres de retrait-fluage (Équation 58) sont présentées Figure 56 et celles relatives au séchage (Équation 56) sont sur la Figure 57.

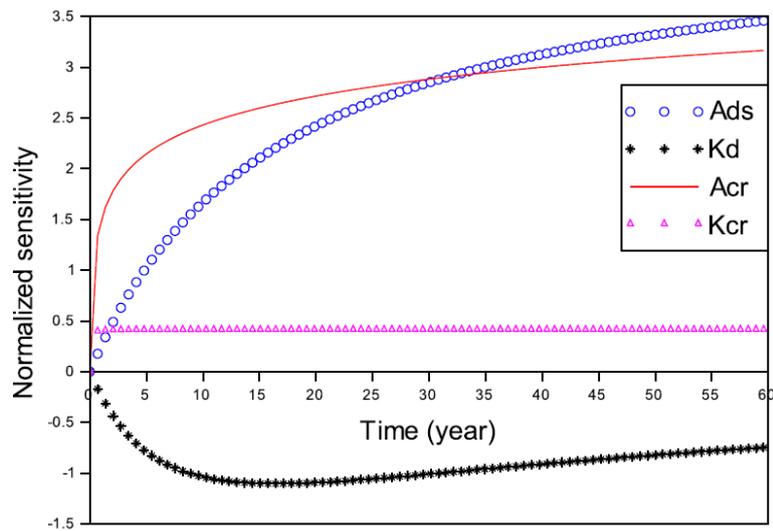


Figure 56. Modèle simplifié de retrait-fluage : évolutions des sensibilités normalisées aux paramètres.

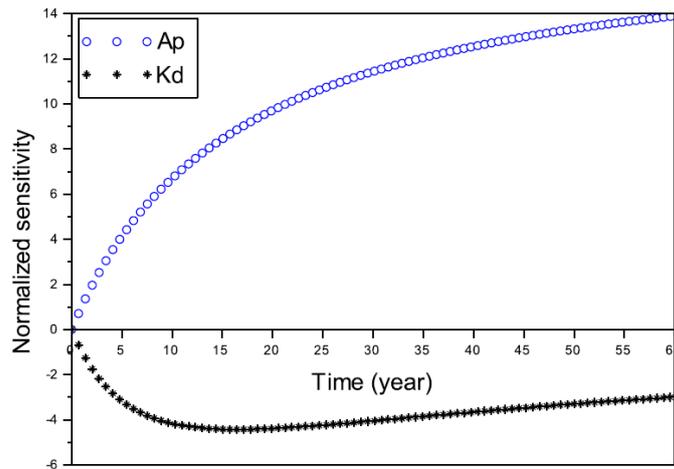


Figure 57. Modèle simplifié de perte de masse : sensibilités normalisées aux différents paramètres.

On constate une influence relativement forte des termes A_{ds} et A_{cr} qui sont liés à l’amplitude des déformations. Les termes associés à la cinétique sont ici plus faibles sur l’ensemble de la durée d’observation et le paramètre K_{cr} gouvernant la cinétique de fluage a une influence quasiment constante. L’influence du paramètre de fluage A_{cr} est dominante durant les 30 premières années, puis le terme de retrait de dessiccation A_{ds} devient légèrement majoritaire, ce qui est cohérent avec l’examen des courbes Figure 55. On peut classer les paramètres selon leur influence en calculant la norme des sensibilités (Brun, Reichert, and Künsch 2001). Dans notre cas, le classement par ordre décroissant est conforme à l’observation des courbes précédentes A_{cr} (norme = 2.78), A_{ds} (2.69), K_d (0.92) et K_{cr} (0.41).

Les figures précédentes montrent que la sensibilité du terme de cinétique K_d est supérieure d’un facteur 4 lorsqu’on examine le modèle de perte de masse par rapport à celle du modèle de déformation. C’est cette propriété que nous souhaitons finalement exploiter dans notre démarche.

2.3.2 Estimation de l’information apportée par la mesure de perte de masse et de l’incertitude associée

L’apport de la mesure de perte de masse d’eau sur l’estimation de la déformation différée peut être illustré en considérant le terme $M(2,2)/M(3,3)$ (Équation 60). Ce ratio met en relation la part d’information relative au paramètre K_d et celle relative à l’amplitude de fluage A_{cr} , qui se trouve être le paramètre le plus influent d’après l’analyse de la Figure 57. La Figure 58 montre l’évolution de ce ratio sur 60 ans. On constate que le gain de la mesure de teneur en eau est nettement plus significatif en début de vie de l’ouvrage, l’information apportée sur K_d dans les premières années étant très faible lorsqu’on ne mesure que les déformations et d’un niveau comparable à celui qu’on a sur

l'amplitude des déformations quand on mesure à la fois perte de masse et déformation. Même à long terme, on remarque que l'information apportée par la mesure de teneur en eau reste relativement significative. L'intérêt potentiel de la mesure d'humidité dans le béton pour mieux prédire les déformations est donc confirmé.

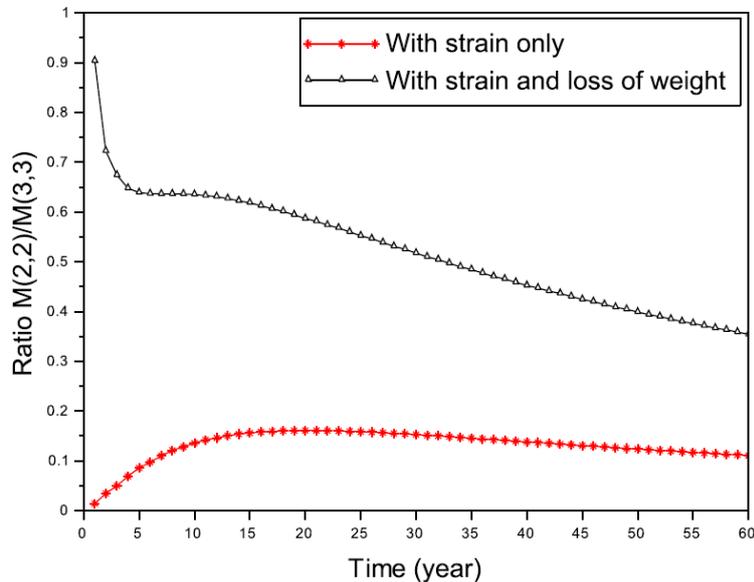


Figure 58 . Evolution du rapport M(2,2)/M(3,3).

Précisons maintenant l'impact de la mesure de teneur en eau en estimant la variance de la déformation en fin d'exploitation $u^2(\varepsilon_{final})$. Une fois les covariances du vecteur \mathbf{P} obtenues par l'Équation 54, les formules classiques de propagation des incertitudes tirées du GUM (ISO 2008) permettent de calculer la variance recherchée.

$$u^2(\varepsilon_{final}) = \sum_i \left(\frac{\partial y_{mo}(\mathbf{P}, t_{final})}{\partial p_i} \right)^2 \cdot u^2(p_i) + \sum_{i \neq j} \frac{\partial y_{mo}(\mathbf{P}, t_{final})}{\partial p_i} \cdot \frac{\partial y_{mo}(\mathbf{P}, t_{final})}{\partial p_j} \cdot cov(p_i, p_j) \quad \text{Équation 61}$$

Comme l'admet le GUM, on assimile la variance à l'incertitude type et on calcule l'incertitude avec un facteur d'élargissement de 2. Dit autrement, l'incertitude est égale au double de la variance calculée dans ce qui suit.

Le gain potentiel qu'on peut espérer en suivant la teneur en eau du béton peut être estimé en comparant les évolutions de variance de la prédiction de ε_{final} selon que l'on en tienne compte ou non.

Considérons deux systèmes de mesure de déformation *in situ* ayant respectivement 20 $\mu\text{m}/\text{m}$ et 50 $\mu\text{m}/\text{m}$ d'incertitude et deux systèmes de mesure de perte de masse par séchage ayant respectivement 0.5% et 0.1% d'incertitude. Les figures suivantes (Figure

59, Figure 60, Figure 61 et Figure 62) présentent l'évolution de l'incertitude sur la déformation en fin d'exploitation pour chacune des quatre configurations possibles, selon la période d'observation.

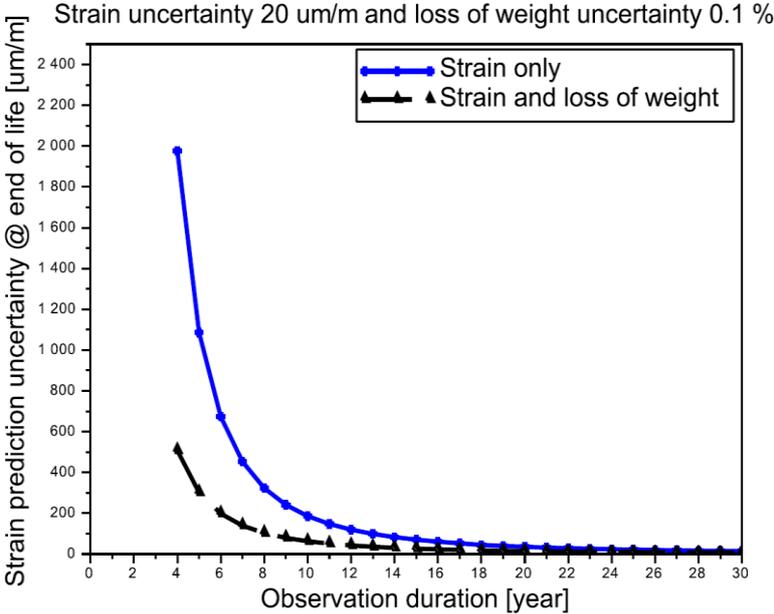


Figure 59 . Évolution de l'incertitude sur la prédiction de la déformation en fin de vie selon le temps, en prenant en compte les déformations seules (incertitude de 20 µm/m) ou les déformations conjointement à la perte de masse (incertitude 0,1%).

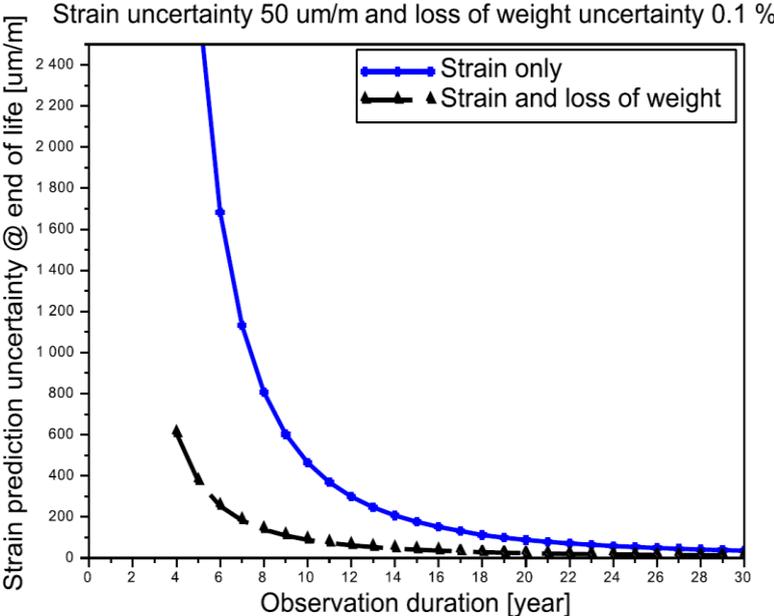


Figure 60 . Évolution de l'incertitude sur la prédiction de la déformation en fin de vie selon le temps, en prenant en compte les déformations seules (incertitude de 50 µm/m) ou les déformations conjointement à la perte de masse (incertitude 0,1%).

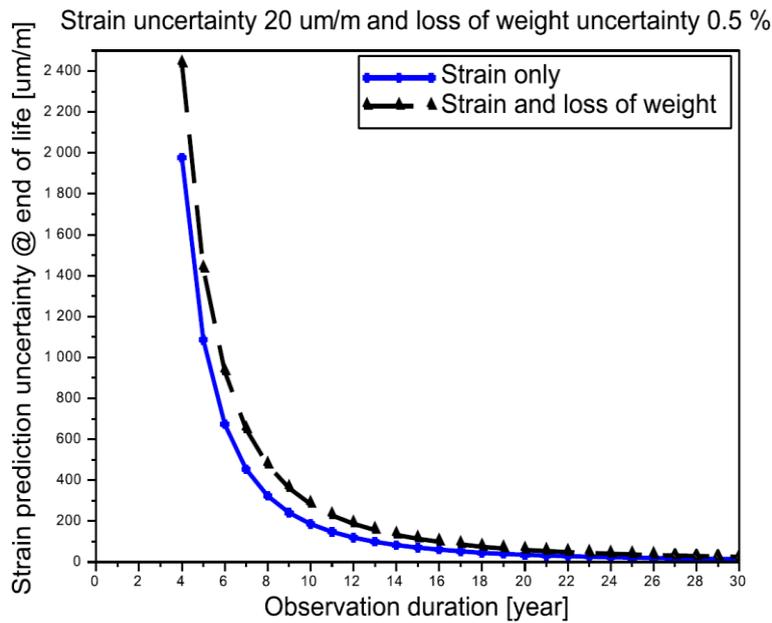


Figure 61 . Évolution de l'incertitude sur la prédiction de la déformation en fin de vie selon le temps, en prenant en compte les déformations seules (incertitude de 20 µm/m) ou les déformations conjointement à la perte de masse (incertitude 0,5%).

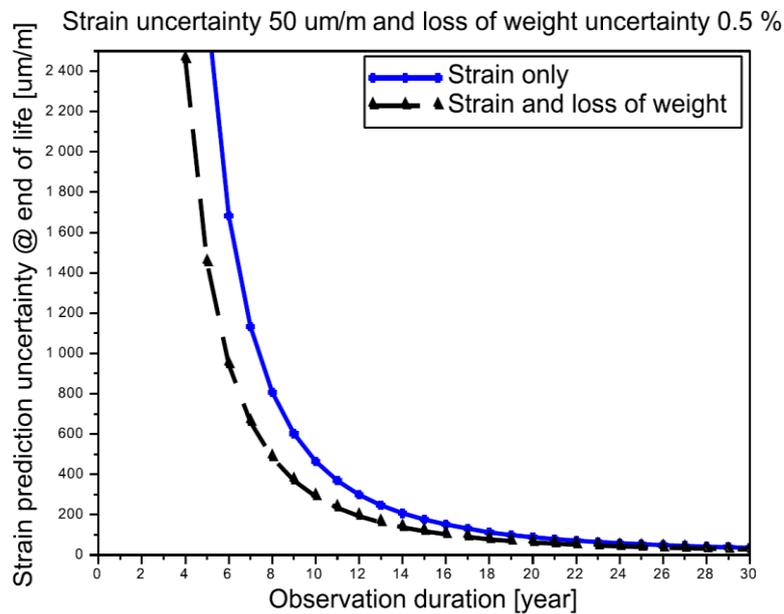


Figure 62 . Évolution de l'incertitude sur la prédiction de la déformation en fin de vie selon le temps, en prenant en compte les déformations seules (incertitude de 50 µm/m) ou les déformations conjointement à la perte de masse (incertitude 0,5%).

On constate des situations assez différentes selon les hypothèses. La prédiction qui intègre une incertitude de mesure de teneur en eau relativement faible semble

notablement améliorée par rapport à la prédiction reposant sur les seules mesures de déformation. Elle apporte une précision supplémentaire d'autant plus significative que l'incertitude de la mesure de déformation est élevée. Ainsi, l'incertitude de prédiction obtenue au bout de 10 ans d'auscultation en combinant déformation et perte de masse est équivalente à celle atteinte au bout de 17 ans si l'incertitude de mesure de déformation est de 20 $\mu\text{m}/\text{m}$. Ce gain s'élève à environ 20 ans si cette incertitude est de 50 $\mu\text{m}/\text{m}$ (Figure 63 et Figure 64).

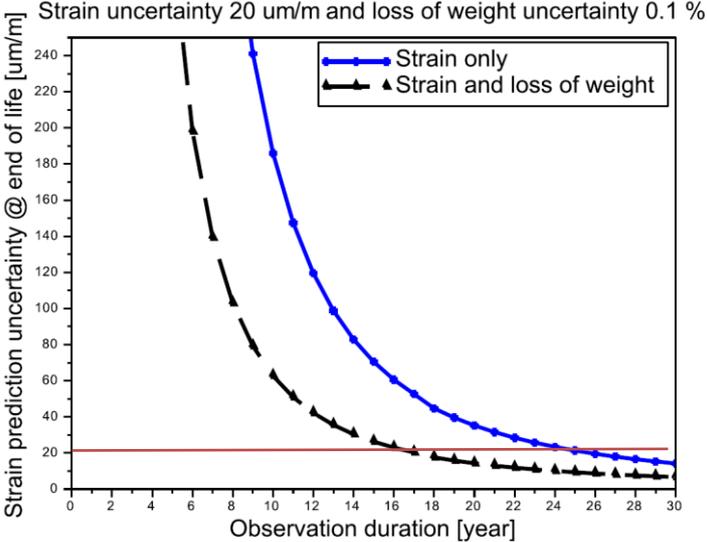


Figure 63 . Zoom sur l'évolution de l'incertitude sur prédiction de déformation en fin de vie lorsque l'incertitude sur la perte de masse est de 0.1% et l'incertitude sur la mesure de déformation est de 20 $\mu\text{m}/\text{m}$.

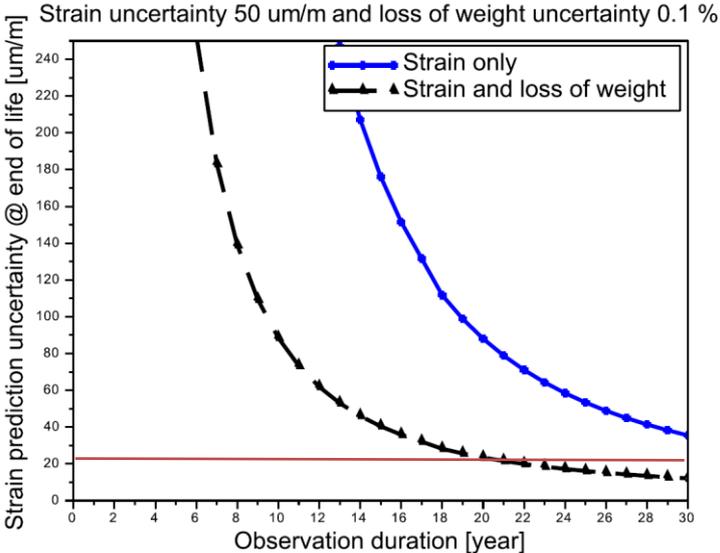


Figure 64 . Zoom sur l'évolution de l'incertitude sur prédiction de déformation en fin de vie lorsque l'incertitude sur la perte de masse est de 0.1% et l'incertitude sur la mesure de déformation est de 50 $\mu\text{m}/\text{m}$.

En revanche, si la mesure de déformation est plus répétable et moins dispersée, le gain associé à la mesure de teneur en eau devient faible voire nul. Pour la combinaison [20 $\mu\text{m}/\text{m}$; 0.5%], la prédiction est même dégradée par la mesure de perte de masse (Figure 61).

L'étude que nous avons faite suppose que le retrait est proportionnel à la perte de masse. Cette hypothèse se fonde sur des essais en laboratoire pour lesquels il est possible de mesurer celle-ci sur un échantillon. Sur un ouvrage, cette perte de masse ne peut être appréhendée qu'en faisant appel des mesures de teneur en eau localisées. Nous allons voir dans la partie suivante à quelles conditions ces mesures ponctuelles peuvent permettre d'évaluer la perte de masse d'un ouvrage en béton.

2.4 Evaluation de la perte de masse par des capteurs disséminés dans la structure

Dans le paragraphe précédent, l'effet de l'incertitude de mesure sur la perte de masse sur la prédiction des déformations a été simulé. Sur les ouvrages, le séchage ne peut être appréhendée qu'en évaluant ponctuellement la teneur en eau, soit via des capteurs noyés à la construction, soit depuis le parement avec des techniques d'END. Si la relation entre perte de masse et teneur en eau est établie dans une configuration parfaitement continue (Équation 1), qu'en est-il si l'on ne dispose que d'un nombre limité de points de mesure ?

Pour tenter de répondre à cette question, nous allons étudier la sensibilité de l'estimation de la perte de masse vis-à-vis du nombre de capteurs et de leur position dans l'épaisseur d'une paroi en béton. La démarche que nous allons suivre est la suivante :

- Tout d'abord, mise en œuvre d'un modèle numérique simple pour calculer le champ de teneur en eau dans une paroi en béton et la perte de masse équivalente.
- Puis nous étudierons rapidement la sensibilité du calcul de perte de masse aux paramètres du modèle, selon plusieurs dispositifs de mesure : connaissance parfaite du champ de teneur en eau, présence d'un capteur au bord ou d'un capteur au milieu de la paroi.
- Evolution de l'incertitude de la perte de masse par intégration des valeurs teneur en eau aux différents points de mesure, en considérant un nombre croissant de capteurs disposés à intervalles réguliers dans la paroi.

Dans le cadre des hypothèses retenues, nous serons alors en mesure de comparer différentes chaînes de mesure en termes d'incertitude et de distribution spatiale. Nous

verrons quelles configurations permettent d'obtenir des incertitudes sur la perte de masse qui soient équivalentes à celles prises en compte dans le paragraphe 2.3.2.

2.4.1 Modélisation numérique du séchage du béton par différences finies

Il s'agit de résoudre l'Équation 2, qui est une équation de diffusion non linéaire, en prenant en compte la forme du coefficient de diffusion donnée par l'Équation 3. Cette configuration ne permet pas une résolution analytique simple et il faut alors recourir à des solutions numériques pour résoudre cette équation aux dérivées partielles.

Suivant toujours le même principe de la simplicité et en s'inspirant des techniques utilisées dans la résolution des problèmes de thermique (Özisik 1993), nous proposons de résoudre l'Équation 2 par la méthode des différences finies selon un schéma explicite. Cette méthode consiste à discrétiser dans le temps et dans l'espace l'équation physique continue, puis de résoudre la nouvelle équation approchée ainsi obtenue. Le caractère non linéaire demande néanmoins quelques adaptations des problèmes classiques de diffusion linéaire non stationnaires. Le choix d'un schéma explicite de résolution implique une contrainte assez forte sur le pas de temps, qui doit être suffisamment petit pour garantir la stabilité et la précision du calcul (Le Pourhiet 1988). Néanmoins, elle est particulièrement simple à programmer et à manipuler, surtout dans le cas monodimensionnel qui nous suffira amplement ici.

Les hypothèses que nous choisissons :

- La diffusion est unidirectionnelle (modèle « 1D axisymétrique »).
- L'enceinte est modélisée comme une tranche de cylindre de rayon interne R_{int} et d'épaisseur ep .
- Les propriétés du matériau (porosité, paramètres de Mensi décrit par l'Équation 3, etc.) sont homogènes.
- Le maillage (discrétisation spatiale) est uniforme de pas Δx . Il comporte N mailles et $N+1$ points, d'où la relation $\Delta x = ep/N$.
- Les conditions aux limites sont de type « Dirichlet » c'est-à-dire que la teneur en eau est imposée à des valeurs fixes aux bords du maillage.
- L'état initial du système est caractérisé par une teneur en eau θ_{init} .

Notons Δt le pas de temps qui va permettre d'intégrer notre équation aux dérivées partielles et θ_j^i la teneur en eau à l'instant $t = i \cdot \Delta t$ (i variant de 0 à l'instant final) et au nœud d'abscisse $x = R_{int} + (j-1) \cdot \Delta x$ (j variant de 0 à N). Un schéma d'illustration de résolution explicite en repère cylindrique est présenté comme sur la Figure 65. La relation correspondante impliquant le coefficient de diffusion non linéaire $D(\theta)$, est fournie par l'Équation 62.

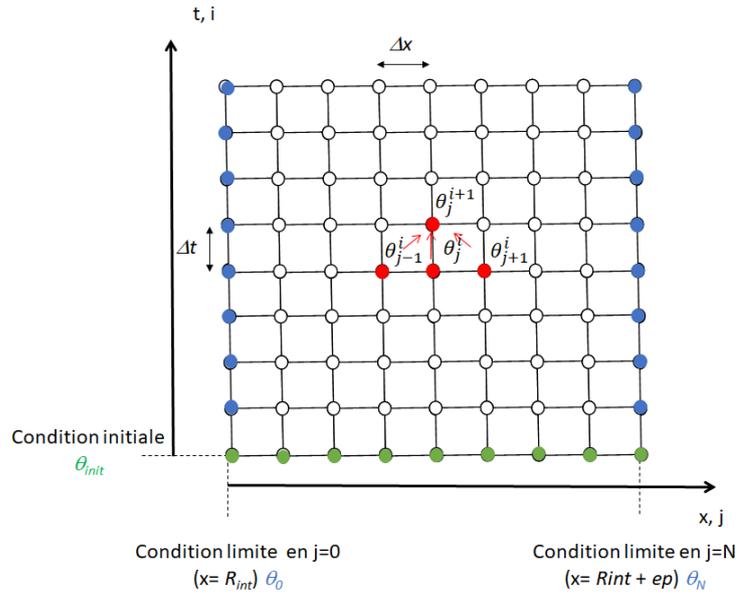


Figure 65. Description d'un schéma spatio-temporel expliquant la résolution explicite pour une équation de diffusion.

$$\theta_x^{t+\Delta t} = \theta_x^t + D(\theta_x^t) \cdot \frac{\Delta t}{\Delta x^2} \cdot (\theta_{x+\Delta x}^t - 2 \cdot \theta_x^t + \theta_{x-\Delta x}^t) + D(\theta_x^t) \cdot \frac{\Delta t}{R_{int} \cdot \Delta x} \cdot (\theta_{x+\Delta x}^t - \theta_{x-\Delta x}^t) \quad \text{Équation 62}$$

Avec $D(\theta_x^t)$ le coefficient de diffusion calculé à l'instant t [m^2/s] et à l'abscisse x en fonction de la teneur en eau selon l'Équation 3.

La condition sur le pas de temps garantissant la stabilité du calcul aux différences finies selon un schéma explicite est rappelée par l'Équation 63 dans le cas d'une diffusion linéaire :

$$D \cdot \frac{\Delta t}{\Delta x^2} \leq \frac{1}{2} \quad \text{Équation 63}$$

Bien qu'étant dans un cas de diffusion non linéaire, nous avons considéré que le pas de temps devait satisfaire *a minima* l'Équation 63 en tout point du maillage, malgré que D ne soit pas constant. En pratique, nous avons considéré une fraction de ce pas de temps critique dans nos calculs.

Les programmes de résolution traitant l'Équation 62 ont été réalisés avec le logiciel open source Scilab (version 5.5, (ESI Group 2017)). Les principaux scripts sont fournis en Annexe A. Le script de base ayant servi à nos travaux est fortement inspiré des travaux d'EDF R&D (Sylvie Michel-Ponnelle 2011) qui est un cas-test validant l'implantation du modèle de séchage dans le logiciel de calcul Code_Aster (EDF R&D 2017).

2.4.2 Sensibilités de la perte de masse et de la teneur en eau locale aux paramètres du modèle de séchage

Tout d'abord, nous avons utilisé le modèle de séchage décrit plus haut pour reproduire la perte de masse tracée sur la Figure 55. Pour représenter une enceinte, la paroi fait 1,20 m d'épaisseur avec un rayon de courbure de 21,9 m. Les paramètres A , B and θ_{init} ont été ajustés au sens des moindres carrés avec des conditions aux limites symétriques fixées à $\theta_0 = \theta_N = 5\%$) pour obtenir les valeurs du Tableau 2.

Tableau 2. Paramètres de la loi de Mensi recalés sur la loi de perte de masse modélisée dans l'approche simplifiée.

A [m^2/s]	B [-]	θ_{init} [%]
$8.5 \cdot 10^{-14}$	0,071	12,5

La comparaison entre la perte de masse ainsi simulée et celle obtenue à partir de l'Équation 56 est visible sur la Figure 66.

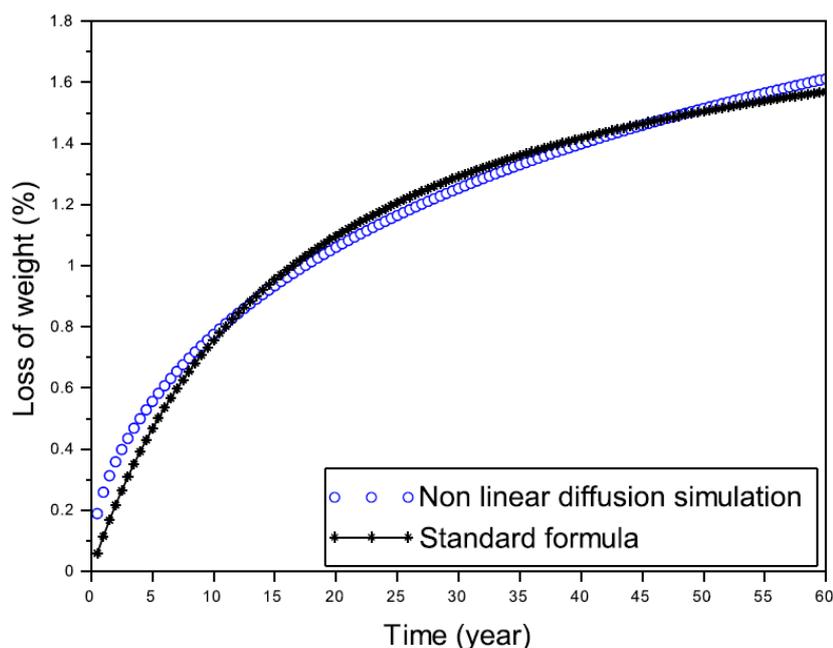


Figure 66 . Comparaison des pertes de masse simulées par modélisation numérique du phénomène de diffusion non linéaire et par la formule réglementaire (« standard formula »).

On constate un accord acceptable. Néanmoins, sur le long terme, l'approche simplifiée a tendance à produire un séchage globalement plus lent.

Le calcul des sensibilités du modèle numérique de séchage se fait également par voie numérique, la dérivée d'ordre 1 étant approchée par différences finies. On compare les sensibilités aux trois paramètres A , B and θ_i pour trois grandeurs de sortie :

- La perte de masse globale (Figure 67).
- La teneur en eau à un point situé à 5 cm du bord (Figure 68).
- La teneur en eau au milieu de la paroi (Figure 69).

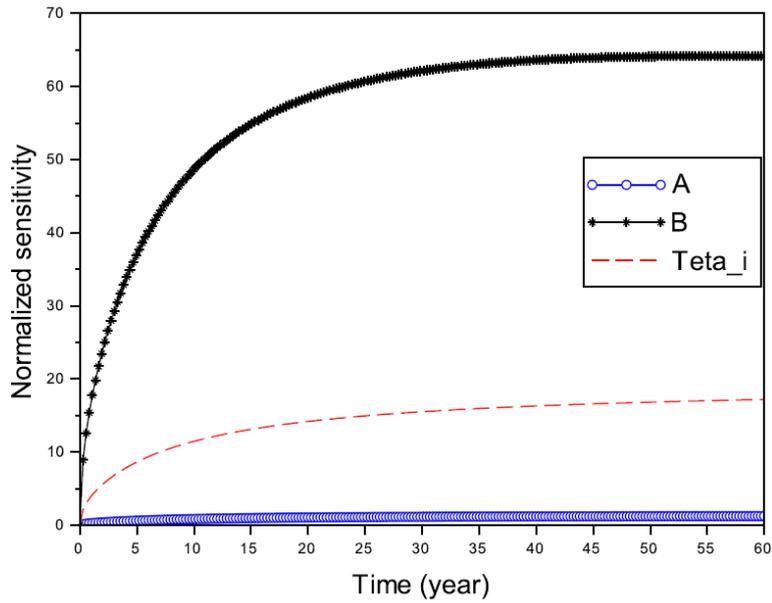


Figure 67 . Évolutions des sensibilités normalisées de la prédiction de perte de masse calculée par le modèle de diffusion non linéaire.

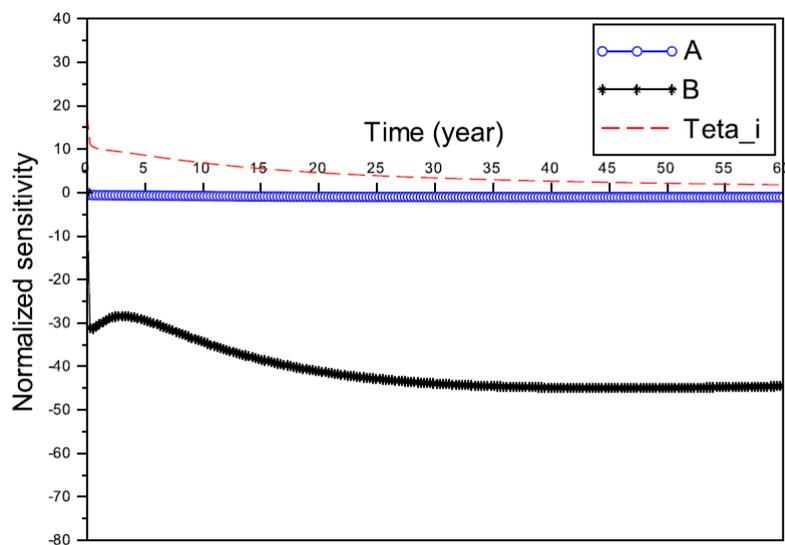


Figure 68 . Évolutions des sensibilités normalisées du modèle de séchage simulant la teneur en eau à 5 cm du bord.

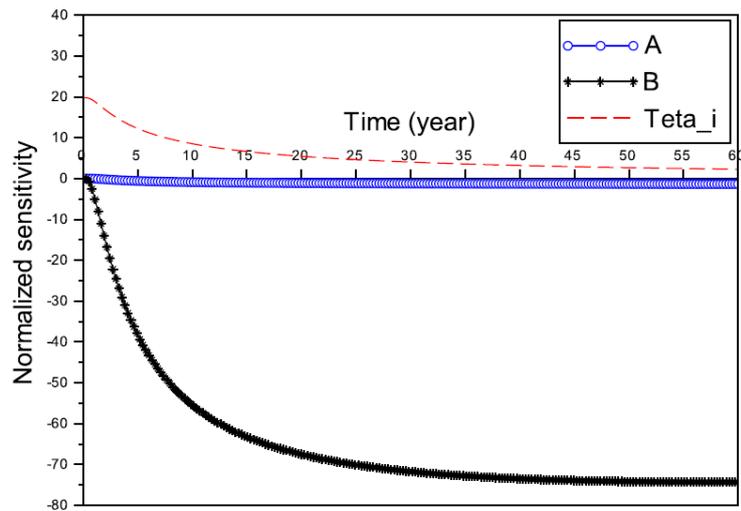


Figure 69 . Évolutions des sensibilités normalisées du modèle de séchage simulant la teneur au centre de la paroi.

Les figures précédentes montrent que les sensibilités sont très différentes selon qu'on s'intéresse à la perte de masse de la section complète ou à l'évolution de la teneur en eau en un point. Les sensibilités de la perte de masse augmentent en valeur absolue au fur et à mesure que le séchage progresse. Au contraire, on remarque que la sensibilité à la teneur en eau initiale θ_{init} diminue progressivement lorsqu'on considère la teneur en eau ponctuelle, et elle diminue d'autant plus vite que le capteur est proche du bord séchant. Ce constat est cohérent avec les phénomènes physiques. Lorsqu'on mesure la perte de masse, il faut attendre que l'échantillon ait atteint l'équilibre hydrique avec l'environnement pour connaître la quantité d'eau qui était présente à l'origine, alors que lorsqu'on mesure la teneur en eau, on peut estimer cette information grâce aux premières mesures. De même, on note que la sensibilité de la mesure de teneur en eau à θ_{init} reste proche de son maximum plus longtemps dans le cas du capteur situé à mi-paroi, celui-ci voyant le signal « séchage » arriver plus tard que le capteur situé au bord. Dans tous les cas, on note une très faible sensibilité normalisée du paramètre A par rapport au paramètre B qui interviennent tous les deux dans la définition du coefficient de diffusion. Ceci peut s'expliquer par le fait qu'à variation identique, le paramètre B a plus d'influence sur la variation du coefficient de diffusion que le paramètre A selon l'Équation 3. On retrouve le phénomène plus loin dans ce mémoire en observant la fonction du coût de la Figure 118. La « cuvette » que forme la fonction est plus allongée selon l'axe de A .

2.4.3 Incertitudes sur la prédiction de la perte de masse d'une section d'ouvrage selon la distribution spatiale des mesures de teneur en eau

Utilisant les mêmes outils de calcul de sensibilité et de propagation d'incertitude, nous avons comparé les estimations de l'incertitude sur la perte de masse après 60 ans d'exploitation obtenues selon deux scénarios :

- En considérant une mesure théorique de perte de masse englobant toute la section d'ouvrage.
- En considérant la perte de masse évaluée par un ensemble de capteurs ponctuels distribués dans l'épaisseur de la paroi.

On s'intéresse ici à deux aspects :

- Le nombre de capteurs ponctuels nécessaires pour obtenir une discrétisation spatiale suffisante et une information sur la cinétique de retrait de dessiccation équivalente à celle apportée par la perte de masse.
- L'influence de l'incertitude de mesure des capteurs ponctuels de teneur en eau sur les résultats précédents.

Pour mener cette analyse, nous fixons l'incertitude de mesure de perte de masse à 0.1% et l'incertitude de mesure de teneur en eau à 0.5%, 1% et 1.5%. Par ailleurs, la durée d'observation est de 15 ans. Lorsque l'on ajoute un capteur, il est placé à 5 cm de son voisin, en partant d'un bord de la structure jusqu'au bord opposé. Le résultat est présenté Figure 70.

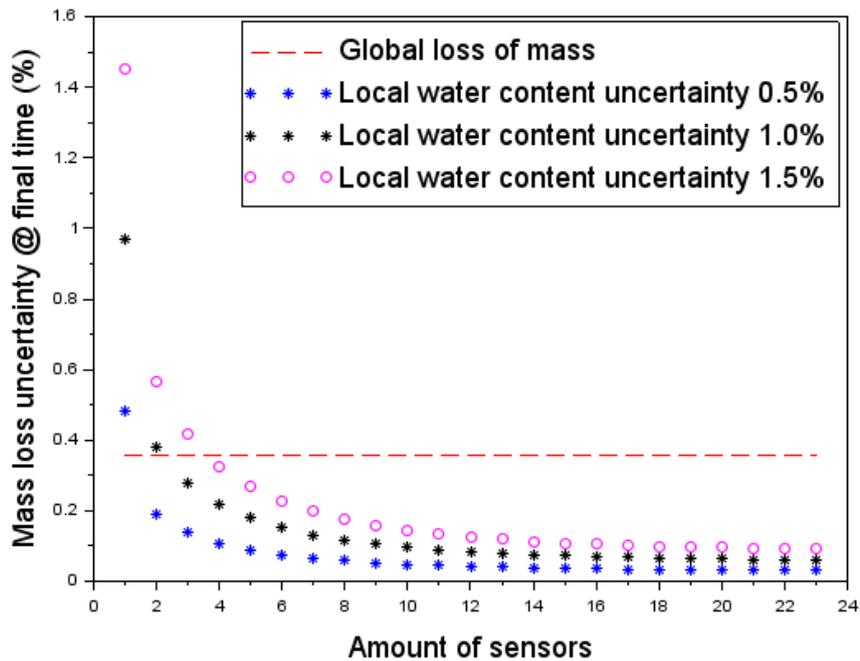


Figure 70 . Évolutions de l'incertitude de la perte de masse d'une paroi d'enceinte de confinement avec le nombre de capteurs de teneur en eau noyés dans le béton.

On constate d'abord que l'incertitude de la prédiction de perte de masse est assez significativement plus élevée que celle des mesures de perte de masse individuelle (0,38% contre 0,1%). Ceci est dû à la propagation des incertitudes entre la période de mesure (10 ans) et le terme de la prédiction (60 ans). Par ailleurs, assez logiquement, la reconstitution de la perte de masse théorique par les capteurs disséminés est d'autant plus précise que leur nombre est grand, permettant une meilleure discrétisation spatiale du gradient de teneur en eau. Le nombre de capteurs pour obtenir une incertitude de prédiction équivalente à celle de la mesure de perte de masse théorique est relativement raisonnable, de l'ordre de trois à quatre selon l'incertitude de mesure de teneur en eau. Notre analyse montre ainsi qu'il est nécessaire de considérer le nombre, la localisation et les performances des capteurs pour concevoir un système de suivi de la teneur en eau d'une structure épaisse. Il est probable que les courbes présentées Figure 70 aient une allure légèrement différente avec une autre disposition des capteurs (par exemple, répartition non uniforme dans l'épaisseur du mur). Le résultat peut également présenter une certaine dépendance au maillage utilisé pour l'intégration numérique de la perte de masse. Néanmoins, l'utilisation de quelques capteurs ponctuels permet de se placer dans les mêmes conditions dans lesquelles ont été obtenus précédemment les résultats sur l'influence de la mesure de perte de masse sur la déformation différée.

2.5 Bilan de l'approche simplifiée d'estimation de l'incertitude-cible pour la teneur en eau

Dans cette partie, nous avons présenté une méthode pour estimer l'information associée à la mesure de teneur en eau dans le pronostic de déformation différées d'une structure assimilable à une enceinte de confinement.

En se basant sur des modèles simplifiés des phénomènes physiques en jeu, sur leur sensibilité et sur un traitement classique de la propagation des incertitudes de mesure, nous avons montré qu'on pouvait potentiellement améliorer les prédictions de déformations différées des enceintes en mesurant la teneur en eau dans le béton conjointement aux mesures de déformation. Cette analyse confirme l'intérêt de la mesure de teneur en eau, moyennant quelques conditions :

- Les mesures de teneur en eau sont d'autant plus intéressantes à considérer qu'elles sont précoces (pendant les dix premières années d'exploitation, par exemple).
- L'incertitude de mesure de teneur en eau doit être suffisamment basse pour apporter un complément d'information à la mesure de déformation. Néanmoins l'ordre de grandeur des valeurs obtenues, de l'ordre de 1%, semble techniquement acceptable, même s'il est probable qu'il faille encore améliorer les systèmes actuels pour l'atteindre.
- Le nombre de capteurs à disposer dans l'épaisseur du mur joue un rôle central dans la performance du système. Un capteur situé au bord n'apporte pas la même information qu'un capteur situé au centre et les deux informations sont complémentaires pour améliorer le pronostic de déformation différée. Au vu des résultats et en tenant compte d'une marge de sécurité vis-à-vis des performances réelles des systèmes de mesure, nous préconisons un minimum de 5 capteurs pour une épaisseur de paroi de l'ordre du mètre.

S'il elle a permis de confirmer un possible intérêt de la mesure de teneur en eau dans la surveillance des enceintes, notre démarche souffre de certaines limites, notamment les suivantes :

- Si un modèle simple est parfois indispensable dans le cadre d'une démarche d'auscultation pour traiter rapidement les données, il est clair que les lois de retrait-fluage et de perte de masse utilisées ici ne rendent pas compte de certains phénomènes, comme le couplage entre l'humidité et la déformation de fluage ou des conditions aux limites variables.
- L'absence de prise en compte d'un éventuel biais dans les modèles, puisqu'on a supposé que les prédictions des modèles étaient centrées sur la déformation réelle de l'ouvrage.

Pour tenter de déterminer une valeur cible de l'incertitude de mesure de teneur en eau qui soit pertinente dans le cadre de la surveillance opérationnelle des enceintes, nous proposons d'utiliser une méthode de Monte Carlo (JCGM 2008), qui fera l'objet du chapitre 4. Pour mettre en œuvre cette méthode d'évaluation d'incertitude, nous avons également besoin d'une structure de référence sur laquelle on peut évaluer à la fois teneur en eau et déformation et qui présente un comportement réaliste d'enceinte de confinement. Nous avons choisi un modèle numérique pour construire cette référence. La méthode de Monte Carlo étant basée sur un nombre relativement important de tirages aléatoires et de calculs, il est en outre nécessaire de disposer de modèles simples comportant peu de paramètres. Cet objectif de simplicité de modélisation est également nécessaire pour disposer d'un modèle de surveillance opérationnelle des structures. L'objet de la partie 3 est précisément de développer une loi relativement simple qui permette d'intégrer la teneur en eau dans le traitement des mesures d'auscultation, en s'inspirant de la démarche actuelle d'EDF, rappelée en 1.2.3.3.

3 Proposition d'un modèle dédié à la surveillance de la teneur en eau des enceintes de confinement

La partie précédente ayant montré leur intérêt pour améliorer les prédictions de déformations différées, ce chapitre a pour objectif de proposer une méthode qui intègre d'éventuelles mesures de teneur en eau du béton. Cette loi sera ensuite utilisée pour définir le niveau d'incertitude de ces mesures en l'ajustant pour satisfaire les besoins de la surveillance des enceintes.

3.1 Principe de la démarche

Se plaçant dans le cadre de la surveillance opérationnelle des effets à long terme et s'inspirant du modèle TPT (Équation 41), nous proposons de vérifier si la teneur en eau peut être une variable explicative pertinente pour décrire les déformations différées d'une enceinte de confinement. Ce choix est avant tout guidé par des raisons pragmatiques et opérationnelles :

- Simplicité, robustesse et rapidité de mise en œuvre, notamment pour pouvoir réaliser des tirages aléatoires et des identifications automatiques des différents paramètres lors de l'application de la méthode de Monte Carlo.
- Nombre restreint de paramètres (principe de parcimonie).
- Représentativité satisfaisante des phénomènes à l'échelle de la structure et sur le long terme.

Par ailleurs, la contrainte relative à l'identification des paramètres sur un nombre restreint de configurations est inhérente à la surveillance des ouvrages et des enceintes en particulier. C'est en partie pour cette raison (Willm and Beaujoint 1967) qu'EDF a choisi comme outil de traitement de données la régression multilinéaire (Saporta 2011). Celle-ci permet de tester facilement des modèles exprimant des variables à expliquer (déformation dans notre cas) en fonction de variables explicatives (teneur en eau et température).

Ces prérequis excluent l'emploi de modèles de structure aux éléments finis, certes complets, mais trop lourds à manipuler.

Par ailleurs, même si les chercheurs ont amélioré les modèles et démontré leur caractère prédictif sous certaines hypothèses, il convient de rester prudent quand on souhaite prédire un comportement à 50 ans ou plus sur la base de 5, 10 ou 20 ans de mesures. A propos du caractère prédictif des modèles de fluage du béton, rappelons-nous la mise en garde suivante (Acker and Ulm 2001) : « We should note that the extrapolation of experimental results to the long-term [...] depends heavily on the chosen physical mechanism potentially at stake: in the first, the final strains will depend in particular on the degree of reversibility of the strains of the cracked zone [...]; in the second, the creep rates should tend to become uniform, irrespective of the size of the structural elements [...]. Whichever theory is applied, a precise analysis of the mechanisms at stake requires taking the humidity (or the evaporable water content) into account [...]. ».

Pour vérifier la pertinence et les limites de l'approche, nous avons utilisé l'un des rares ouvrages disponibles où la teneur en eau et les déformations sont mesurées à des fréquences équivalentes : la maquette VeRCoRs. Nous avons mis en œuvre des méthodes statistiques classiques pour sélectionner les variables explicatives les plus pertinentes, ce qui a permis de tester plusieurs modèles linéaires pour établir une nouvelle loi dite TETT (pour « Teneur en Eau, Temps, Température »). Ainsi, nous avons suivi une démarche exploratoire de données en trois étapes :

- Une description des données destinée à mettre en évidence les relations d'interdépendance entre elles. Cette étape a pour but de rendre plus accessible l'information à l'utilisateur voire à réduire significativement le nombre de données à traiter. Nous avons utilisé ici une méthode de classification (la Classification Hiérarchique Ascendante, CAH) et une méthode factorielle (l'Analyse en Composantes Principales ACP) pour sélectionner les variables les plus représentatives et tester un modèle linéaire. De façon grossière, la CAH opère un premier tri en regroupant les capteurs par famille, et l'ACP permet de finaliser ce choix sur la base de corrélations entre variables.
- Une phase dite « inférentielle » où l'on va bâtir et évaluer le modèle linéaire reliant les variables à expliquer (en l'occurrence la déformation) par des variables explicatives (la température et la teneur en eau). On s'est basé sur des outils de régression linéaire classique.
- Une tentative de prédiction des dernières mesures acquises en ne tenant compte que d'une partie des mesures de déformation et de teneur en eau disponibles.

On a utilisé dans cette partie les logiciels de calcul scientifique et de traitement de données Scilab (ESI Group 2017), le logiciel R (R Core Team 2014) et le package FactoMineR du logiciel R (Lê, Josse, and Husson 2008; Husson, Lê, and Pagès 2016) .

3.2 Bref aperçu de la maquette VeRCoRs et capteurs retenus pour l'étude

3.2.1 Objectifs de la maquette

La maquette VeRCoRs (pour « Vérification Réaliste du Confinement des Réacteurs ») est en fait un laboratoire scientifique construit par EDF sur le site EDF Lab. Les Renardières dont l'objectif est étroitement lié à la démonstration de la durée de vie des enceintes de confinement à double paroi (Masson and Alliard 2013; Masson et al. 2014). Lancé en 2011, ce projet a deux objectifs principaux :

- Démontrer le comportement satisfaisant des enceintes de confinement au-delà de 40 ans de fonctionnement.
- Fournir une structure support à la recherche permettant d'étudier les phénomènes de vieillissement et lever un certain nombre de verrous scientifiques pour mieux gérer l'actif industriel d'EDF.

Afin d'accélérer les effets du vieillissement du béton, EDF a opté pour une maquette d'enceinte à un échelle réduite à 1/3 par rapport aux enceintes du palier P'4 (1300 MW). Le séchage est ainsi théoriquement accéléré d'un facteur 9. Celui-ci étant le moteur principal des phénomènes qui induisent les pertes de précontrainte du béton, on peut espérer accélérer significativement le développement des déformations différés d'un facteur équivalent. Ainsi, une année d'observation de la maquette correspond à environ 10 ans d'exploitation des enceintes réelles.

La maquette (visible Figure 71) a été construite entre 2013 et 2015 et fait l'objet depuis un programme de recherche intensif, associant sciences des matériaux, analyse de structures et mesures in-situ.



Figure 71. La maquette VeRCoRs sur le site EDF Lab. Les Renardières. ©Alexis Legrix.

3.2.2 Description de la maquette et de son dispositif de surveillance

La maquette représente une enceinte à double parois (1.2.1.1). L'enceinte interne constituée d'une paroi en béton précontraint, de 40 cm d'épaisseur pour une hauteur d'environ 21 m et un rayon de 7,30 m. L'enceinte externe permet de recréer des conditions environnementales comparables à celles de l'exploitation. Une coupe verticale et une coupe horizontale sont présentées en Annexe B.

Par conception, la grandeur mécanique conservée dans le changement d'échelle est la contrainte dans le béton en partie courante (Mathieu et al. 2018). Si on fait l'hypothèse d'un comportement viscoélastique linéaire, les déformations en épreuve et en exploitation sont censées être comparables à celles du parc EDF. En revanche, les déplacements de VeRCoRs sont trois fois plus petits, en théorie, que ceux mesurés à l'échelle 1.

La maquette est équipée d'une large panoplie de chaînes de mesure d'auscultation (Oukhemanou et al. 2016). Comme sur le parc, les déformations sont suivies par des extensomètres à corde vibrante noyés, mais aussi par des capteurs répartis à fibre optique (technologie Brillouin ou Rayleigh selon les besoins, (Buchoud 2014)). Les températures sont mesurées par des sondes résistives type Pt 100, et également par capteurs répartis à fibre optique (technologie Raman). Le séchage est appréhendé via des capteurs TDR (1.3.5) et « pulse decay » (1.3.4).

La comparaison des systèmes équipant la maquette VeRCoRs et une enceinte classique du parc est donné dans le Tableau 3.

Tableau 3. Comparaison des dispositifs d'auscultation utilisés sur la maquette VeRCoRs et sur une enceinte standard P'4 d'EDF

Grandeur suivie	Technologie	Maquette VeRCoRs	Enceinte EDF
Déformation	Extensomètre à corde vibrante	>300	~50
Déformation	Fibre optique Brillouin	2 km	/
Température	Sonde résistive Pt100	>200	~25
Température	Fibre optique Raman	2 km	/
Variation de hauteur	Fil Invar	4	4
Variation de diamètre	Pendule	4	4
Déformation des aciers passifs	Jauges résistives	80	/
Teneur en eau et perméabilité	« pulse decay »	18	/
Teneur en eau	TDR	17	/

La Figure 72 montre la répartition spatiale des extensomètres ponctuels, des sondes de température et des capteurs distribués à fibre optique.

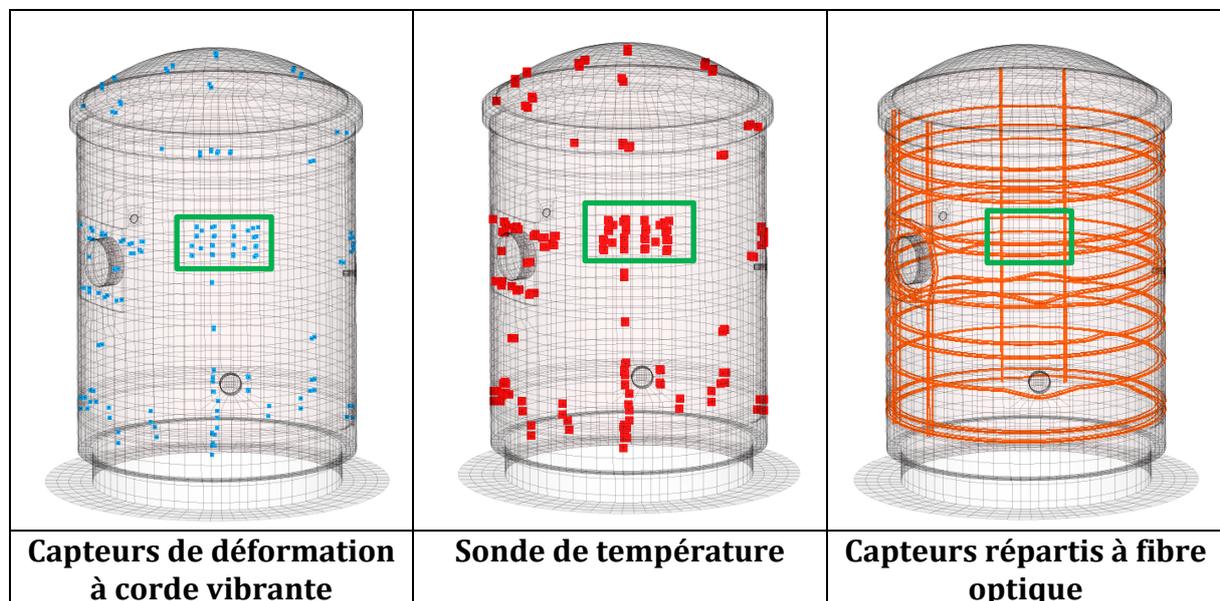


Figure 72. Répartition spatiale de quelques types de capteurs dans la maquette VeRCoRs. La Partie Courante à Auscultation Renforcée (PACAR) est encadrée en vert.

3.2.3 Capteurs retenus pour l'étude

Pour bâtir une loi modélisant les déformations différées, nous nous sommes concentrés sur une zone dont le comportement est *a priori* relativement simple à interpréter : la « PACAR » pour « Partie Courante à Auscultation Renforcée ». Cette zone

est située loin des zones « singulières » (gousset, sas, nervure ou ceinture torique) et on peut voir sa position sur la Figure 72. Cette zone a été conçue pour être sur-instrumentée. Pour cela, elle comporte 66 capteurs de déformation, 32 capteurs de température et 2 sondes TDR pour la teneur en eau (sans parler des fibres optiques qui la traverse). Son comportement se rapproche en théorie d'un comportement purement membranaire dont le séchage est essentiellement monodimensionnel.

Avant de tester un éventuel modèle liant déformations, températures et teneurs en eau, il convient d'identifier quelle déformation utiliser. Une possibilité peut être de considérer la moyenne des mesures disponibles et de considérer éventuellement l'écart-type pour évaluer la dispersion autour de cette moyenne. Pour établir un modèle de surveillance opérationnelle des ouvrages, la pratique d'EDF consiste néanmoins à utiliser des séries chronologiques directement issues des capteurs. On s'efforce alors de sélectionner un capteur représentatif du phénomène observé. Cette sélection se fait selon plusieurs critères.

Un premier tri a été fait sur des critères géométrique. Nous nous sommes concentrés sur la levée n°8 (élévation entre +7,50m +8,00m). Pour les déformations, nous avons considéré les 4 génératrices verticales de la PACAR et sélectionné 16 capteurs de déformation tangentielle et verticale situés à l'intrados et à l'extrados.

Au voisinage de ces témoins sonores, on a également choisi 4 capteurs de température et 2 capteurs TDR. Le nombre relativement faible de sondes thermiques sélectionnées s'explique par le constat de séries chronologiques de température quasiment identiques à l'œil nu.

Le Tableau 4, le Tableau 5 et le Tableau 6 fournissent les coordonnées des capteurs de la PACAR et la Figure 73 illustre leur disposition dans la levée 8.

Tableau 4. Capteurs de déformation (TS) sélectionnés de la PACAR.

Nom capteur	Direction			Position dans la paroi		Coordonnées (approximatives)		
	Tangentielle	Verticale	Radiale	Intrados	Extrados	r (mm)	θ (grade)	z (m)
P1EV		x			x	7650	388	8
P1ET	x				x	7650	388	8
P2IV		x		x		7350	388	8
P2IT	x			x		7350	388	8
P3EV		x			x	7650	388	7.5
P3ET	x				x	7650	388	7.5
P4IV		x		x		7350	388	7.5
P4IT	x			x		7350	388	7.5
P23EV		x			x	7650	358	8
P23ET	x				x	7650	358	8
P24IV		x		x		7350	358	8
P24IT	x			x		7350	358	8
P25EV		x			x	7650	358	7.5
P25ET	x				x	7650	358	7.5
P26IV		x		x		7350	358	7.5
P26IT	x			x		7350	358	7.5

Tableau 5. Capteurs de température (Pt100) sélectionnés de la PACAR.

Nom capteur	Position dans la paroi		Coordonnées (approximatives)		
	Intrados	Extrados	r (mm)	θ (grade)	z (m)
P1		x	7650	388	8
P2	x		7350	388	8
P3		x	7650	388	7.5
P4	x		7350	388	7.5

Tableau 6. Capteur de teneur en eau (TDR) sélectionnés dans la PACAR.

Nom capteur	Coordonnées approximatives		
	r (mm)	θ (grade)	z (m)
TDR16_P	7500	370	7.5
TDR17_P	7500	355	7.5

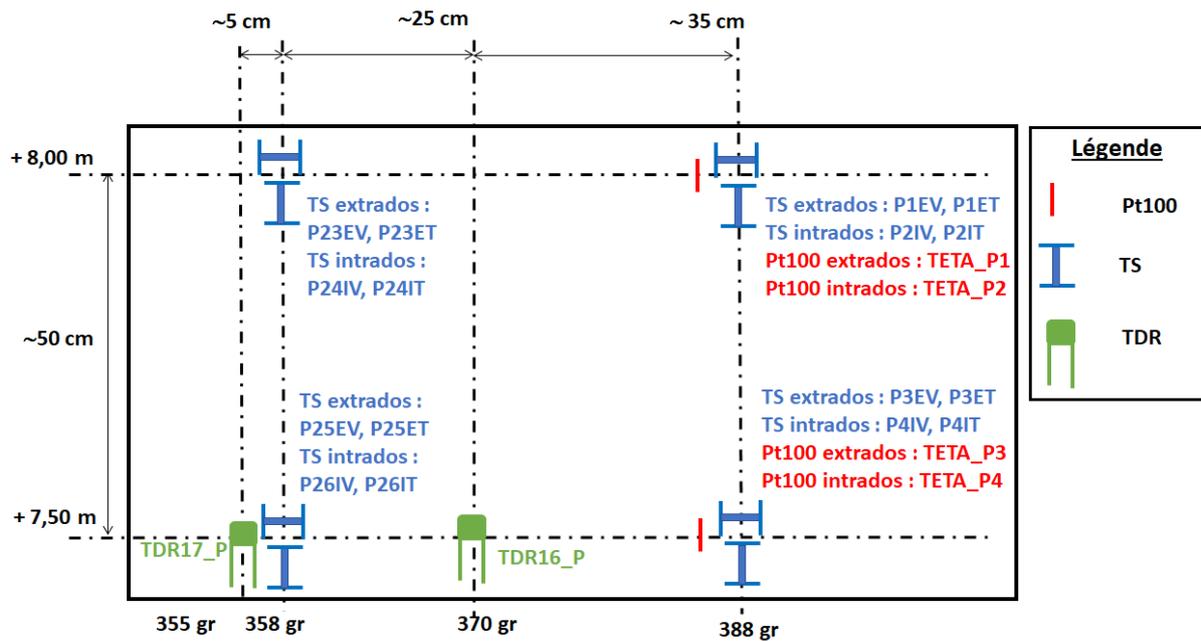


Figure 73. Vue schématique en élévation des capteurs sélectionnés dans la levée 8.

Même si le comportement de la PACAR est censé ne pas être influencé par les effets de flexion, il semble prudent d'analyser l'influence potentielle du radier. En effet, la raideur du radier est significativement plus importante que celle du fût et sa réaction est retardée par rapport à celle du fût. Ainsi la radier peut imposer des dilatations différentielles à la base du fût qui peuvent avoir des effets sur les extensomètres de la PACAR. Les mesures de température dans le radier semblent plus hétérogènes que dans le fût, d'où notre choix des 16 capteurs dans le radier. Les coordonnées de ces capteurs sont recensées dans le Tableau 7.

Tableau 7. Capteurs de température (Pt100) sélectionnés dans le radier.

Nom capteur	Position dans la paroi			Coordonnées	
	Intrados	Extrados	r (mm)	θ (grade)	z (m)
TETA_E1	x		0	0	-1.1
TETA_E2	x		4000	172	-1.1
TETA_C2		x	4000	172	-1.7
TETA_E3	x		6450	172	-1.1
TETA_C3		x	6450	172	-1.7
TETA_E4	x		4000	295	-1.1
TETA_C4		x	4000	295	-1.7
TETA_E6	x		4000	235	-1.1
TETA_C6		x	4000	235	-1.7
TETA_E7	x		6450	235	-1.1
TETA_C7		x	6450	235	-1.7
TETA_E8	x		4000	20	-1.1
TETA_C8		x	4000	20	-1.7
TETA_E9	x		6450	20	-1.1
TETA_C9		x	6450	20	-1.7
TETA_C10		x	4000	370	-1.7

Les noms de tous les capteurs sélectionnés pour le premier tri sont récapitulés dans le Tableau 8.

Tableau 8. Première sélection de capteurs noyés pour l'analyse de la PACAR.

	Capteur de déformation		Capteur de température (Pt 100)	Capteur de teneur en eau (TDR)
	Verticale	Tangentielle		
PACAR Intrados	P2_IV, P4_IV, P24_IV, P26_IV	P2_IT, P4_IT, P24_IT, P26_IT	TETA_P2, TETA_P4	/
PACAR Médian	/	/	/	TDR16_P, TDR17_P
PACAR Extrados	P1_EV, P3_EV, P23_EV, P25_EV	P1_ET, P3_ET, P23_ET, P25_ET	TETA_P1, TETA_P3	/
Radier	/	/	TETA_C2, TETA_C3, TETA_C4, TETA_C6, TETA_C7, TETA_C8, TETA_C9, TETA_C10, TETA_E1, TETA_E2, TETA_E3, TETA_E4, TETA_E6, TETA_E7, TETA_E8, TETA_E9	/

3.3 Sélection des variables explicatives

Nous avons poursuivi notre sélection de capteurs grâce à des outils classiques outils de l'analyse factorielle. Dans ce cadre, les données sont généralement présentées sous forme de tableaux dont les lignes sont les individus (les mesures au cours du temps) et les colonnes les variables statistiques (représentant les capteurs de déformation, température et teneur en eau).

3.3.1 Traitements préalables

3.3.1.1 Déformation

Nous utiliserons les déformations dites « réelles » obtenues selon l'Équation 39 à partir des déformations brutes et des températures issues des sondes les plus proches des capteurs de déformation. L'effet de ce traitement est visible sur la Figure 74 et la Figure 75.

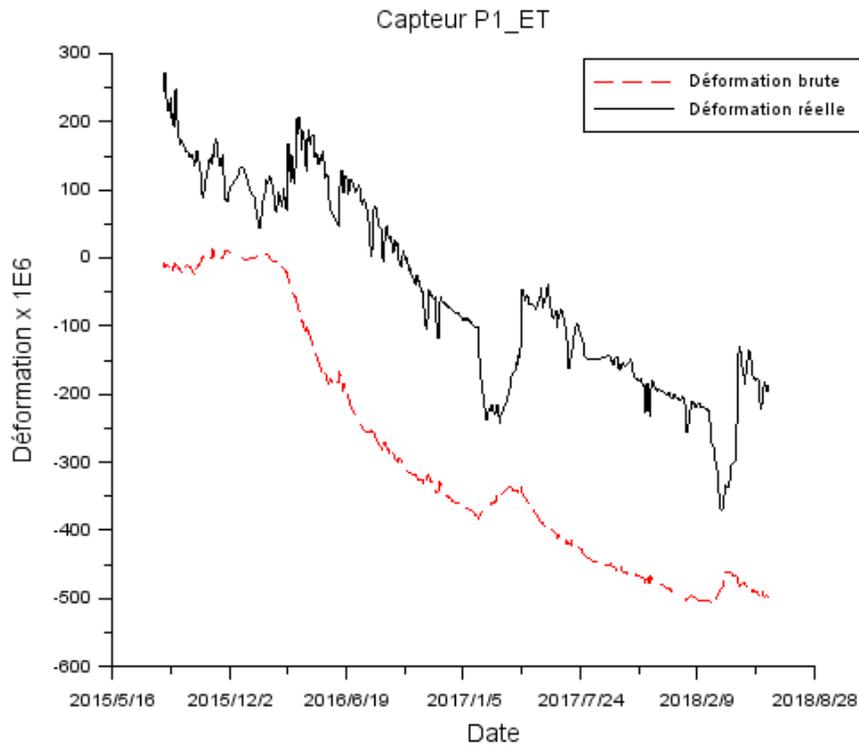


Figure 74. Déformations brute et réelle pour le capteur P1_ET (direction tangentielle) associé à la température TETA_P1.

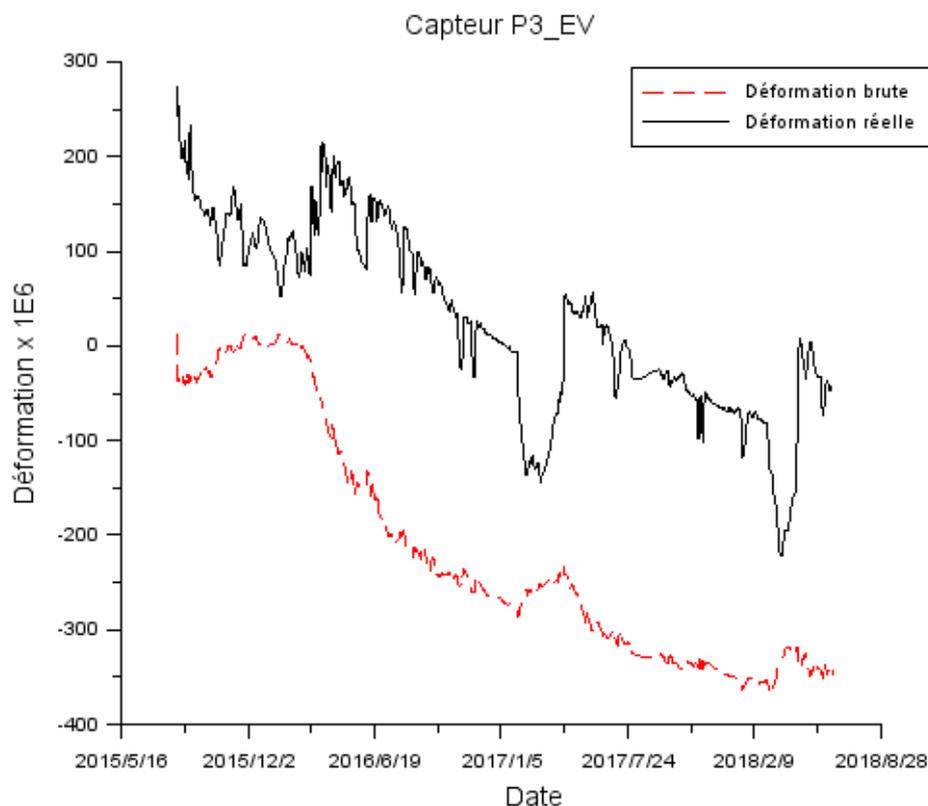


Figure 75. Déformations brute et réelle pour le capteur P3_EV (direction verticale) associé à la température TETA_P3.

Le passage en déformation réelle (Équation 39) permet une interprétation plus directe du comportement mécanique. Par exemple, pendant les périodes sans chauffage (hiver 2015-2016, janvier-avril 2017 et février-mars 2018), la déformation réelle montre un retrait, ce qui est plus réaliste que la tendance de la déformation brute qui va dans le sens d'un allongement durant les mêmes périodes.

Les différentes tendances observées, à haute et basse fréquence, sont expliqués plus loin, avec les commentaires relatifs à la Figure 86.

3.3.1.2 TDR

Au paragraphe 1.3.1, nous avons rappelé la nécessité de recourir à des courbes dites de calibration pour passer de la permittivité mesurée à la saturation ou à la teneur en eau recherchée. La loi de calibration entre saturation en eau S_l et permittivité relative ϵ_r retenue pour notre étude est celle proposée par (Taillade, Toulemonde, and Haelewyn 2017), qui est résumée par l'Équation 64^v.

$$S_l = 0,107 \cdot \epsilon_r - 0,157 \quad \text{Équation 64}$$

^v Pour passer de la saturation à la teneur en eau, signalons que la porosité est d'environ $p = 15\%$ ($\theta = p \cdot S_l$).

Cette équation a le mérite d'être simple. D'autres modèles ont été proposés pour les bétons, qui sont parfois mieux fondés physiquement (Paquet 1971; Tsui and Matthews 1997; Guihard 2018).

En outre, une régression linéaire de la saturation par la température a été utilisée pour filtrer les effets thermiques sur la teneur en eau.

Néanmoins, nous avons vu sur la Figure 48 que malgré un traitement du temps de vol amélioré, la dispersion sur les mesures TDR restait importante. Ces mesures sont acquises la plupart du temps au pas horaire, comme le montre la Figure 76. Pour tenter de diminuer cette dispersion et se caler sur le pas quotidien des mesures de déformation et de température, nous avons effectué un lissage en moyennant les mesures TDR par période de vingt-quatre heures. Lorsqu'une donnée est manquante, on procède à une simple interpolation linéaire.

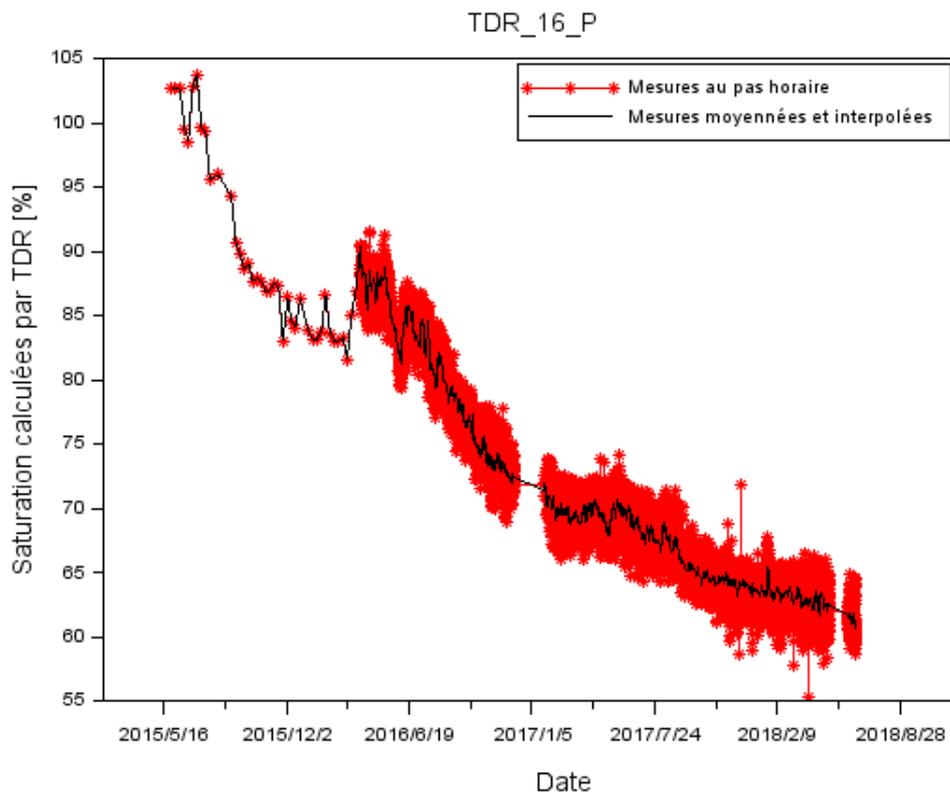


Figure 76. Traitement des estimations de saturations issues des mesures TDR.

3.3.1.3 Période d'étude

La période considérée va du 10/08/2015 au 14/06/2018, en excluant les périodes d'épreuve (influence dominante de la pression) et une période plus récente d'absence de mesure TDR suite à un incident dans l'acquisition de données. Cette période est également située après la fin de précontrainte de la maquette. La Figure 77 permet de visualiser la période retenue par rapport à l'ensemble des données disponibles au moment de l'analyse.

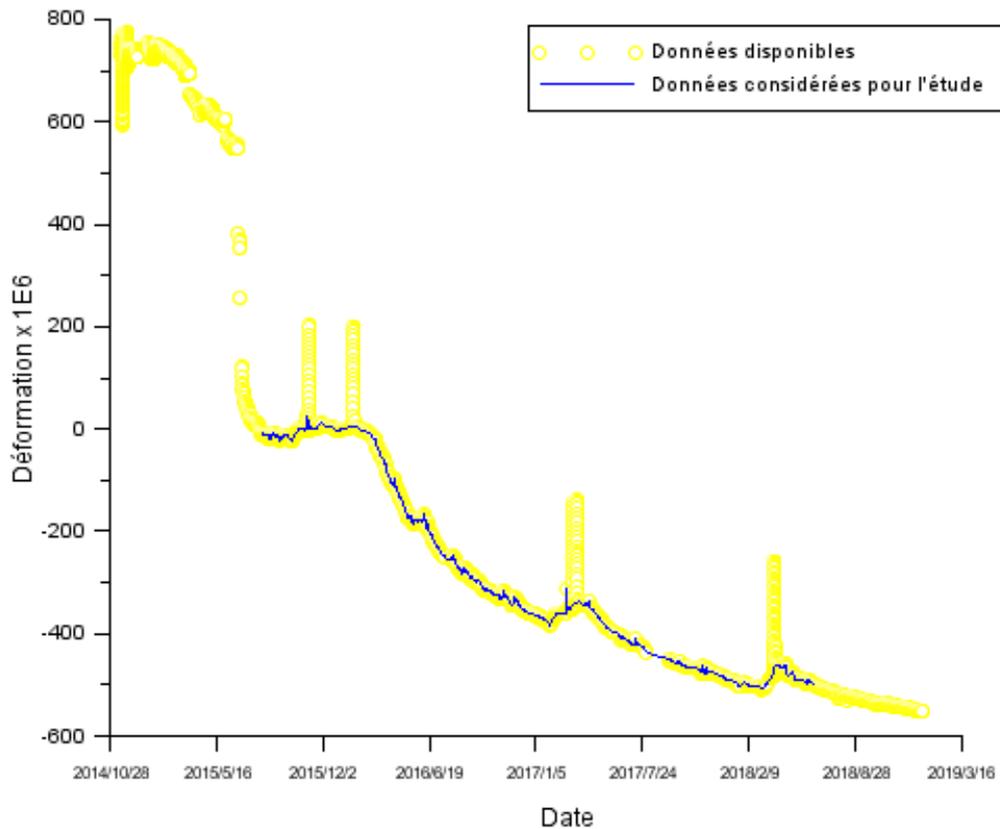


Figure 77. Données sélectionnées pour l'étude, par rapports aux données disponibles.

Si on se réfère à l'hypothèse d'une accélération de séchage d'un facteur 9 évoqué en 3.2.1, on peut dire que cette période de 34 mois sur la maquette correspond à environ 8 ans et demi d'observation à l'échelle d'une enceinte réelle.

3.3.2 Classification Hiérarchique Ascendante (CAH)

3.3.2.1 Rappels sur la CAH

La CAH est une méthode qui consiste à organiser les individus en groupes homogènes et bien séparés, ou classes, pour déceler d'éventuelles structures dans la population étudiée (Saporta 2011; Husson, Lê, and Pagès 2016). Le principe est d'établir des partitions emboîtées par étapes successives qui s'échelonnent depuis les unités statistiques isolées jusqu'à une classe unique formée de toute la population. Le résultat final est présenté sous la forme d'un « dendogramme », montrant comment les partitions s'emboîtent les unes dans les autres. Différents outils permettent de déterminer « où couper » dans l'arbre pour obtenir la « meilleure » classification possible.

Notre but est d'utiliser la CAH pour distinguer d'éventuels groupes de capteurs dont les signaux sont statistiquement très proches, permettant de réduire le nombre de variables à introduire dans l'étape suivante constituée par l'ACP. Cette phase ne concerne pas les capteurs TDR qui ne sont que deux et pourront être intégrés directement à l'ACP. La CAH est mise en œuvre via le logiciel R (R Core Team 2014) selon la méthode de Ward.

L'algorithme de cette méthode calcule des variances dites intraclasse (somme des variances dans une classe) et interclasses (variance du nuage des centres de gravités des classes) et construit une classification qui minimise la première et maximise la seconde.

3.3.2.2 Application de la CAH aux mesures de température, déformation et teneur en eau de la PACAR

Le dendrogramme relatif aux températures est présenté sur la Figure 78.

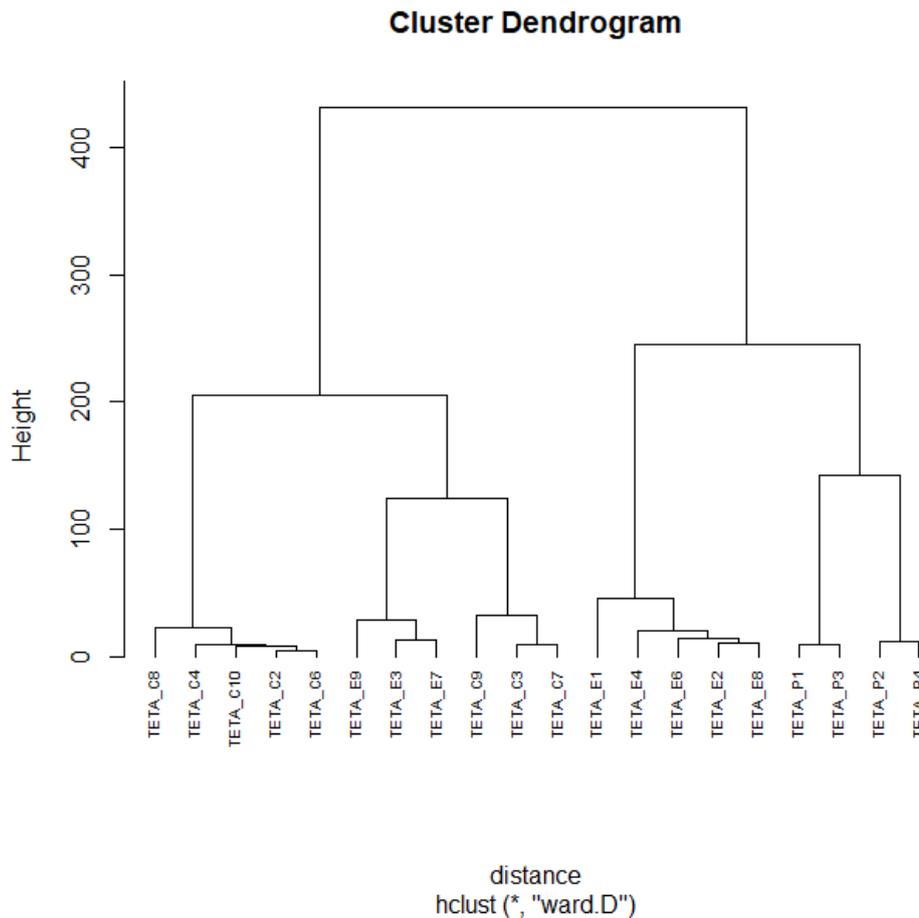


Figure 78. Dendrogramme issu de la CAH sur les températures sélectionnées de la PACAR et du radier de VeRCoRs.

L'unité de l'axe verticale du dendrogramme n'est pas forcément intuitive. Dans notre cas, elle est liée aux variances des classes.

On distingue 4 classes principales regroupant les variables suivantes :

- Les sondes de température de la PACAR TETA_P1 à P4 (elles-mêmes subdivisées selon leur position dans la paroi, intrados ou extrados). On extrait de cette classe deux représentants pour l'ACP : TETA_P1 et TETA_P2.

- Les sondes de température proches de la surface du radier situées à environ un demi rayon du centre (TETA_E2, E4, E6 et E8) et le capteur situé au centre (TETA_E1). Cette famille est relativement proche de celle regroupant les capteurs de la PACAR. On extrait de cette classe deux représentants pour l'ACP : TETA_E1 et TETA_E6.
- Les sondes situées au bord du radier, en partie haute (TETA_E3, E7 et E9) et en partie basse (TETA_C3, C7 et C9). On extrait de cette famille deux représentants pour l'ACP : TETA_E3 et TETA_C3.
- Les sondes situées en partie basse du radier et à mi rayon (TETA_C2, C4, C6, C8 et C10). Cette classe semble très homogène. Nous sélectionnons TETA_C10 pour l'ACP.

Cette classification est donc cohérente avec la position des capteurs dans l'ouvrage et nous permet de réduire l'échantillon à analyser à 7 variables au lieu de 20.

Pour les déformations, le dendrogramme est présenté Figure 79.

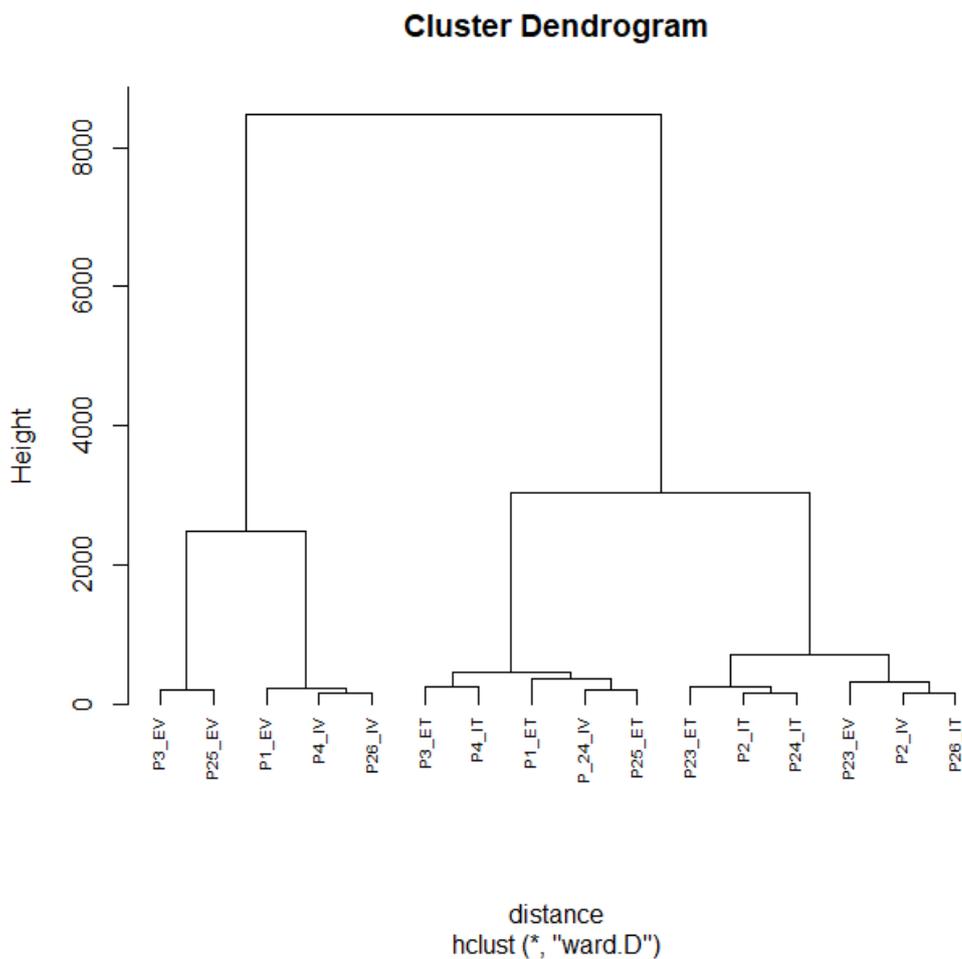


Figure 79. Dendrogramme issu de la CAH sur les déformations.

Le dendrogramme des déformations révèle que la logique des localisations des points de mesure n'est pas aussi bien suivie que pour les températures. Ainsi il est difficile de distinguer capteurs intrados et extrados, ce qui est cohérent avec un comportement membranaire et un séchage à peu près symétrique ou uniforme dans la paroi. De plus des capteurs verticaux se sont glissés dans la population des capteurs tangentiels : P2_IV, P23_EV et P24_IV. L'examen des séries chronologiques confirme bien une forte ressemblance des signaux sur la période observée (voir Figure 80). Il faut noter que les comportements sont bien différents lors de la mise en tension des câbles et des essais en pression, ces autres phases de la vie de l'ouvrage ayant cependant été exclues dans notre étude.

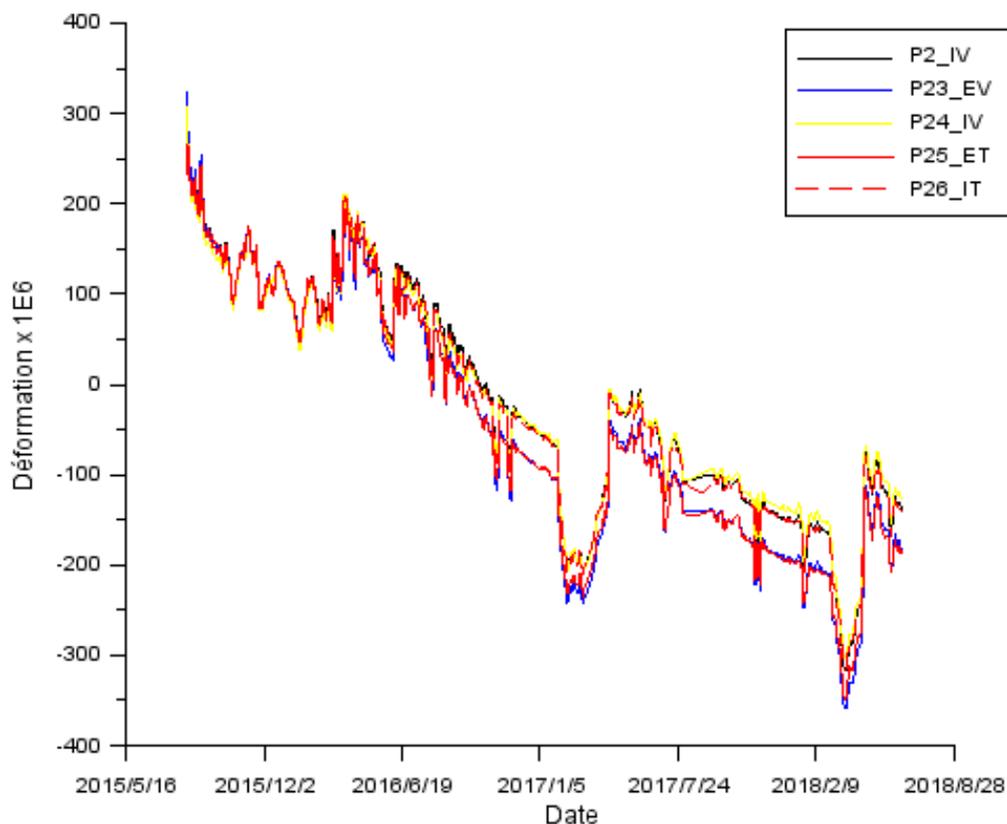


Figure 80. Comparaison des capteurs de déformation verticale P2_IV, P23_EV et P24_IV avec deux capteurs de déformation tangentielle situés dans la même classe.

Pour l'ACP, nous sélectionnons un représentant dans chaque classe formée par des branches dont les distances sont inférieures à 500 : P1_ET, P2_IT, P2_IV, P3_EV et P4_IV.

3.3.3 Analyse par Composantes Principales (ACP)

3.3.3.1 Rappels sur l'ACP

L'ACP (appelée parfois « KLT » pour « Karhunen–Loève Transform ») est une technique statistique classique qui construit des combinaisons linéaires des variables d'origine pour former de nouvelles variables dites « composantes principales ». Ces composantes principales sont non corrélées entre elles et permettent de synthétiser

l'information contenue dans l'échantillon étudié (Saporta 2011; Husson, Lê, and Pagès 2016). Elle est ainsi couramment utilisée pour diminuer la taille de problème de grandes tailles, typiquement pour le traitement des grands tableaux de données ou la compression d'images. L'ACP peut aussi être employée pour l'identification de modèles linéaires simples (Causinus and Ferre 1989).

En Génie Civil, on trouve des applications liés à la surveillance des ouvrages dans le domaine vibratoire (Cury 2010) ou dans le domaine de l'auscultation des barrages (Chouinard et al. 2006; Salazar et al. 2017).

Partons d'une matrice \mathbf{Z} , représentant les V différentes voies de mesures Y_j , connues par m mesures à différents instants t_i . \mathbf{Z} est formée selon l'Équation 65.

$$\mathbf{Z} = \begin{bmatrix} \mathbf{Y}_1(t_1) & \vdots & \mathbf{Y}_V(t_1) \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ \mathbf{Y}_1(t_m) & \vdots & \mathbf{Y}_V(t_m) \end{bmatrix} \quad \text{Équation 65}$$

Les colonnes de \mathbf{Z} correspondent aux variables. Chaque ligne $Z_i = [Y_1(t_i) \dots Y_V(t_i)]$ correspond à un individu. L'ensemble des individus forment un nuage dans un espace à V dimensions dont la forme est liée à la structure des données. Dans ce nuage, deux points proches l'un de l'autre présentent un certain degré de ressemblance et inversement deux points éloignés correspondent à des comportements différents. Une forme étirée montre une structure potentiellement linéaire. En fait, l'ACP vise à décrire ce nuage par ses directions principales. Donnons quelques indications succinctes pour la mettre en œuvre, le lecteur intéressé pouvant consulter les ouvrages spécialisés référencés plus haut.

Tout d'abord, on procède au centrage et la réduction^{vi} de \mathbf{Z} pour obtenir $\check{\mathbf{Z}}$ selon l'Équation 66.

$$\check{\mathbf{Z}} = \begin{bmatrix} \frac{\mathbf{Y}_1(t_1) - \bar{\mathbf{Y}}_1}{\sigma(\mathbf{Y}_1)} & \vdots & \frac{\mathbf{Y}_V(t_1) - \bar{\mathbf{Y}}_V}{\sigma(\mathbf{Y}_V)} \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ \frac{\mathbf{Y}_1(t_m) - \bar{\mathbf{Y}}_1}{\sigma(\mathbf{Y}_1)} & \vdots & \frac{\mathbf{Y}_V(t_m) - \bar{\mathbf{Y}}_V}{\sigma(\mathbf{Y}_V)} \end{bmatrix} \quad \text{Équation 66}$$

Avec $\sigma(\mathbf{Y})$ l'écart-type du vecteur \mathbf{Y} et $\bar{\mathbf{Y}}$ sa moyenne.

On cherche le vecteur \mathbf{u} de dimension V tel que la projection $\boldsymbol{\eta}$ de $\check{\mathbf{Z}}$ sur \mathbf{u} ait une variance maximale (le nuage doit être le plus étiré possible selon cet axe). La variance de $\boldsymbol{\eta}$ s'écrit selon l'Équation 67.

^{vi} La réduction est en fait optionnelle mais on la conseille ici parce que nos les unités de teneur en eau et de température sont différentes.

$$\text{var}(\boldsymbol{\eta}) = \frac{1}{m} \boldsymbol{\eta}^T \cdot \boldsymbol{\eta} = \frac{1}{m} \mathbf{u}^T \cdot \check{\mathbf{Z}}^T \cdot \check{\mathbf{Z}} \cdot \mathbf{u} = \mathbf{u}^T \cdot \mathbf{C}_{\check{\mathbf{Z}}\check{\mathbf{Z}}} \cdot \mathbf{u} \quad \text{Équation 67}$$

$\mathbf{C}_{\check{\mathbf{Z}}\check{\mathbf{Z}}}$ est la matrice de variance-covariance de $\check{\mathbf{Z}}$ (qui est la matrice de corrélation dans ce cas puisque $\check{\mathbf{Z}}$ est centrée réduite). Elle est diagonalisable selon la matrice $\boldsymbol{\Lambda} = \text{diag}(\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_V)$ en rangeant les valeurs propres λ_i par ordre décroissant. Notons \mathbf{F} le vecteur de changement de base. L'Équation 67 devient l'Équation 68.

$$\begin{aligned} \text{var}(\boldsymbol{\eta}) &= \mathbf{u}^T \cdot \mathbf{F}^T \cdot \boldsymbol{\Lambda} \cdot \mathbf{F} \cdot \mathbf{u} = (\mathbf{F} \cdot \mathbf{u})^T \cdot \boldsymbol{\Lambda} \cdot (\mathbf{F} \cdot \mathbf{u}) \\ &= \mathbf{v}^T \cdot \boldsymbol{\Lambda} \cdot \mathbf{v} \end{aligned} \quad \text{Équation 68}$$

On en déduit que le maximum de variance de $\boldsymbol{\eta}$ correspond à la plus grande valeur propre λ_1 de la matrice de variance-covariance des données. Cette valeur principale correspond au premier vecteur propre de $\mathbf{C}_{\check{\mathbf{Z}}\check{\mathbf{Z}}}$, qui est le vecteur \mathbf{u}_1 que nous recherchions et qui constitue un axe principal.

Un deuxième axe principal peut être obtenu par exemple en procédant de la même manière mais en remplaçant $\check{\mathbf{Z}}$ par $\check{\mathbf{Z}} \cdot (\mathbf{I}_d - \mathbf{u}_1 \cdot \mathbf{u}_1^T)$. Cette procédure est connue sous l'appellation « déflation » (Nougier 1992). On construit une base de vecteurs orthogonaux \mathbf{u}_i qui forment les directions principales.

Les composantes principales sont les projections des données sur les V directions principales, combinaisons linéaires des données initiales. Ainsi la $k^{\text{ème}}$ composante principale est donnée par $\mathbf{c}_k = \check{\mathbf{Z}} \cdot \mathbf{u}_k$ et sa variance est λ_k .

Les premières valeurs propres (les plus élevées) contiennent la part d'information la plus importante au sens de la variance. On peut ainsi décider de ne garder que les q premières composantes, sélectionnées sur la base du pourcentage I_q de variance qu'elles représentent ensemble (Équation 69).

$$I_q = 100 \cdot \frac{\sum_{i=1}^q \lambda_i}{\sum_{i=1}^V \lambda_i} \quad \text{Équation 69}$$

Un autre outil précieux pour l'interprétation d'une ACP est le cercle de corrélations. C'est un cercle de rayon unité qui représente les variables projetées dans un plan formé par deux vecteurs propres des variables. Les coordonnées des variables projetées dans ce plan correspondent aux pourcentages de variance associés aux vecteurs propres. Lorsque les points sont bien représentés dans le plan, c'est-à-dire quand ils sont proches du cercle, on peut utiliser les distances entre projection pour analyser les éventuelles relations entre variables. En revanche, les projections loin du cercle ne sont pas exploitables. On peut ainsi explorer différents plans de projection pour constater comment les variables sont liées entre elles et avec les axes principaux.

3.3.3.2 Application de l'ACP aux mesures de température, déformation et teneur en eau de la PACAR

Nous avons construit les axes principaux de notre ACP à partir des variables températures et teneurs en eau (variables dites « actives ») et nous avons projeté les variables déformations (variables « supplémentaires ») dans un second temps, afin d'observer les corrélations éventuelles dans le plan principal sans en influencer les vecteurs et valeurs propres (Husson, Lê, and Pagès 2016).

L'éboulis des valeurs propres représentant la distribution de l'information (ou de variance) selon les directions principales sont présentées Figure 81. On constate que les deux premières directions propres représentent près de 97% de la variance observée, dont quasiment 81% pour le premier axe seul. On peut donc restreindre l'analyse au premier plan factoriel.

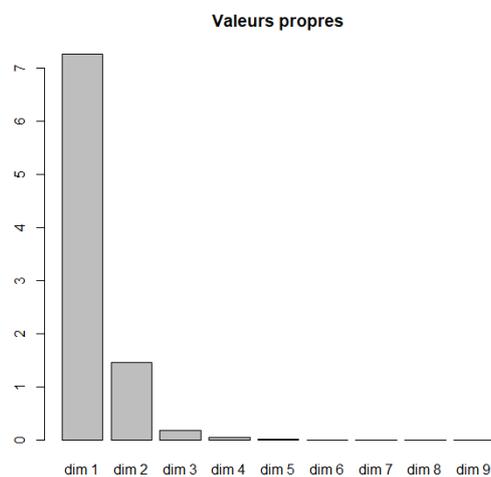


Figure 81. Classement des valeurs propres de l'ACP sur les mesures de température et de teneur en eau.

Le cercle de corrélation est présenté Figure 82, en distinguant les variables actives et supplémentaires.

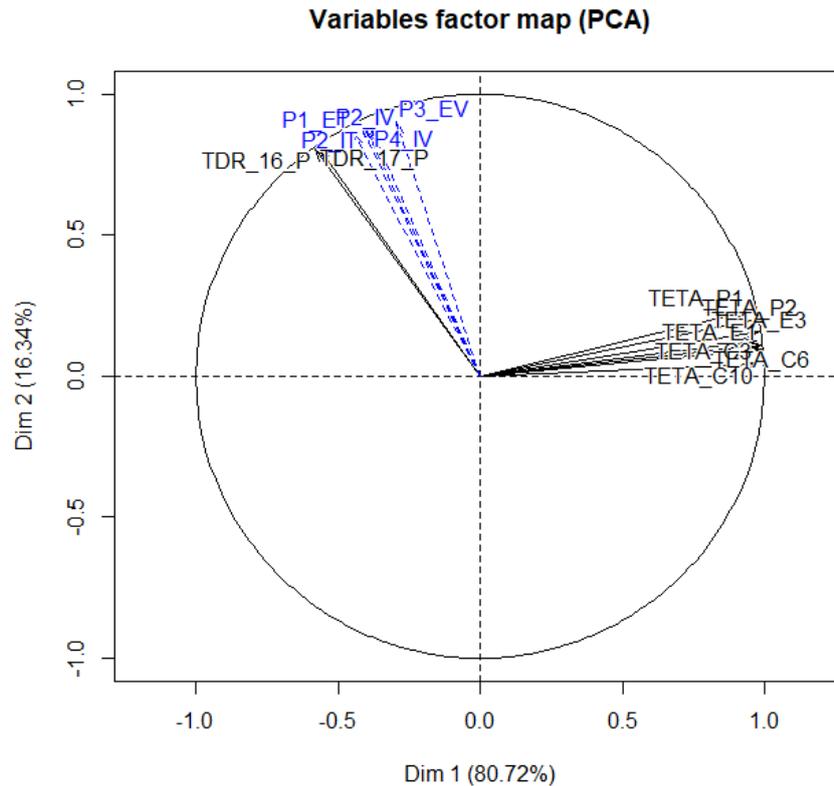


Figure 82. Représentation des variables actives (en trait plein noir) et supplémentaires (en pointillé bleu) de l'ACP sur les mesures de température et de teneur en eau.

La Figure 82 montre que l'ensemble des variables est bien représenté puisque les extrémités des flèches sont proches du cercle. On peut donc analyser le graphique en termes de corrélation avec les axes principaux.

Les températures sont proches de l'axe 1 et sont assez regroupées, ce qui confirme le caractère relativement homogène de ces séries temporelles sur l'échantillon étudié. L'axe 1 est ainsi fortement lié aux températures (toutes les corrélations sont supérieures à 94%). On note au demeurant que les sondes thermiques du fût (TETA_P1 et TETA_P2) sont situées à l'une des extrémités du groupe, au sein duquel on observe une séparation cependant ténue entre les sondes proches de la surface du radier (notées « E ») et celles à la base du radier (notées « C »).

Les représentations des deux capteurs TDR sont quasiment superposées, corrélées à environ 60% avec l'axe 1 et environ 80% avec l'axe 2. On peut en déduire que la correction des effets de température des mesures de teneur en eau évoquées plus haut n'a pas complètement gommé l'influence de la température (de fait, le calcul de corrélation sur les données aboutit à une fourchette comprise entre 36% et 50% de corrélation entre TDR et températures).

Les représentations des capteurs de déformation sont proches de celles des TDR et montrent une légère séparation entre capteurs verticaux et tangentiels. On peut en déduire une corrélation très significative entre déformations réelles et évolution de saturation en eau. La corrélation avec l'axe 1 et les températures est plus faible, mais il faut garder à l'esprit que l'on a déjà « filtré » une partie des influences de la température en passant de déformations brutes à déformations réelles.

Finalement, nos analyses statistiques préliminaires nous ont permis de choisir un nombre restreint de variables pour tester un modèle de régression linéaire. Les variables à expliquer sont les déformations à mi-fût P1_ET (représentatif du « paquet » des déformations sur la Figure 82) et P3_EV (légèrement en dehors du « paquet »). Les variables explicatives sont TDR_16_P pour la teneur en eau et TETA_C10 (radier), TETA_P1 (fût) pour les températures.

3.3.4 Comparaison des séries chronologiques

Les différentes séries chronologiques qui vont être utilisées dans cette étude sont présentées sur les figures suivantes (Figure 83 pour la saturation en eau, Figure 84 pour les températures et Figure 85 pour les déformations)

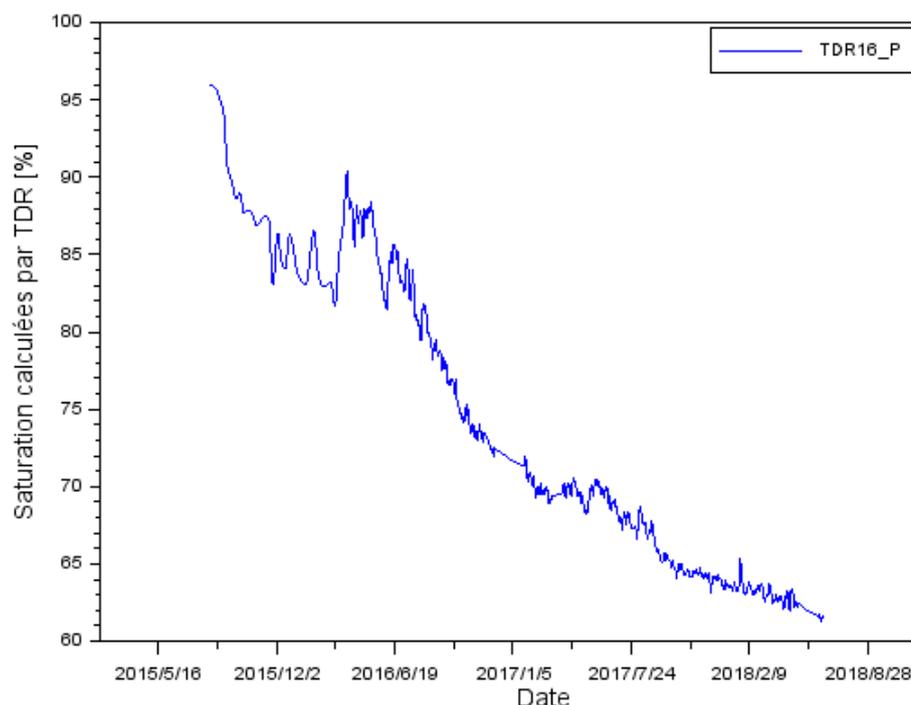


Figure 83. Evolution temporelle de la saturation en eau issue des mesures du capteur TDR16_P.

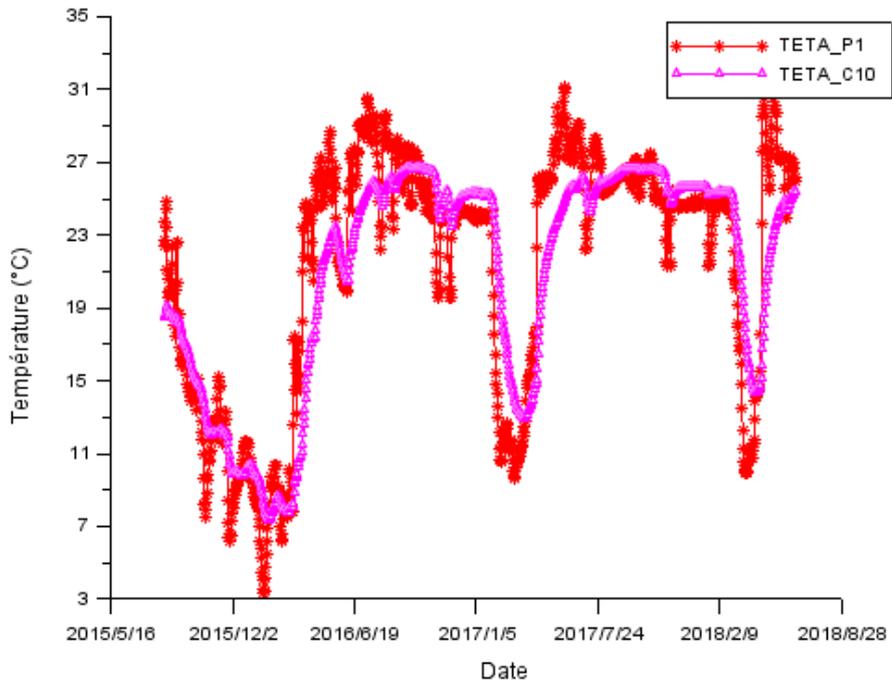


Figure 84. Evolution temporelle des températures issues des mesures des capteurs TETA_P1 et TETA_C10.

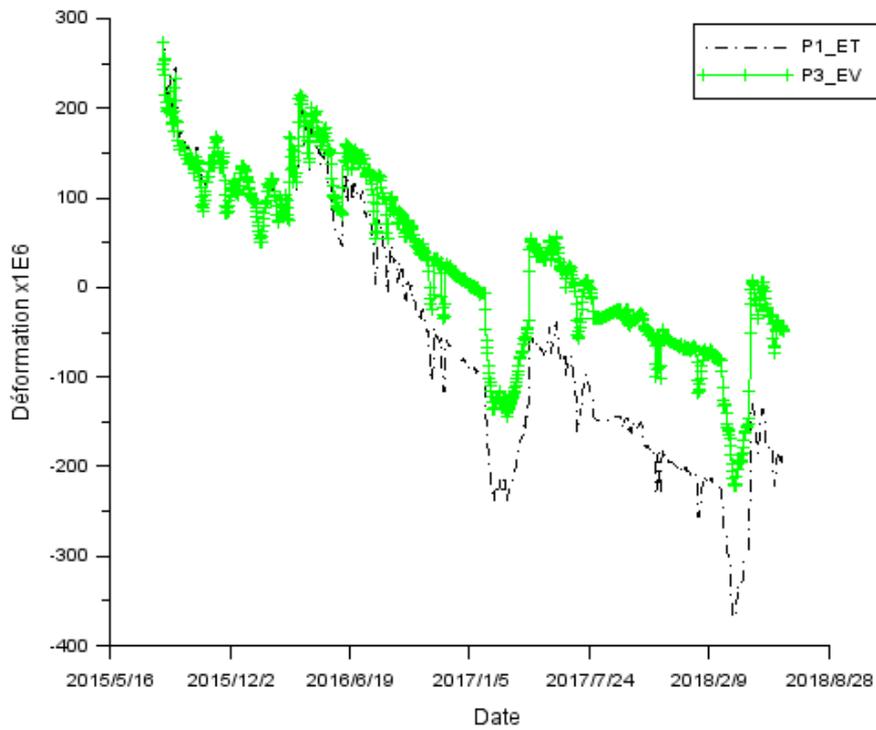


Figure 85. Evolution temporelle des déformations issues des mesures des capteurs P1_ET et P3_EV.

La Figure 86 permet de comparer tous les signaux centrés et réduits.

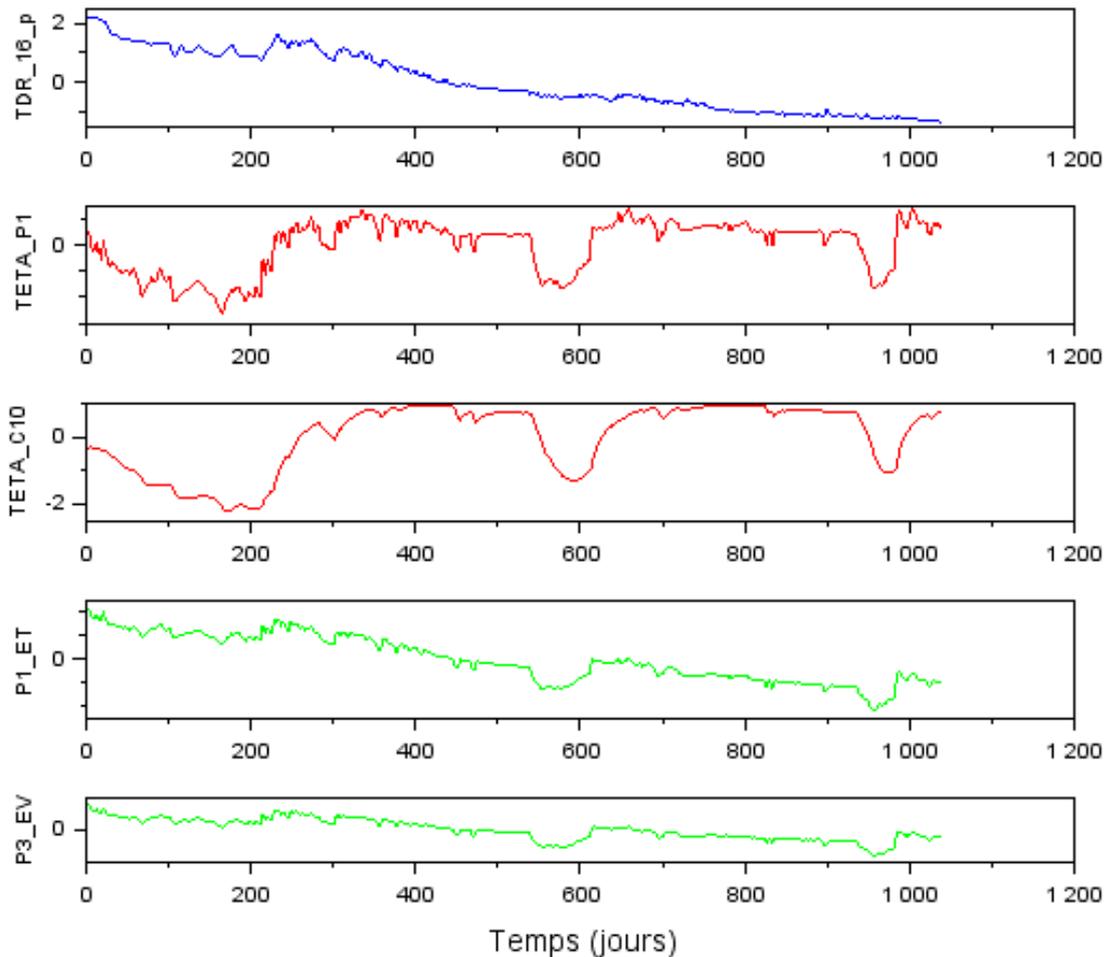


Figure 86. Evolutions temporelles des différentes variables centrées et réduites.

Ces figures appellent quelques commentaires :

- La diminution de teneur en eau ou de saturation confirme une tendance générale au séchage, même si la vitesse n'est pas constante et on constate des périodes de réhumidification apparente, souvent après une épreuve. Cette observation peut s'expliquer d'une part par le fait que les épreuves donnent lieu à une aspersion du parement pour identifier les points de fuite, d'autre part parce qu'elles se déroulent avec un radier immergé sous quelques centimètres d'eau. Une légère réhumidification de l'enceinte peut donc se justifier même si la cinétique paraît relativement rapide.
- Les longues périodes d'arrêt de chauffage sont bien marquées. Des tendances d'évolution de température globalement très proches, avec cependant des variations à fréquences plus élevées dans la paroi que dans le radier. On observe aussi un déphasage de quelques jours entre les courbes. Ces deux observations s'expliquent par la profondeur d'implantation du capteur (15 cm pour TETA_P1, 1,75 m pour TETA_C10).

- Une forte ressemblance des deux signaux de déformation (verticale et horizontale), qui se distinguent néanmoins par leur cinétique.
- Des signaux de déformations qui semblent à première vue influencés sur le long terme par la saturation en eau mais qui subissent également les effets des fluctuations thermiques à plus « haute fréquence ». Les phases d'arrêt sont notamment bien marquées par un retrait apparent (induit par le refroidissement). Ceci permet de mieux visualiser les relations entre signaux que les analyses précédentes (CAH et ACP) avaient permis d'identifier.

Pour confirmer ces tendances, il est intéressant de tracer la « matrice des nuages de points » (« scatterplot »), comme le montre la Figure 87.

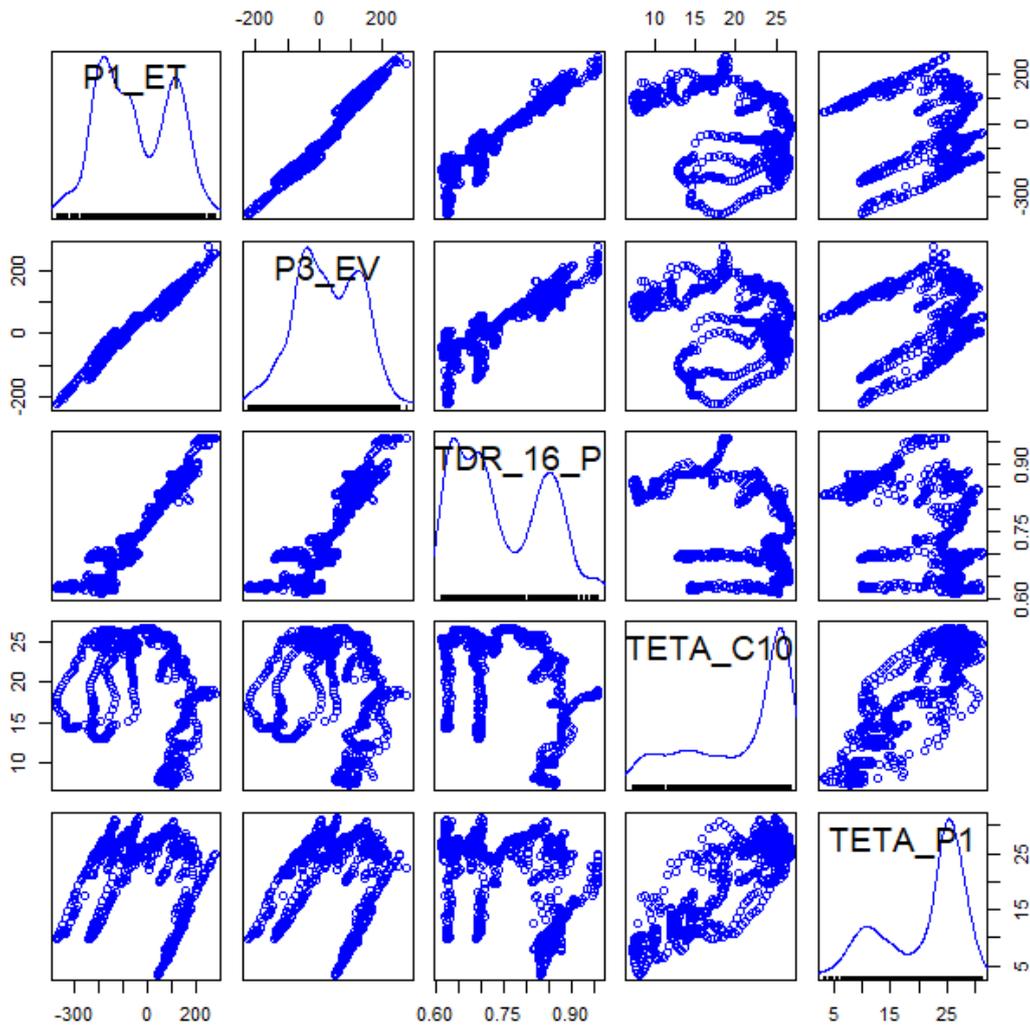


Figure 87. Matrice des nuages de points des différentes variables.

Notons tout d'abord que les distributions placées sur la diagonale de la matrice sont assez éloignées d'une distribution normale et ont une tendance bimodale. Les courbes hors diagonale permettent de visualiser les relations entre les différentes variables. Ainsi :

- La relation entre teneur en eau et déformation peut être considérée comme linéaire de façon acceptable (positions (3,1) et (3,2)).



- Les relations entre teneur en eau et les deux séries de température présentent plusieurs parties linéaires parallèles entre elles. Ce constat s'explique par les phases d'arrêt, durant lesquelles la température diminue à teneur en eau quasi constante. Cependant chaque phase d'arrêt se produit à des teneurs en eau différentes, d'où le décalage observé entre des droites de pente identique.
- Les nuages de points TET_C10/TETA_P1 semble relativement dispersée sans tendance fortement marqué. Le décalage temporel mis en évidence plus haut explique que le nuage ne soit pas plus allongé selon une droite.

La tendance linéaire constatée pour la relation teneur en eau / déformations nous pousse à opter pour l'utilisation d'une régression linéaire, en étant conscient des limites de cet outil quand il s'agit de traiter des distributions bimodales. D'autres outils pourraient être envisagés pour bâtir un modèle statistique sur la base de ces données, comme la régression logistique ou les modèles linéaires généralisés (Akaike 1974; Tuffery 2012).

3.4 Modélisation des déformations par régression multilinéaire

En générale, la régression multilinéaire a pour but de décrire une variable, ici la déformation ε , par des relations linéaires avec des variable X_i selon l'Équation 70.

$$\varepsilon = \beta_0 + \sum_{i=1}^p \beta_i \cdot X_i + O_{res} \quad \text{Équation 70}$$

Avec β_0 une constante et O_{res} un résidu.

3.4.1 Critères de l'analyse

La régression des déformations par la teneur en eau et les températures va être présentée en analysant les paramètres suivants, classiquement utilisés en analyse de variance (Saporta 2011) :

- Les coefficients de régression β_i qui déterminent le modèle, ainsi que les intervalles de confiance associés.
- Le coefficient de détermination R^2 , qui est le rapport entre la variance expliquée par le modèle et la variance totale.
- Le diagramme Quantile-Quantile (« QQ plot »), pour vérifier la qualité de l'ajustement par rapport à une distribution normale théorique.
- L'analyse de la distribution des résidus, pour vérifier visuellement l'homogénéité de la variance dans la population (homoscédasticité). Un modèle représentatif doit présenter des résidus aléatoirement distribués autour de 0.

En outre, un test de Fisher-Snedecor ou « test du F » a systématiquement été réalisé pour le modèle ainsi que pour les coefficients des variables. Tous ces tests ont conduit à rejeter largement l'hypothèse nulle avec un seuil de signification de 95%. A ce niveau de confiance, les valeurs obtenues des différents coefficients β_i sont donc considérées comme statistiquement différentes de 0.

3.4.2 Modélisation de P1_ET et P3_EV avec les variables retenues

Nous désignons par modèle P1_ET_a et P3_EV_a les modèles respectivement de P1_ET et P3_EV à partir des variables retenues précédemment.

Les résultats de l'ajustement des modèles sont présentés dans le Tableau 9 pour P1_ET_a et le Tableau 10 pour P3_EV_a. La Figure 88 et la Figure 89 représentent les diagrammes quantile-quantile pour les deux modèles respectivement. La Figure 90 et la Figure 91 montrent la courbe dévolution des résidus des deux modèles. La Figure 92 et la Figure 93 permettent de comparer les modèles et les données.

Tableau 9. Coefficients du modèle P1_ET_a avec intervalles de confiance et coefficient de détermination R².

Variable	Coefficient	Intervalle de confiance à 95%	R ²
TDR16_P	1463,3	[1442,0 ; 1484,6]	0,96
TETA_C10	-7,0	[-6,4 ; -7,7]	
TETA_P1	8,9	[8,4 ; 9,4]	
Constante	-1180,8	[-1201,2 ; -1160,3]	

Tableau 10. Coefficients du modèle P3_EV_a avec intervalles de confiance et coefficient de détermination R².

Variable	Coefficient	Intervalle de confiance à 95%	R ²
TDR16_P	957,2	[940,4 ; 973,9]	0,95
TETA_C10	-6,2	[-6,7 ; -5,7]	
TETA_P1	9,5	[9,1 ; 9,9]	
Constante	-757,6	[-773,6 ; -741,5]	

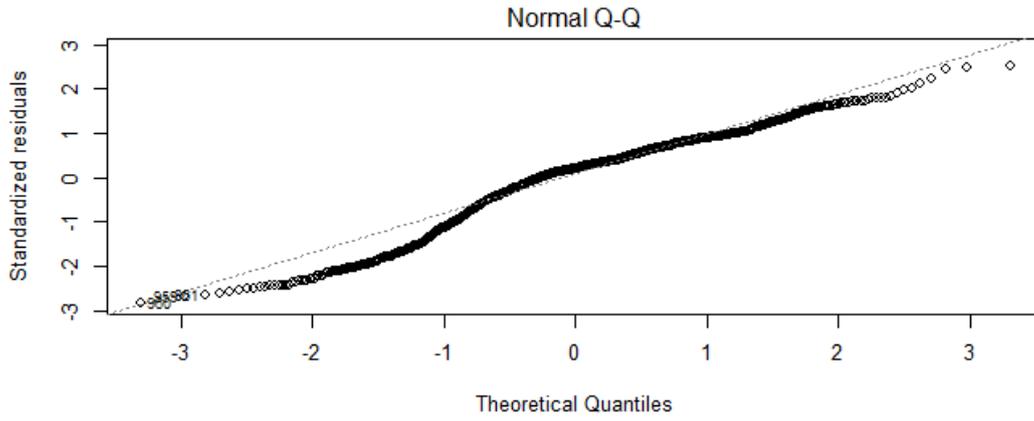


Figure 88. Courbe quantile-quantile pour le modèle de P1_ET_a.

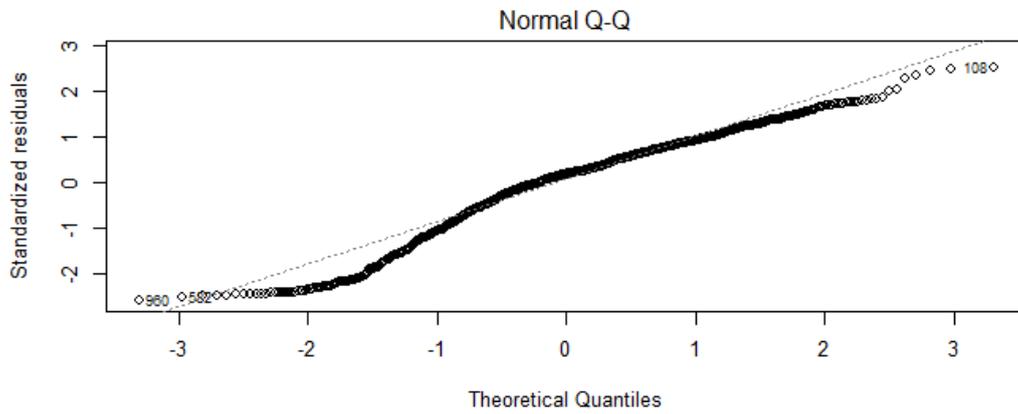


Figure 89. Courbe quantile-quantile pour le modèle de P3_EV_a.

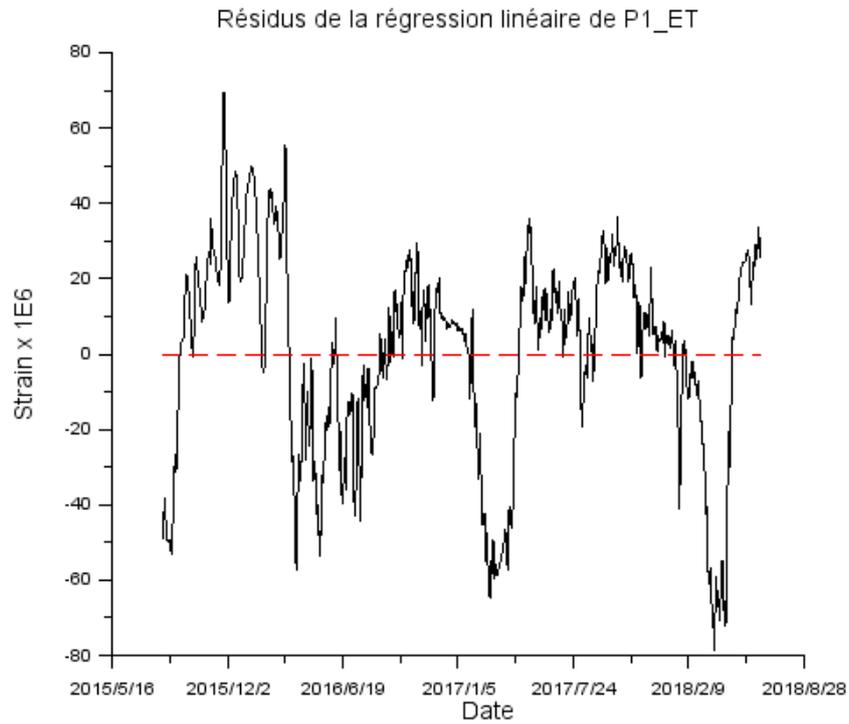


Figure 90. Courbe d'évolution des résidus en fonction du temps du modèle P1_ET_a.

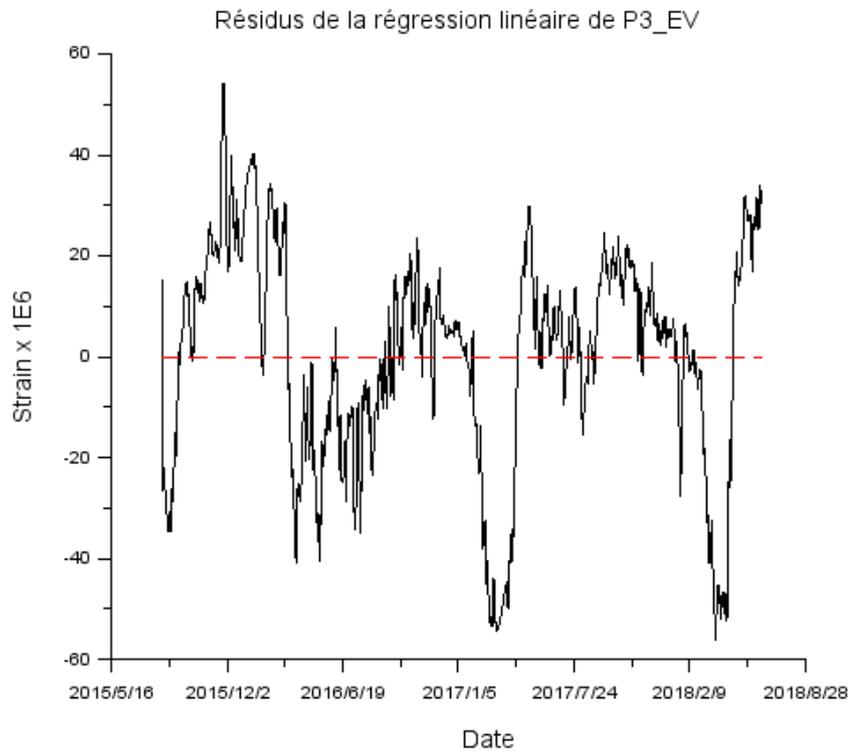


Figure 91. Courbe d'évolution des résidus en fonction du temps du modèle P3_EV_a.

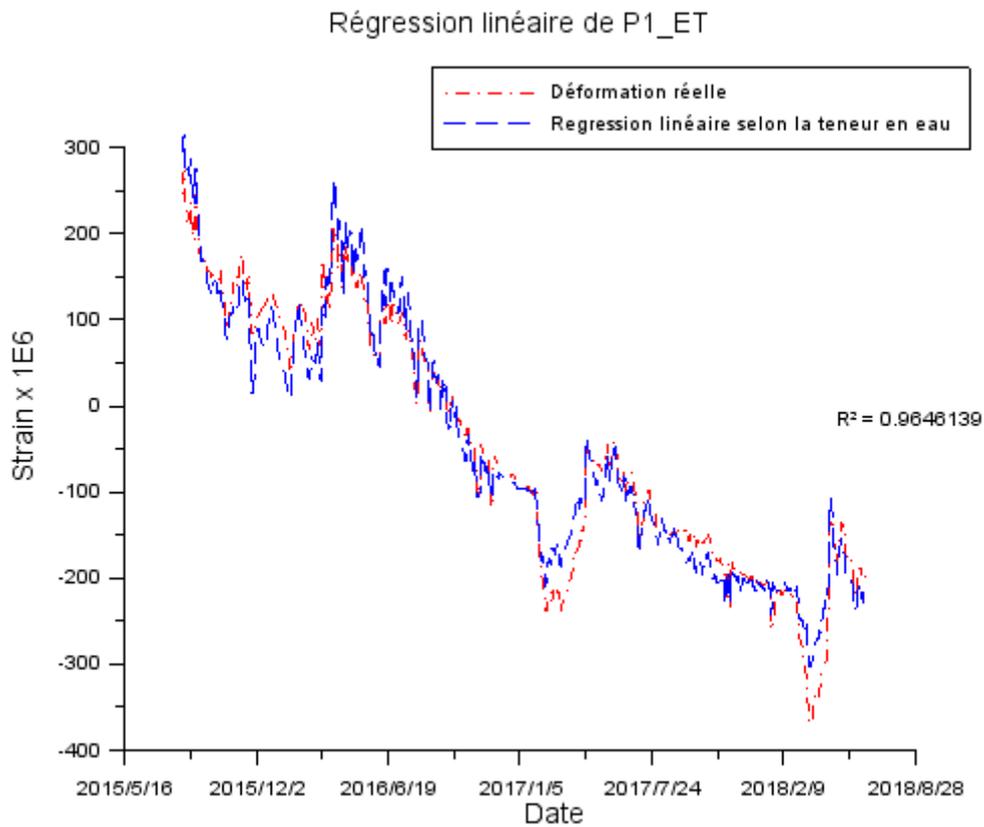


Figure 92. Comparaison du modèle P1_ET_a aux données qui ont permis de le construire.

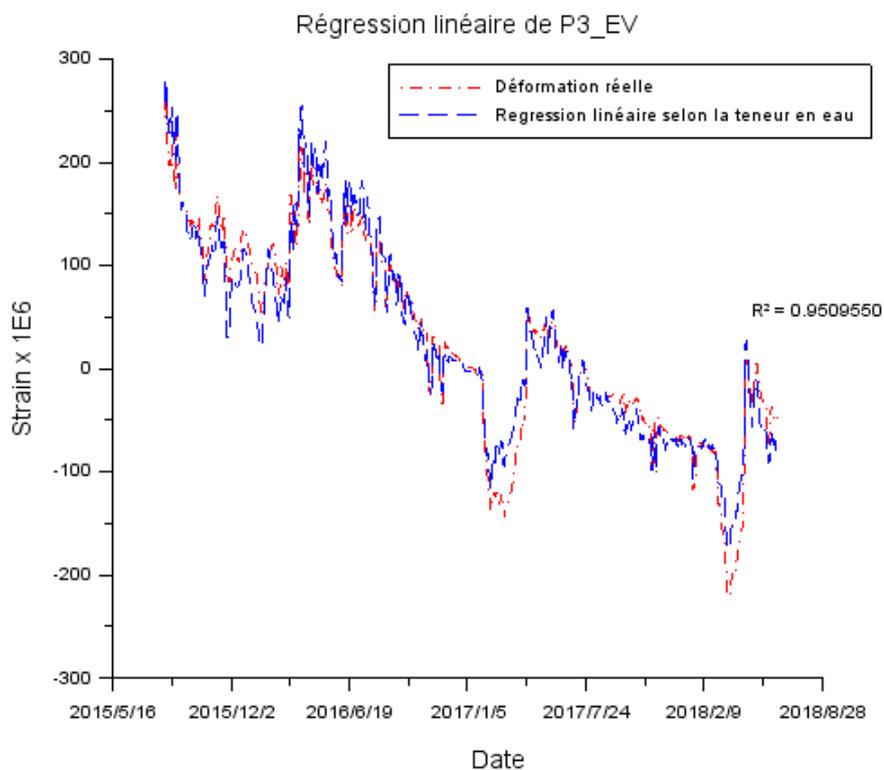


Figure 93. Comparaison du modèle P3_EV_a aux données qui ont permis de le construire.

Les deux modèles testés présentent des propriétés très proches et globalement, leur ajustement semble de bonne qualité au vu des coefficients de détermination et de la comparaison entre mesures et modèle. Les courbes quantile-quantile ressemblent de façon assez satisfaisante à des droites, même si les quantiles extrêmes ne sont pas très bien reproduits.

Néanmoins, les distributions des résidus du modèle, qui sont très proches entre les modèles, présentent une structure temporelle, avec des « pics » significatifs lors des arrêts de chauffage. Ce phénomène ne semble pas aléatoire et révèle une imperfection du modèle. Il peut aussi être lié à des influences sur les mesures (effets de température non corrigés, ou faible dérive non maîtrisée de la chaîne TDR, par exemple).

Malgré ce défaut de représentation des effets thermiques, nous considérons que la qualité obtenue des modèles P1_ET_a et P3_EV_a est satisfaisante pour notre objectif.

3.4.3 Capacité à prédire les déformations

Afin d'apprécier la capacité de la modélisation linéaire proposée à prédire le comportement mécanique, nous proposons la démarche suivante :

- D'abord, on réalise une régression linéaire avec la première moitié des données disponibles en saturation et en déformation.
- Puis on prédit la déformation sur la seconde moitié du temps, en supposant connue la température et la teneur en eau.

Nous devons reconnaître ici qu'une démarche plus ambitieuse pourrait être envisagée, en tentant de prédire également la teneur en eau. Pour ce faire, il eut fallu disposer d'un modèle de séchage permettant de notamment prendre en compte des conditions aux limites thermo-hydriques variables, afin de simuler l'historique réel de l'environnement de la maquette. Nous ne disposons pas d'un tel modèle dans le cadre de cette étude, pour laquelle nous avons considéré des modèles relativement simples. En effet, l'algorithme d'inversion du modèle de diffusion de Mensi qui sera utilisé au chapitre 4 dans une optique très similaire suppose des conditions aux limites constantes. Les résultats sont présentés pour le capteur P1_ET sur la Figure 94.

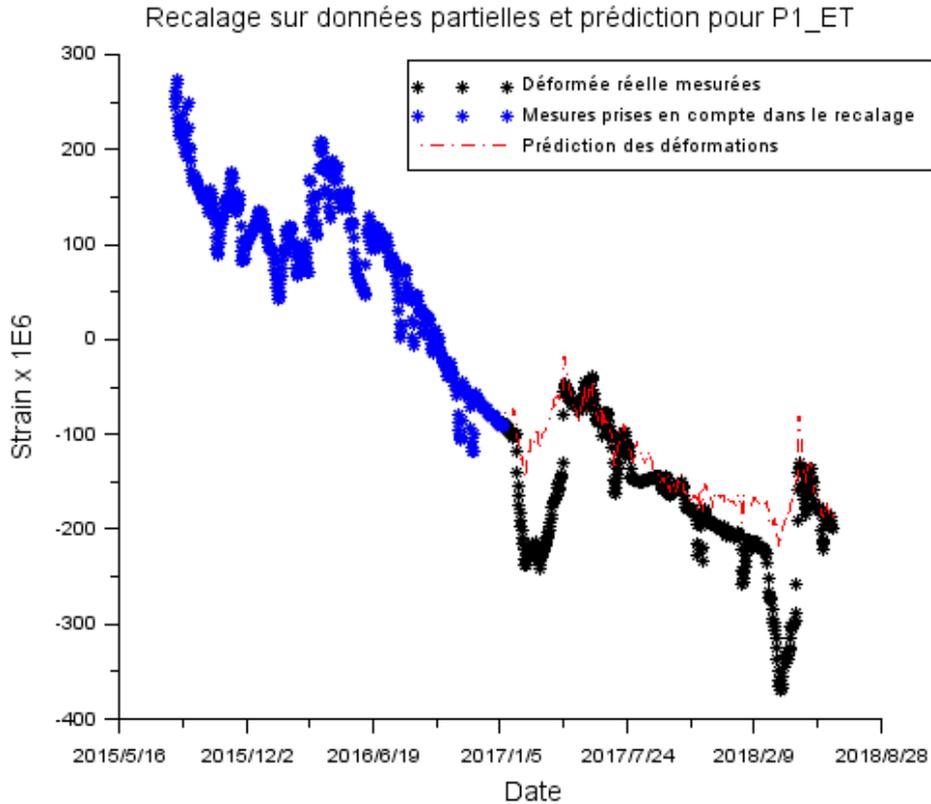


Figure 94. Prédiction des mesures de P1_ET en ne tenant compte que de la première moitié des données.

L'écart entre prédiction et dernières valeurs acquises est très faibles de l'ordre de 10 à 20 $\mu\text{m}/\text{m}$, ce qui est satisfaisant et montre une certaine capacité du modèle à prédire les déformations lorsque la teneur en eau et les températures sont connues. Néanmoins, on relève deux différences qu'il convient de noter :

- La qualité médiocre de la description des phases d'arrêt, déjà visible lorsque toutes les données sont prises en compte. Nous pensons que ce défaut de prédiction est dû en premier lieu à l'absence de phase d'arrêt durant la période d'apprentissage. Comme les sensibilités relatives aux températures semblent ne pas être identiques lorsque la maquette est chauffée et lorsqu'elle est à l'arrêt, il est normal qu'un modèle calé uniquement dans une des situations ne puisse être totalement prédictif lorsqu'on l'exploite dans l'autre. En outre, un modèle linéaire ne peut prendre en compte ce type de comportement non linéaire en température et le recours à d'autres méthodes (réseaux de neurones ou régression logistique par exemple) pourrait s'avérer utile dans ce cas pour améliorer l'approche.
- La légère divergence qui semble apparaître vers octobre 2017, où le modèle prédit une vitesse de séchage plus faible que les mesures. Cette divergence est néanmoins compensée après le redémarrage du chauffage au printemps 2018. On peut là encore émettre l'hypothèse de l'apparition d'une non linéarité entre déformation et saturation en eau qui se révèle au-delà d'un certain seuil

d'humidité. Cela peut aussi être dû à une limitation du domaine de validité de la loi de calibration entre permittivité et teneur en eau utilisée.

Cette tentative de prédiction permet d'être relativement confiant dans les prédictions du modèle proposé, en restant néanmoins prudent lorsque l'on explore des valeurs de saturation en eau et des températures non représentées dans la phase de recalage.

3.4.4 Apport d'un terme complémentaire en logarithme du temps

L'analyse précédente a montré qu'il était possible, sans utiliser de fonction du temps de forme prédéfinie, de recalculer un modèle linéaire sur les données de température et de saturation en eau issues de la maquette VeRCoRs. Ce résultat confirme l'influence dominante du séchage sur les déformations différées des structures, que les résultats d'études en laboratoire ont déjà démontrée. Néanmoins, ces mêmes résultats suggèrent la présence d'un terme de fluage propre indépendant de la teneur en eau, comme nous l'avons évoqué en première partie de ce mémoire. D'ailleurs, l'analyse des mesures de teneur en eau du CEBTP faisait intervenir un terme de fluage propre pour faire mieux coïncider mesures et modèle (F. Barré 2007).

Même si le recalage obtenu est déjà satisfaisant et que la période considérée dans nos mesures de référence se situe à des dates relativement éloignées de la mise en tension des câbles, nous proposons de tester un nouveau modèle P1_ET_b dans lequel on ajoute une variable relative au fluage propre. Pour cela, nous nous basons sur l'Équation 20 et sur (Francis Barré et al. 2016) en ajoutant une fonction FP(t) décrite par l'Équation 71, où β_{FP} est le coefficient à ajuster par régression linéaire, t_0 l'âge du béton au chargement et τ une constante de temps.

$$FP(t) = \beta_{FP} \cdot \text{Ln} \left(1 + \frac{t - t_0}{\tau} \right) \quad \text{Équation 71}$$

En assimilant dans l'Équation 18 et l'Équation 19 $t_{0,adj}$ (date de chargement équivalente) à t_0 (date de chargement réelle), le paramètre τ est facilement déduit de la comparaison de l'Équation 71 à l'Équation 20. Finalement, τ est donné par l'Équation 72.

$$\tau = \frac{1}{\left(0,035 + \frac{30}{t_0} \right)^2} \quad \text{Équation 72}$$

Dans le cas de la levée 8 de VeRCoRs, le béton à environ 9 mois lors de la mise en tension des câbles et on arrondit τ à 50 jours.

Traçons sur un même graphique le terme logarithmique et la déformation, après avoir centré et réduit les données pour obtenir la Figure 95.

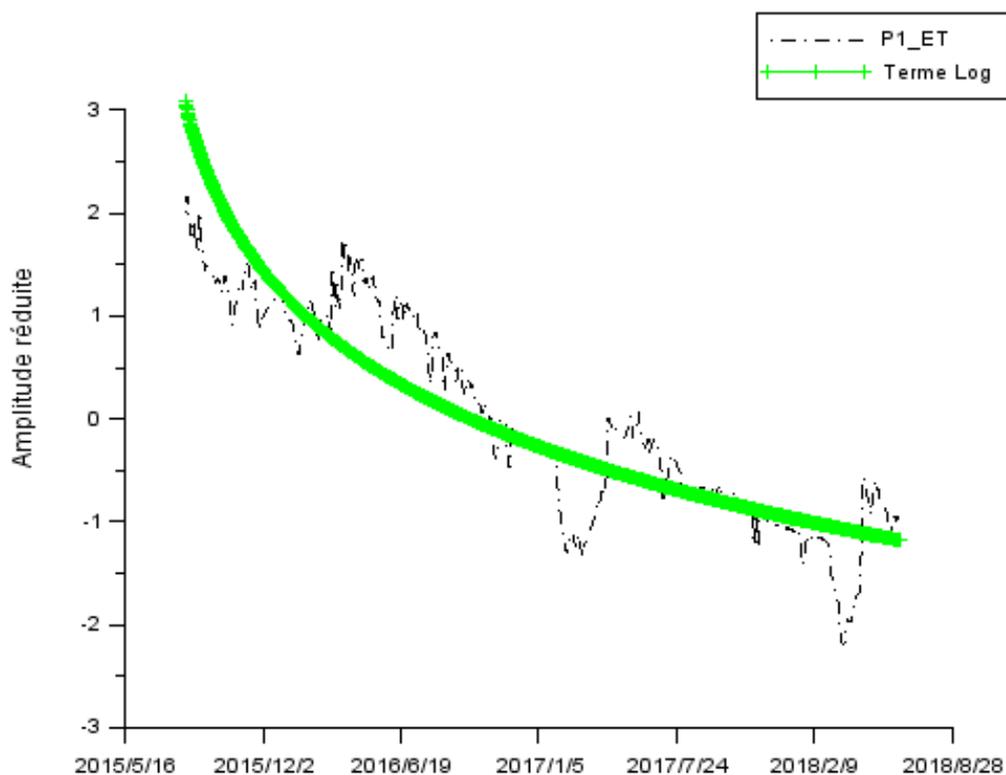


Figure 95. Comparaison de P1_ET et le terme de fluage propre logarithmique.

La tendance du logarithme suit assez bien celle des mesures. Il pourrait être tentant de recalculer un modèle uniquement basé sur cette fonction représentant le fluage propre. Néanmoins, elle ne serait pas capable de rendre compte des variations induites par les fluctuations de teneur en eau et que P1_ET_a a permis de reproduire en partie.

La Figure 96 montre la matrice des nuages de points associée à ce nouveau modèle. Le terme « Log50 » représente le terme de l'Équation 71 avec $\tau = 50$ jours.

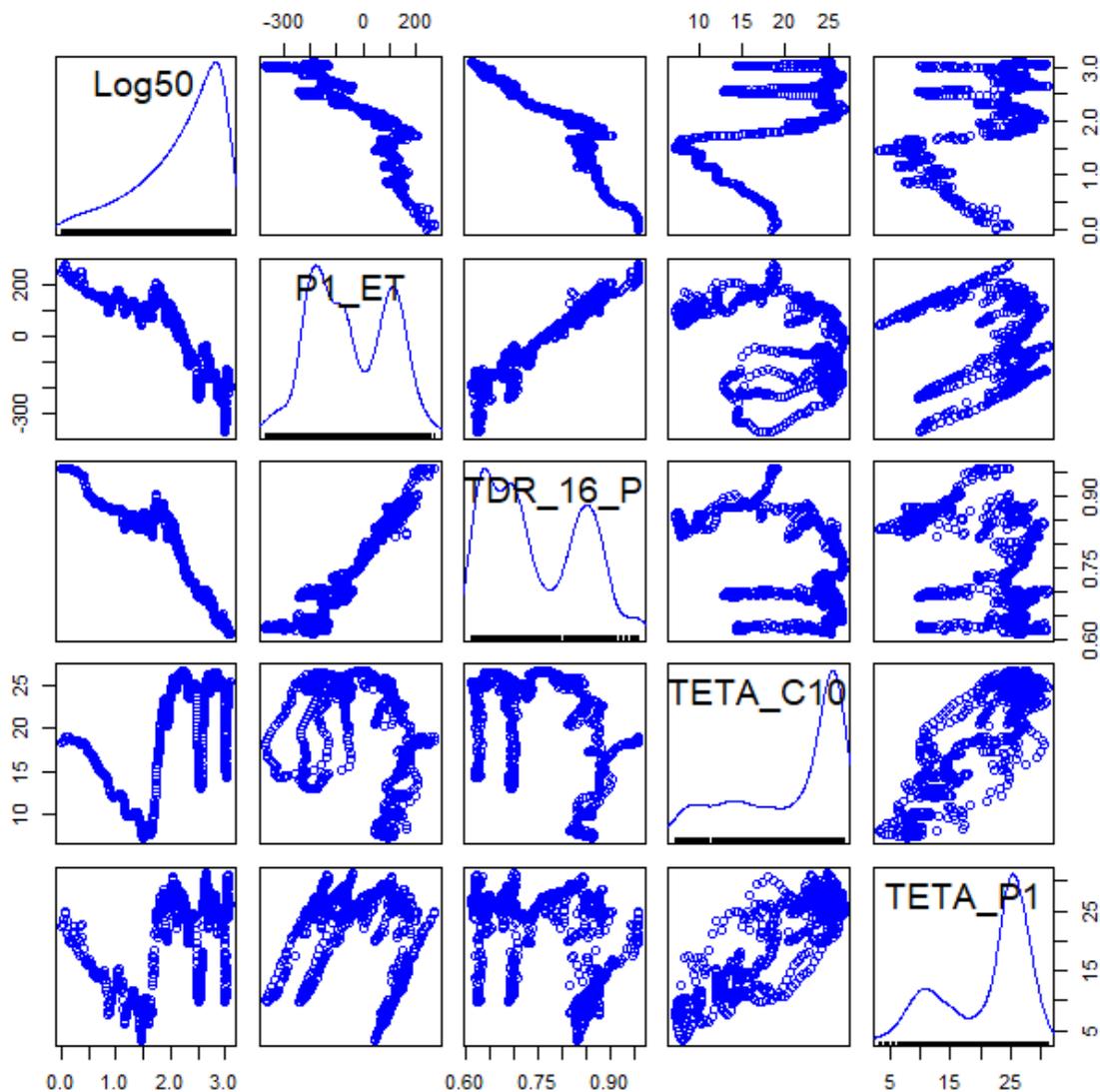


Figure 96. Matrice des nuages de points des différentes variables pour le modèle P1_ET_b.

Le nuage décrivant la relation entre la déformation P1_ET et le terme de fluage propre présente une forme de ligne brisée en deux parties, alors que le nuage TDR16_P vs. P1_ET ressemble plus à une droite. En conséquence, un modèle purement linéaire sera limité pour décrire la relation entre P1_ET et « Log50 », du moins sur la période considérée.

La courbe quantile-quantile n'est pas significativement modifiée et n'apporte rien de plus dans l'analyse (Figure 97).

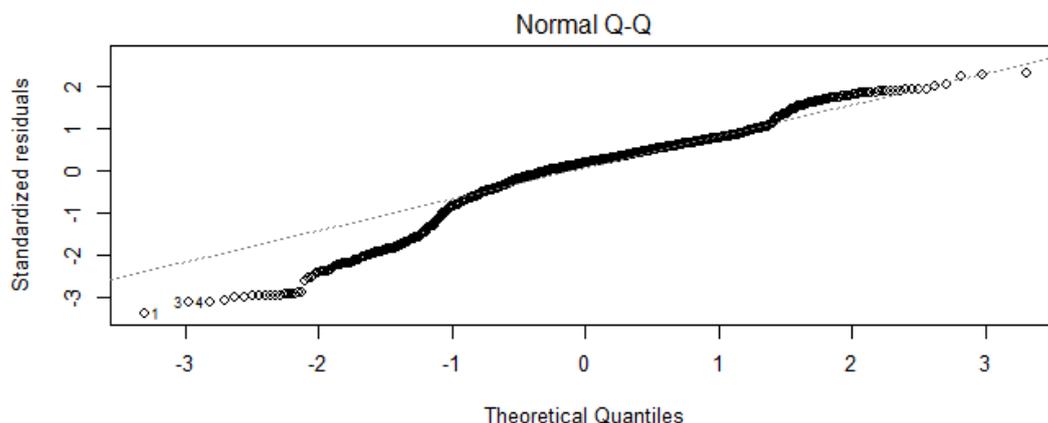


Figure 97. Courbe quantile-quantile du modèle P1_ET_b.

Les paramètres du modèle P1ET_b sont donnés dans le Tableau 11.

Tableau 11. Coefficients du modèle P1_ET_b avec intervalles de confiance et coefficient de détermination R^2 .

Variable	Coefficient	Intervalle de confiance à 95%	R^2
Log50	-46,4	[-54,1 ; -38,7]	0,97
TDR16_P	1147,0	[1091,0 ; 1203,1]	
TETA_C10	-7,7	[-8,3 ; -7,1]	
TETA_P1	10,3	[9,7 ; 10,8]	
Constante	-856,3	[-913,3 ; -799,2]	

L'augmentation de R^2 ne nous semble pas très significative (+ 0,1) par rapport au modèle P1_ET_a.

Finalement l'ajustement du modèle P1_ET_b sur les mesures est comparé à celui de P1_ET_a sur la Figure 98. Dans ce cas précis, on ne note aucun changement notable apporté par le terme supplémentaire de fluage propre.

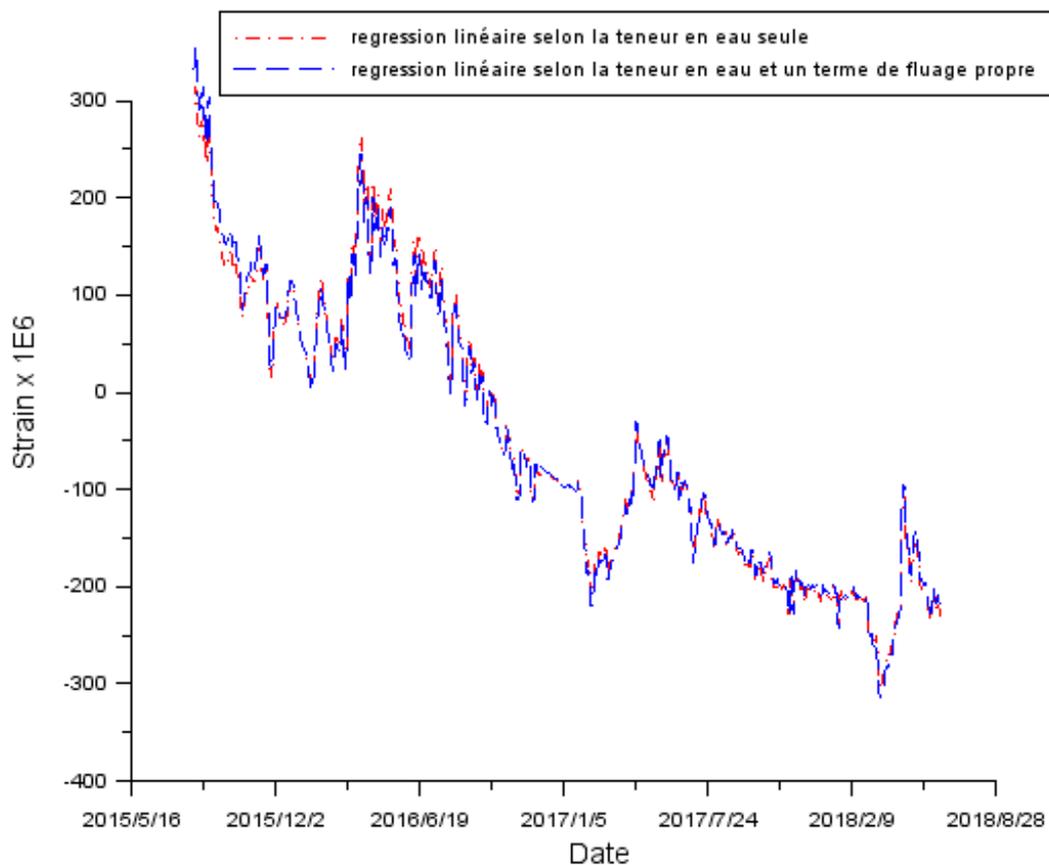


Figure 98. Comparaison des modèles P1_ET_a et P1_ET_b.

L'ajout d'un terme de fluage propre ne semble donc pas nécessaire pour décrire les mesures de déformation de la PACAR de VeRCoRs. Cependant, ce terme est justifié par d'autres études de recalage de modèle, en laboratoire comme sur structure (par exemple (Ragouin, R. 2015) établi dans le cadre du projet CEOS.fr). Nous avons décidé de le conserver par la suite.

3.4.5 Proposition d'une loi Teneur en Eau - Temps (TET)

Dans notre approche, les variations thermiques sont traitées de la même façon que dans le modèle TPT (Équation 41). Nous nous concentrons dans cette section sur la formulation des deux premiers termes en élaborant un modèle se limitant à la teneur en eau et au temps TET (Teneur en eau Temps). Le modèle complet TETT est récapitulé en 3.5.

3.4.5.1 Terme de fluage propre

Le terme logarithmique a la forme de l'Équation 73.

$$\varepsilon_{FP} = \Gamma_{FP} \cdot \ln \left(1 + \frac{t - t_0}{\tau} \right) \quad \text{Équation 73}$$

Γ_{FP} étant une constante à ajuster par régression linéaire, t_0 étant la date de début de chargement et τ étant estimé par l'Équation 72.

3.4.5.2 Terme de dessiccation

Le terme lié à la dessiccation et à la teneur en eau, qui tient compte à la fois du retrait de dessiccation et du fluage est de la forme

$$\varepsilon_{RFD} = \Gamma_{RFD} \cdot (\theta - \theta_s) \quad \text{Équation 74}$$

Γ_{RFD} étant une constante à ajuster par régression linéaire, θ étant un terme lié à la distribution de teneur en eau mesurée θ et θ_s ce même terme associé au premier enregistrement de déformation disponible.

θ représente la variable construite à partir d'un champ de teneur en eau θ qui influe directement sur la déformation. Dans le cas de la maquette VeRCoRs traité ci-dessus, il s'agissait simplement de la saturation en eau déduite des mesures du capteur TDR16_P. L'étude du paragraphe 3.4.2 a montré que ce seul capteur, situé à mi-épaisseur, a suffi à décrire correctement le comportement en déformation sur plusieurs années sur cet ouvrage. En revanche, l'étude présentée dans la section 2.4 a montré qu'il fallait plusieurs capteurs dans l'épaisseur pour appréhender correctement la perte de masse d'un mur en cours de séchage. Alors quelle grandeur préconiser pour θ ?

En fait, les deux constats précédents ne sont pas incompatibles. La simulation du séchage de la PACAR, par exemple au moyen du modèle présenté en 2.4.1, permet de comparer l'évolution de la teneur en eau au niveau de TDR16_P et celle de la moyenne calculée sur 5 points de la paroi uniformément répartis (Figure 99).

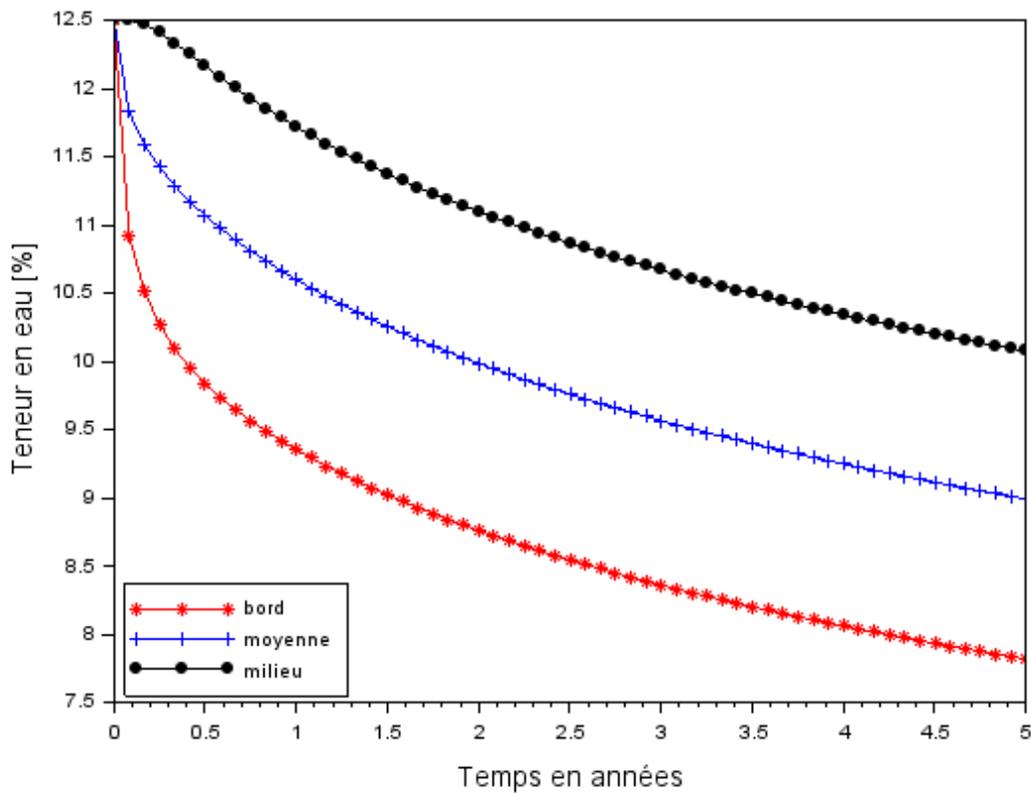


Figure 99. Simulation de l'évolution des teneurs en eau au milieu et au bord de la PACAR de VerCoRs et comparaison à la teneur en eau moyenne sur 5 points dans son épaisseur.

Pour ce calcul, nous avons considéré un paramètre A du coefficient de diffusion de Mensi qui soit compatible avec les ordres de grandeurs observés par TDR16_P ($A = 5.10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$). On constate que les effets conjugués d'une paroi d'épaisseur limitée, d'un environnement et des propriétés matériau permettant un séchage rapide impliquent que la teneur en eau du capteur central et la moyenne des teneurs en eau de la paroi suivent des cinétiques assez similaires. L'utilisation dans une régression linéaire de l'une ou l'autre de ces séries aboutira à des résultats proches.

Si on se tourne maintenant vers un cas plus général en considérant une paroi de 1,20 m d'épaisseur et un coefficient de diffusion identique à ceux utilisés en 2.4.2, on obtient les courbes présentées Figure 100.

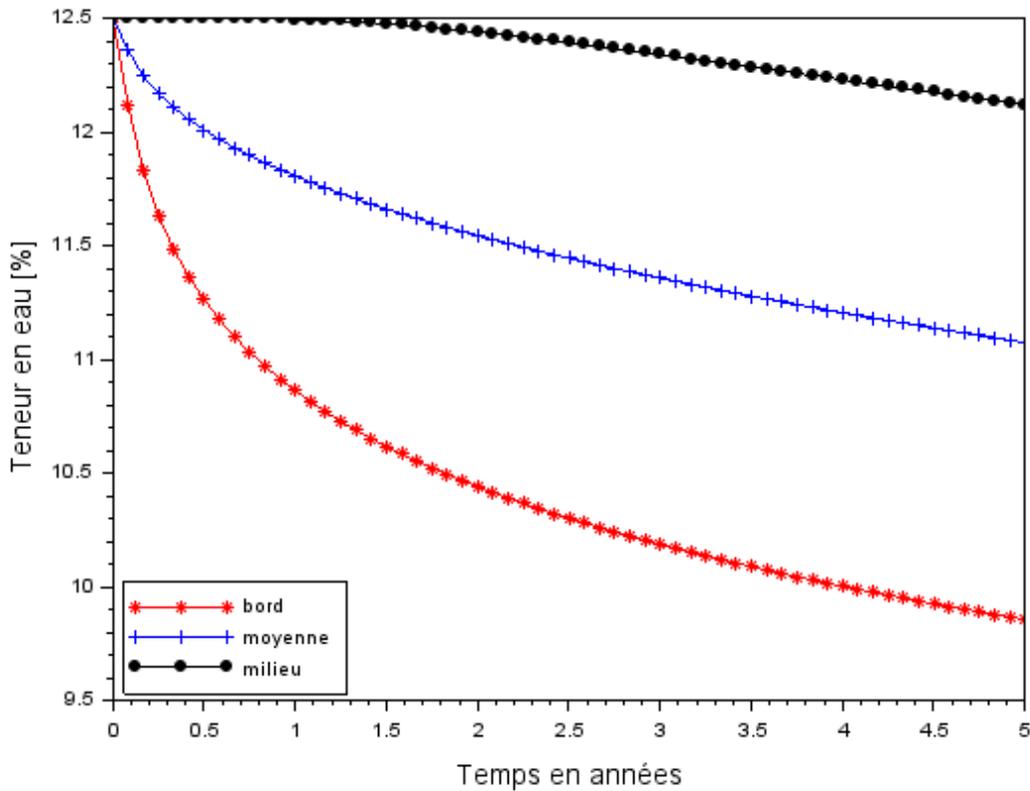


Figure 100. Simulation de l'évolution des teneurs en eau au milieu et au bord d'une paroi d'enceinte réelle et comparaison à la teneur en eau moyenne sur 5 points dans son épaisseur.

Cette fois, la cinétique de la teneur en eau en position médiane est différente de la saturation moyenne du moins durant les premières années. Compte tenu des allures différentes des courbes, le point de mesure situé à mi-paroi ne peut suffire à décrire correctement la déformation qui est plutôt influencée par la moyenne des teneurs en eau.

Dans le cas général, il ne semble pas judicieux de se limiter à un seul capteur pour représenter la dessiccation d'une paroi d'enceinte réelle, surtout s'il est situé au milieu de celle-ci. Nous proposons que θ soit la moyenne des teneurs en eau de la section, sur la base d'un nombre N de capteurs à déterminer selon le cas à traiter (Équation 75).

$$\theta = \frac{\sum_{i=1}^N \theta_i}{N} \quad \text{Équation 75}$$

3.4.5.3 Terme constant

Le modèle linéaire TET est complété par une constante Γ_K .

3.5 Bilan : un modèle Teneur en eau – Temps – Température (TETT) adapté à la surveillance des enceintes

Sur la base de l'étude menée avec les données de la maquette VeRCoRs, nous proposons un modèle dédié à la surveillance des ouvrages prenant en compte :

- Le temps, au travers d'une loi assimilable à celles utilisées dans (CEB-FIP 2010; Francis Barré et al. 2016) pour le fluage propre, sous une forme logarithmique donnée par l'Équation 73 utilisant un facteur τ donné par l'Équation 72. On peut bien entendu imaginer que τ soit déterminé par les observations mais l'analyse des sensibilités du paragraphe 2.3.1 (Figure 56) a montré que cela nécessitait de commencer les mesures au plus vite après le début du chargement. Il est rare que cette période soit suffisamment caractérisée sur un ouvrage courant. Si toutefois le cas se présente, il faudra alors utiliser des techniques d'inversion de modèle non linéaire. On sortirait alors du cadre de notre approche TETT linéaire.
- Les variations de teneur en eau dans l'ouvrage, au travers d'une teneur en eau moyenne θ donnée par l'Équation 75. En nous basant sur notre bilan établi en 2.5, nous préconisons au moins 5 capteurs pour une paroi d'environ 1,20 m d'épaisseur.
- Les variations thermiques, qui sont traitées comme pour le modèle TPT (Équation 41) par une variable température moyenne T_m et une variable « gradient de température » ΔT .

L'Équation 76 donne la formule complète du modèle TETT que nous proposons.

$$\varepsilon_{TETT} = \Gamma_{RFD} \cdot (\theta - \theta_s) + \Gamma_{FP} \cdot \text{Ln} \left(1 + \frac{t - t_0}{\tau} \right) + \Gamma_K + \beta_1 \cdot T_m + \beta_2 \cdot \Delta T + O_{res}$$
Équation 76

avec Γ_{RFD} , Γ_{FP} , Γ_K , β_1 et β_2 à déterminer par régression linéaire et O_{res} le résidu.

Notons que chacune des directions verticale et tangentielle de déformation est traitée indépendamment de l'autre. Notons que si on ne tient pas compte du fluage et qu'on considère un retrait isotrope (hypothèse courante), il n'y a pas de raison que Γ_{RFD} dépendent de la direction de chargement.

Ce modèle est simple et son inversion est rapide, qualités recherchées pour un modèle d'analyse de données d'auscultation et pour mettre en œuvre une démarche de Monte Carlo en partie 4. Grâce aux mesures de la maquette VeRCoRs, nous avons pu le valider pour décrire les déformations en zone courante d'une maquette d'enceinte à échelle 1/3 sur plusieurs années. Son avantage par rapport aux formules analytiques des codes

réglementaires ou du projet CEOS.fr est qu'il est capable de prendre en compte des conditions aux limites variables dans le temps.

Nous allons désormais l'exploiter dans la partie 4 pour chercher à déterminer l'incertitude cible de mesure de teneur en eau.

4 Détermination d'une incertitude-cible de mesure de teneur en eau dans le cadre de la surveillance des enceintes

Ce chapitre expose notre démarche pour tenter de préciser l'incertitude maximale acceptable pour la mesure de teneur en eau que nous avons grossièrement estimée dans le chapitre 2.

Dans un premier temps, nous allons présenter les principes et les outils mis en œuvre en support de la démarche. Puis nous présenterons les résultats de nos calculs et nous nous pencherons sur quelques propriétés des modèles utilisés avant de conclure.

4.1 Présentation de la démarche

L'objectif de notre démarche est d'étudier la propagation des incertitudes de mesures dans un modèle de prédiction des déformations d'enceinte utilisé pour leur surveillance.

Au sens métrologique, l'incertitude reflète le manque de connaissances sur la grandeur physique mesurée et sur la qualité de cette mesure. Nous ferons l'hypothèse couramment admise que les mesures de déformation et de teneur en eau suivent des lois normales, caractérisées par leur moyenne et leur écart-type.

4.1.1 Définition d'un critère pour choisir l'incertitude cible et principales étapes de traitement

4.1.1.1 Critère pour définir l'incertitude cible de mesure de teneur en eau dans les enceintes de confinement

Nous avons abordé au paragraphe 2.1 la notion de critère pour définir une incertitude cible de mesure de teneur en eau. Cette incertitude cible doit garantir une qualité de mesure d'humidité qui permette d'améliorer la fiabilité de la prédiction de déformation en fin de vie, par rapport à une méthode de référence comparable à celle utilisée actuellement par EDF. Nous proposons de mesurer cette amélioration par la réduction potentielle de l'intervalle de confiance d'une prédiction basée sur une période d'observation de 10 ans. Plus précisément, on cherche l'incertitude sur la teneur en eau qui permettrait de diviser par deux l'intervalle de confiance fourni par le modèle proposé pour les structures épaisses par le projet national CEOS.fr (Francis Barré et al. 2016).

4.1.1.2 Principales étapes de traitement

Notre démarche consiste à étudier la propagation des incertitudes des mesures simulées au travers des différents modèles de prédiction de comportement et d'ajuster ces incertitudes pour que la dispersion de la déformation finale satisfasse le critère précédent. Il y a plusieurs étapes dans ce processus impliquant également le modèle du projet CEOS.fr, considéré ici comme la pratique d'ingénierie de référence :

- Etape 1 : définition des propriétés déterministes des modèles (géométrie, chargement, propriétés matériaux, etc.).
- Etape 2 : génération des mesures synthétiques de référence par un modèle supposé représenter fidèlement le comportement physique d'une enceinte.
- Etape 3 : génération des incertitudes de mesure associées, considérées comme des réalisations de variables aléatoires.
- Etape 4 : propagation des incertitudes en deux étapes :
 - Inversion des paramètres des modèles aux mesures synthétiques.
 - Extrapolation des valeurs de déformation en fin d'exploitation de l'ouvrage.
- Etape 5 : Calcul de l'intervalle de confiance sur la déformation extrapolée.
- Etape 6 : Comparaison entre les deux modèles pour vérifier si le critère est vérifié.

Ce processus est illustré par la Figure 101.

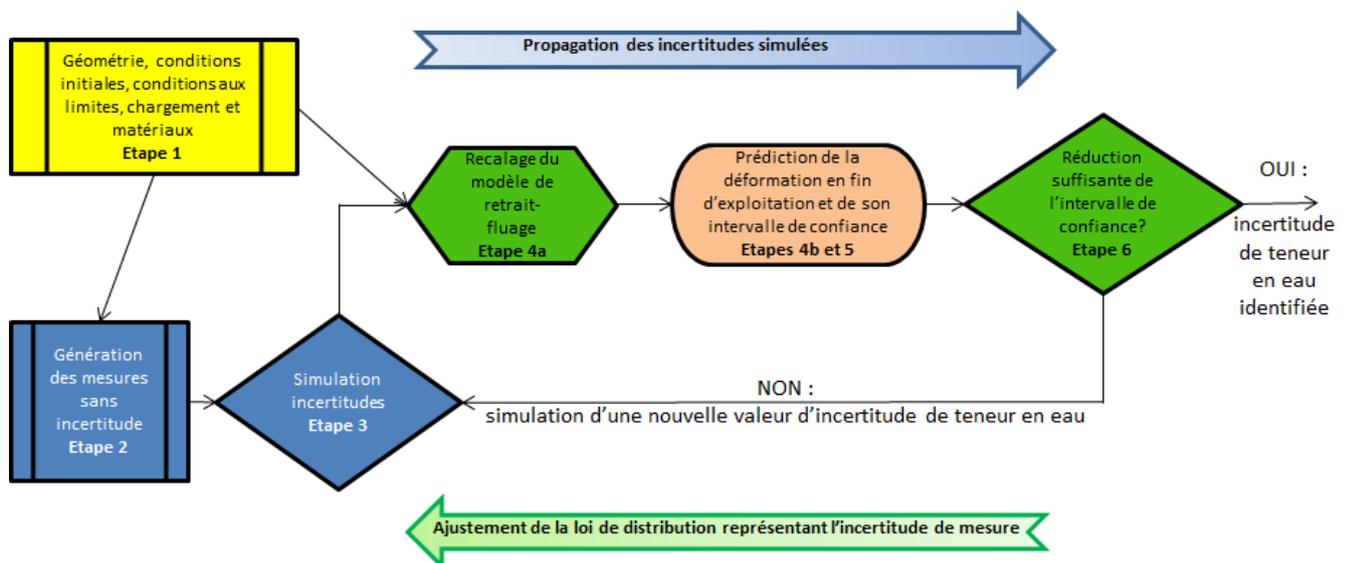


Figure 101. Démarche pour déterminer l'incertitude de mesure de teneur en eau sur la base de mesures collectées durant les 10 premières années d'auscultation.

4.1.1.3 Ingrédients de la démarche

Nous avons besoin de qualifier les prédictions de déformation à long terme sur une enceinte de confinement, en répondant notamment aux questions suivantes :

- L'écart entre les modèles et les mesures de déformation est-il acceptable en vue d'établir un pronostic ?
- Comment la dispersion des mesures de déformation et de teneur en eau affecte-t-elle le recalage des modèles ?

Pour répondre à la première question, il est nécessaire d'avoir une référence, c'est-à-dire des données relatives à une structure proche d'une enceinte et disponibles sur plusieurs décennies. Cette structure doit en quelque sorte servir d'étalon pour produire des valeurs d'observables dont l'incertitude est relativement faible. Nous ne disposons pas d'une telle structure-étalon en réalité. Les systèmes présentés dans les chapitres précédents ne conviennent pas à cet exercice, leurs incertitudes n'étant pas suffisamment maîtrisées pour servir de référence au plan métrologique. DE ce fait, nous nous sommes tournés vers une référence numérique, c'est-à-dire un modèle de structure simulant de la façon la plus réaliste possible le séchage, le retrait et le fluage d'une portion d'enceinte de confinement. Le modèle numérique mis en œuvre pour l'étape 2 présentée plus haut est basé sur la méthode des éléments finis (Dhatt and Touzot 1981), et fait l'objet de la section 4.1.2.

Pour traiter la deuxième question, nous avons tenté de dépasser certaines limites des calculs de variance simples identifiés en conclusion du chapitre 2. La propagation des incertitudes a été simulée par la méthode de Monte Carlo (étape 4), sur laquelle nous reviendrons plus en détail au paragraphe 4.1.3.

Le recalage des modèles sur les mesures requiert l'utilisation d'algorithmes d'inversion (étape 4a), qui sont présentés brièvement en 4.1.4. Il est important de signaler une différence notable entre la démarche présentée dans ce chapitre et l'application du chapitre 2 :

- Dans la partie 2, l'utilisation d'un seul modèle dont la dépendance à la teneur en eau n'était portée que par un unique paramètre permettait de restreindre la discussion à un problème de propagation de variance. La question d'un éventuel écart entre référence et modèle ne se posait pas. Le caractère prédictif du modèle n'était donc pas évalué, de fait.
- Dans cette partie, on utilise trois modèles : le modèle numérique de la structure-étalon présenté plus loin, le modèle CEOS.fr présenté dans la partie 1 et le modèle TET (car les conditions seront isothermes) développé dans la partie 3. CEOS.fr et TET ont des formulations assez différentes et rien ne garantit qu'ils donnent exactement le même résultat y compris lorsque leurs paramètres sont ajustés sur le même jeu de données. Le caractère prédictif des modèles, vis-à-vis de la référence choisie, n'est pas démontré *a priori* et devra être apprécié.

L'approche du chapitre 2, même si elle a permis de mettre en exergue l'information apportée par la teneur en eau, repose sur des hypothèses plus restrictives que celles des modèles exploités dans le présent chapitre. *A priori*, il n'est pas certain que les résultats

soient complètement cohérents. Néanmoins cette démarche nous semble plus représentative de la façon dont EDF exploite les mesures d'auscultation d'enceinte de confinement.

4.1.2 Maquette digitale de référence

Le modèle numérique aux éléments finis qui nous a servi de référence a été construit avec le logiciel libre et gratuit Code_Aster (EDF R&D 2017), sur la plateforme Salome_Meca (Drouet 2017). Nous sommes partis d'un cas-test du code qui traite d'une paroi courante d'enceinte de confinement (Michel-Ponnelle 2017) et nous l'avons modifié pour simuler un scénario de chargement et de séchage très simplifié.

4.1.2.1 Géométrie et maillage

Nous avons étudié le comportement d'une PARTIE « Courante » d'Enceinte (ou « PACE »), c'est-à-dire à une zone où les efforts dus à la précontrainte sont globalement membranaires (loin des singularités géométriques de l'ouvrage comme les nervures, le gousset ou les grandes traversées). Notre modèle aux éléments finis représente donc un bloc de béton précontraint, épousant la courbure du fût d'une enceinte du palier N4 et doté d'acier passifs et actifs, comme illustré Figure 102.

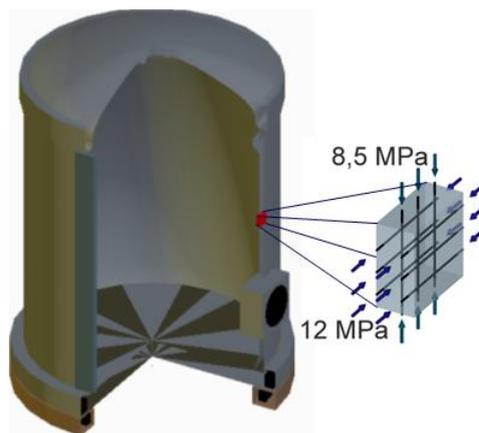


Figure 102. Partie courante d'enceinte modélisée pour servir de référence aux calculs d'inversion de paramètres et de propagation d'incertitudes.

Notre modèle « PACE » est donc représenté par une portion de cylindre d'épaisseur et une hauteur de 1,20 m pour un rayon de courbure de 22,50 m. Il couvre un secteur angulaire de 2°.

Deux modèles ont été utilisés successivement d'abord pour simuler le séchage puis le comportement mécanique. Le modèle de séchage (Figure 103) repose sur un maillage plus fin que le modèle mécanique (Figure 104) permettant de mieux reproduire les gradients aux bords du modèle.

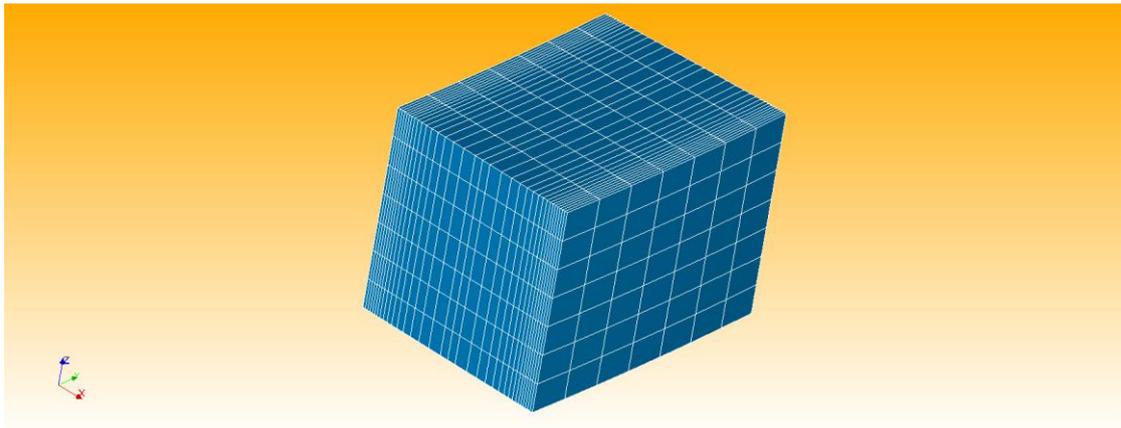


Figure 103. Modèle « PACE » pour simuler le séchage d'une enceinte.

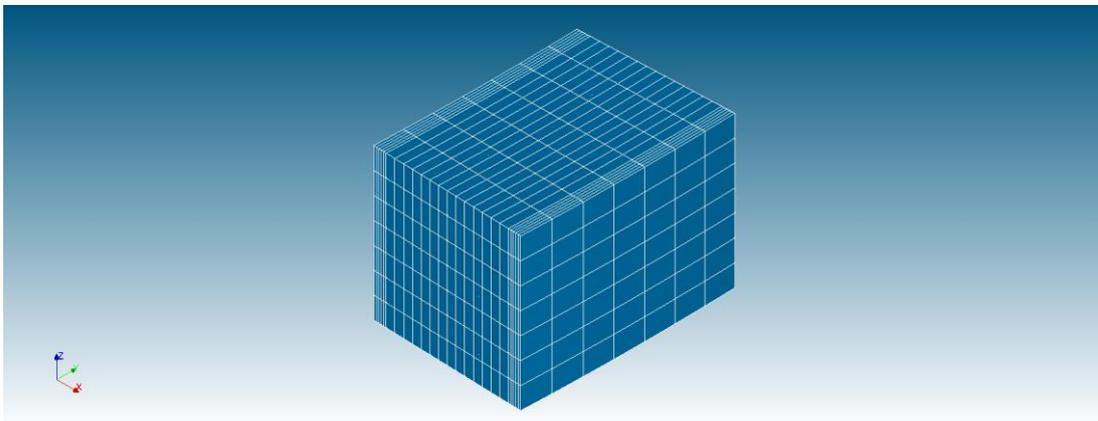


Figure 104. Modèle « PACE » pour simuler le comportement mécanique de l'enceinte.

En outre, les parties métalliques du modèle mécanique sont constitués de :

- 3 câbles horizontaux de 84 mm de diamètre espacés d'environ 40 cm et situés à un rayon moyen de 22,75 m.
- 2 câbles verticaux identiques aux horizontaux, espacés de 80 cm environ et situés à un rayon de 22,4 m.
- Deux réseaux d'armatures passives verticales et horizontales situés à 5 cm de l'intrados et de l'extrados. Le diamètre des barres d'acier est de 20 mm pour un espacement de 20 cm dans les deux directions.

Les câbles sont modélisés par des éléments finis 1D de type « barre » et les armatures passives par des éléments de plaques dont les rigidités sont calculées sur la base du diamètre des barres et de leur espacement (Figure 105).

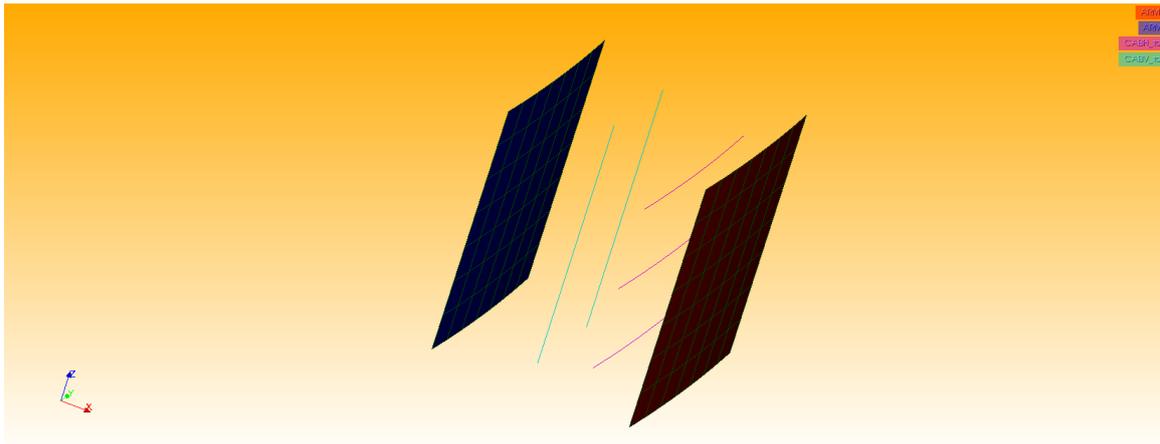


Figure 105. Maillage des câbles et du ferrailage passif du modèle « PACE ».

4.1.2.2 Propriétés matériaux

Toutes les évolutions sont supposées isothermes. De ce fait, aucune mesure de température n'est utilisée dans cette approche et aucun couplage thermomécanique n'est introduit. Par ailleurs, nous rappelons que le retrait endogène est négligé.

4.1.2.2.1 Comportement hydrique

Le modèle de Mensi utilisé pour simuler le séchage du béton possède les propriétés du béton de Civaux 1 données dans la thèse de Laurent Granger (Granger 1995), sauf l'isotherme de sorption qui est issue des travaux d'EDF R&D (Sémété et al. 2017). Ainsi, on considère les données du Tableau 12.

Tableau 12. Propriétés hydriques du modèle numérique de référence.

Paramètre	A	B	θ_{init}	Isotherme de sorption	
				HR (%)	θ (%)
Valeur	$7,4 \cdot 10^{-14} \text{ m}^2/\text{s}$	0,05	12,9 %	100	12,9
				97	11,8
				92	11,3
				84	9,0
				75	7,7
				58	5,8
				43	3,9

4.1.2.2.2 Comportement mécanique

Le fluage du béton est modélisé par la loi de Burger implantée dans Code_Aster (voir 1.1.3.3.3.3), associé à un comportement élastique linéaire. Les paramètres de cette loi pour ce béton sont rassemblées dans (Foucault 2012).

Les aciers ont un comportement élastique linéaire.

Les tableaux suivants fournissent les propriétés mécaniques retenues pour le béton (Tableau 13), les câbles de précontrainte (Tableau 14) et les armatures de béton armé (Tableau 15).

Tableau 13. Propriétés du béton pour le modèle de référence

Propriété	Symbole	Valeur	Unité
Module d'Young	E	36,4.10 ⁹	Pa
Coefficient de Poisson	ν	0,2	-
Coefficient de retrait de dessiccation	k_{dess}	12,2.10 ⁻⁶	-
Rigidité sphérique réversible	k_{RS}	5,710 ¹⁰	Pa
Rigidité déviatoire réversible	k_{RD}	2,85.10 ¹⁰	Pa
Viscosité réversible sphérique	η_{RS}	5.10 ¹⁷	Pa.s
Viscosité déviatoire réversible	η_{RD}	5.10 ¹⁶	Pa.s
Viscosité sphérique irréversible	η_{ID}	3,4.10 ¹⁸	Pa.s
Viscosité déviatoire irréversible	η_{ID}	1,7.10 ¹⁸	Pa.s
Déformation caractéristique	κ	8.10 ⁻⁴	-
Coefficient de fluage de dessiccation	η_{fd}	6,17.10 ⁹	Pa

Tableau 14. Propriétés de l'acier des câbles de précontrainte pour le modèle de référence

Propriété	Symbole	Valeur	Unité
Module d'Young	E_{aa}	190.10 ⁹	Pa
Coefficient de Poisson	ν_{aa}	0,3	-
Limite garantie à la rupture	f_{prg}	1860.10 ⁶	Pa
Frottement linéaire	φ	0	m ⁻¹
Frottement en courbe	f	0	rad ⁻¹

Tableau 15. Propriétés de l'acier d'armature passive pour le modèle de référence

Propriété	Symbole	Valeur	Unité
Module d'Young	E_{ap}	200.10 ⁹	Pa
Coefficient de Poisson	ν_{ap}	0,3	-

4.1.2.3 Chargement et conditions aux limites

4.1.2.3.1 Nécessité d'hypothèses simplificatrices

Si nous avons opté pour un modèle relativement complet au plan phénoménologie, il est plus difficile d'envisager de reproduire précisément l'historique des sollicitations que subit une enceinte durant son existence. La construction s'étale sur plusieurs années, la précontrainte sur plusieurs mois et l'exploitation sur plusieurs décennies émaillées d'arrêts. L'environnement de l'ouvrage est en réalité assez variable.

A la rigueur, les outils de modélisation actuels seraient en mesure de simuler ces variations, si toutefois elles étaient correctement enregistrées. Mais ces outils seraient trop lourds et trop complexes à manier dans un contexte de surveillance d'ouvrage.

Les lois actuellement utilisées par les personnes qui exploitent les mesures d'auscultation d'enceinte reposent implicitement sur l'hypothèse de conditions aux limites quasi-constantes, à l'instar des conditions expérimentales dans lesquelles ces modèles ont été validés. Dès lors que les conditions thermiques et hydriques changent de façon significative, la fiabilité de ces lois peut être remise en question. On peut illustrer ce

type de difficulté en reprenant l'exemple du chapitre 3 et de la maquette VeRCoRs. Une tentative de recalage a été menée en 2017 par Francis Barré (F. Barré 2017) avec les lois du code RCC-CW cité au chapitre 1. Ce recalage ne permet pas de reproduire correctement toutes les phases de fluage de l'ouvrage, comme le montre la Figure 106.

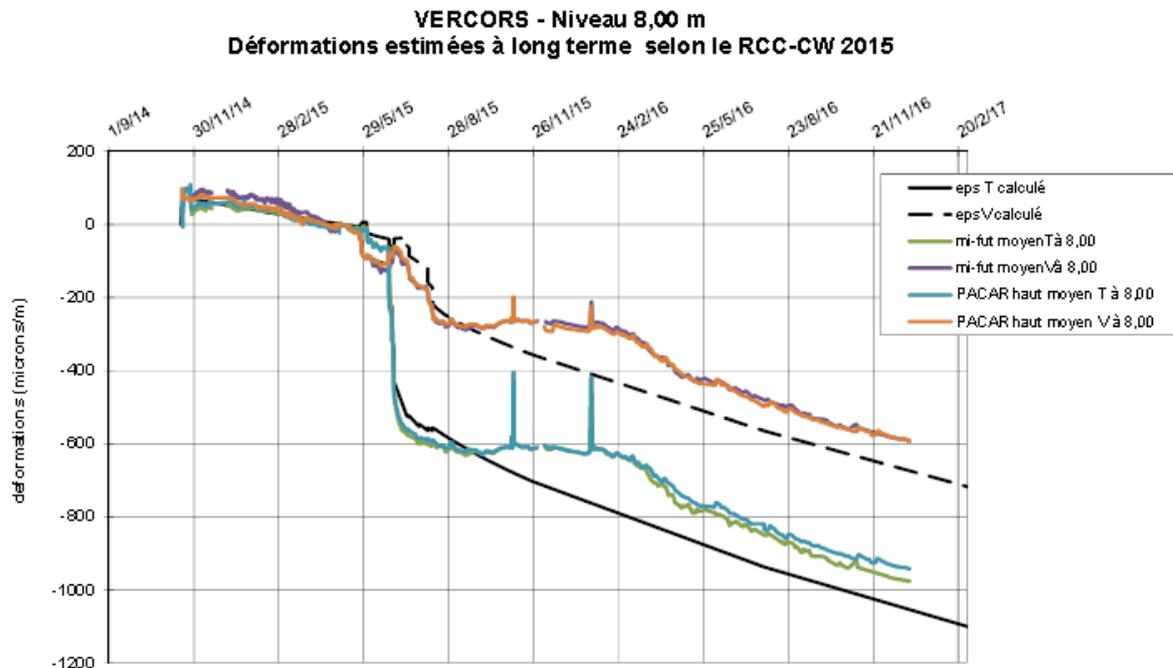


Figure 106. Comparaison entre mesures de déformation dans la PACAR de la maquette VeRCoRs et les prédictions des lois du code RCC CW associées (F. Barré 2017).

En conclusion de son rapport, Francis Barré suggère de considérer un modèle prenant en compte l'hygrométrie variable. Nous avons nous-mêmes fait une tentative de recalage du modèle de CEOS.fr (selon une méthode abordée en 4.1.4.3) sur les mesures exploitées dans la partie 3, en constatant que le résultat n'était pas satisfaisant (Figure 107).

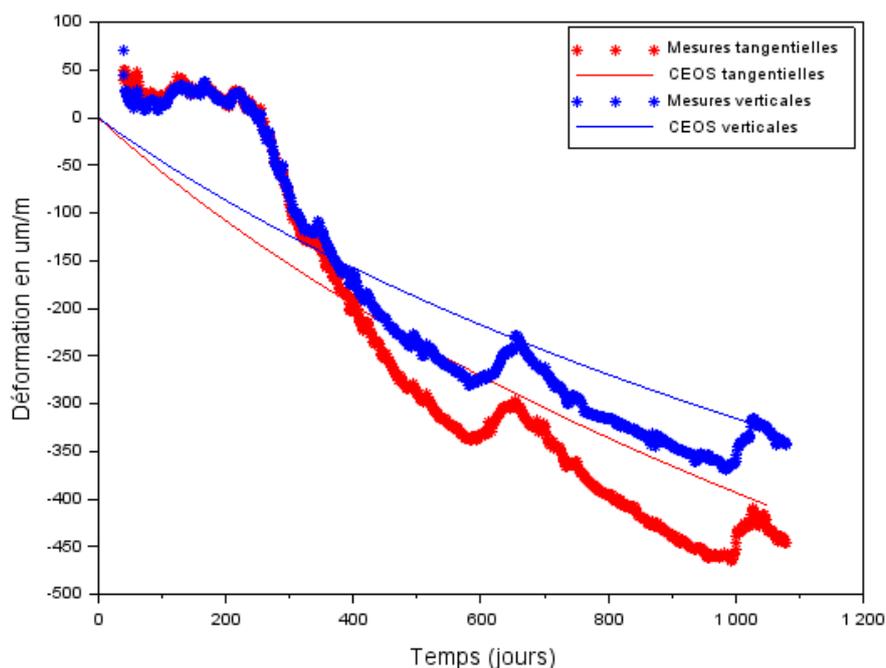


Figure 107. Recalage du modèle CEOS.fr sur les données utilisées dans le chapitre 3.

Ainsi, si l'on souhaite pouvoir comparer les performances de TETT et CEOS.fr pour en déduire une évaluation de l'incertitude de mesure de la teneur en eau, il convient d'adopter des conditions aux limites et un chargement qui soient compatibles avec les hypothèses intrinsèques communes aux deux modèles. Nous reviendrons plus tard sur notre appréciation de leurs qualités et défauts respectifs d'une façon plus générale.

4.1.2.3.2 Modèle thermique

Les évolutions thermiques sont considérées isothermes. Aucune évolution thermique n'a été prise en compte dans cette approche. On suppose les températures intérieure et extérieure constantes et fixées à une valeur de 20°C. Il n'y a donc pas de gradient thermique dans la structure et les propriétés des matériaux sont homogènes et constantes.

4.1.2.3.3 Modèle hydrique

Compte tenu de ce qui a été dit précédemment, nous avons imposé les conditions aux limites de type Dirichlet suivantes, représentatives des conditions d'exploitation (Boucher 2016) :

- HR coté extradados de la paroi : 40%, soit une teneur en eau imposée de 3,8 % d'après le Tableau 12.
- HR coté intrados de la paroi : 50%, soit 4,7 % de teneur en eau d'après le Tableau 12.

4.1.2.3.4 Modèle mécanique

Le chargement pris en compte est la précontrainte. Tout autre chargement thermomécanique (poids propre, épreuves, etc.) est négligé. La précontrainte est appliquée selon la méthode préconisée pour Code_Aster (S. Michel-Ponnelle 2014).

Le chargement de la précontrainte est supposé intervenir deux ans après le début du séchage de la paroi, de façon instantanée et selon les intensités suivantes :

- Contrainte dans les câbles horizontaux : 975 MPa.
- Contrainte dans les câbles verticaux : 1424 MPa.

4.1.2.4 Champs simulés de teneur en eau et de déformation

L'évolution du champ de teneur en eau est donnée par la Figure 108. On remarque que le séchage est particulièrement lent et que le béton est très loin de l'équilibre, même après 60 ans de séchage.

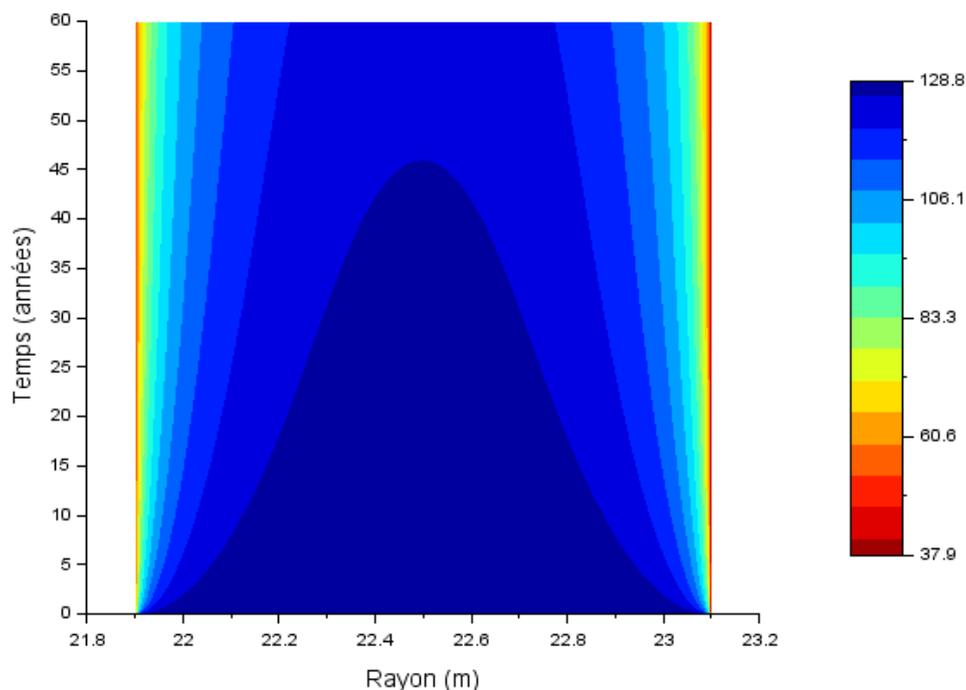


Figure 108. Evolution de la distribution de teneur en eau dans la paroi d'une enceinte du palier N4, calculée avec le modèle « PACE ».

Les déformations moyennes dans la section de la paroi et dans les directions tangentielle et verticales sont présentées sur la Figure 110.

Il est intéressant d'observer le résultat d'une régression linéaire de la déformation par rapport à la teneur en eau, ces deux grandeurs étant calculées avec Salome_Meca. La Figure 109 montre que la saturation en eau est finalement une variable assez pertinente pour décrire de façon simple la déformation tangentielle dans la direction tangentielle issue du modèle de Burger. Ce constat fait écho aux résultats obtenus dans le chapitre 3 avec les données de la maquette VerCoRs.

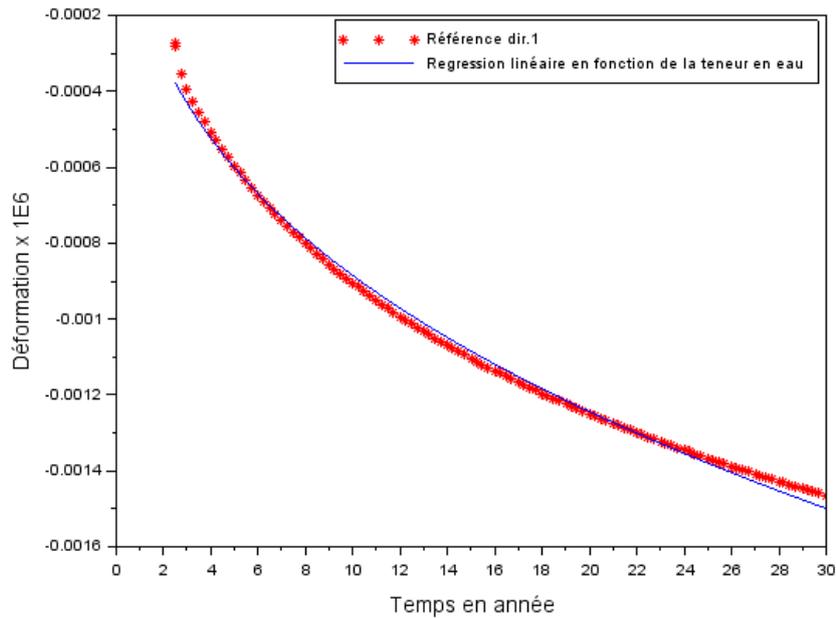


Figure 109. Régression linéaire de la déformation tangente du modèle de référence par rapport à la teneur en eau moyenne issue du même modèle.

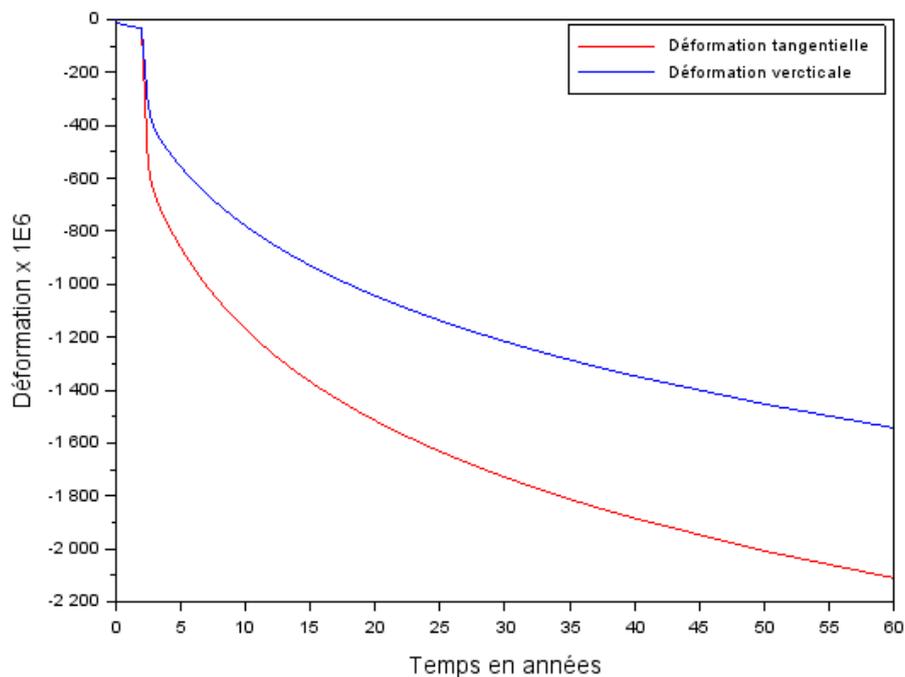


Figure 110. Déformations moyennes dans la paroi d'une enceinte du palier N4, calculées avec le modèle « PACE » (directions tangentielle et verticale).

4.1.3 Rappels sur la méthode de Monte Carlo appliquée à l'estimation et à la propagation des incertitudes

La méthode de Monte-Carlo date de l'avènement des premiers ordinateurs électroniques dans les années 1940 (Metropolis and Ulam 1949). Il s'agit d'une méthode

simple pour simuler des variables aléatoires (Robert and Casella 2013; Rubinstein and Kroese 2016). Elle permet notamment de traiter aisément des fonctions non linéaires, mais peut en revanche réclamer des temps de calcul très longs, selon les objectifs de précision à atteindre.

La méthode de Monte Carlo fait partie des outils classiquement utilisés en métrologie pour étudier la propagation des incertitudes et fait l'objet du Supplément 1 du GUM (Guide pour l'expression des incertitudes, (JCGM 2008)). En se basant sur ce document, on peut concevoir une méthode pour l'estimation de l'intervalle de confiance sur la prédiction de la déformation en fin d'exploitation de l'enceinte décrite sur la Figure 101. Cette méthode est résumée par le synoptique de la Figure 111.

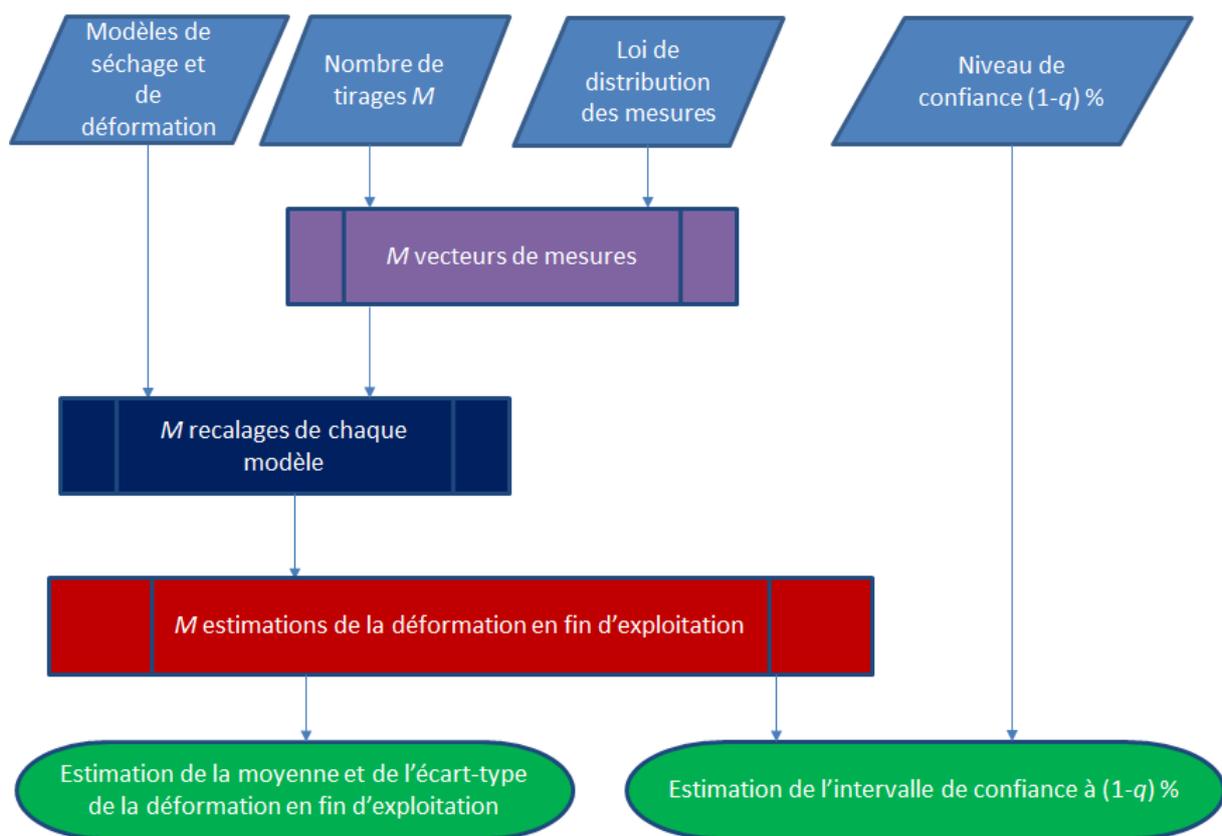


Figure 111. Résumé de l'étape 3 avec la méthode de Monte Carlo déclinée pour estimer l'incertitude de la déformation différée en fin d'exploitation (inspiré de (JCGM 2008))

Ainsi, on propose de simuler l'effet des incertitudes des mesures de teneur en eau et de déformation sur le recalage des modèles de séchage et de retrait-fluage puis d'évaluer l'intervalle de confiance sur les déformations extrapolées en fin de vie. L'intervalle de confiance I_ε est calculé à partir de l'écart-type S_M des M extrapolations et en considérant un facteur d'élargissement de 2, comme le propose le GUM. Ainsi, il s'exprime de la manière suivante :

$$I_{\varepsilon} = [\bar{\varepsilon} \pm 2 \cdot S_M]$$

Équation 77

où $\bar{\varepsilon}$ est la moyenne des déformations extrapolées obtenue grâce à M tirages aléatoires.

Puisque nous utilisons une méthode de Monte Carlo, nous attirons l'attention sur le fait que l'Équation 77 fournit un intervalle conventionnellement associé à un niveau de confiance de 95%. Cet intervalle ne doit pas être confondu avec l'intervalle de confiance sur la valeur moyenne calculée par la méthode de Monte Carlo, dérivée du théorème de la limite centrale et qui varie de façon inversement proportionnelle à la racine carrée du nombre de tirages M . Par définition cet intervalle tend vers 0 quand le nombre de tirages augmente et ne représente pas une incertitude de mesure.

Dans le cadre des études de propagation d'incertitudes, le Supplément 1 du GUM recommande de prendre une valeur de M de l'ordre de 10^5 ou 10^6 . Nous devons traiter ici de résolution de plusieurs problèmes inverses, impliquant notamment un modèle numérique pour la partie séchage. Les ordres de grandeur proposés par le Supplément 1 du GUM ne nous ont pas semblé compatibles avec nos méthodes et objectifs pour l'estimation d'incertitude cible de teneur en eau, notamment pour mettre en œuvre la rétroaction de la Figure 101. Notons que (JCGM 2008) prévoit ce cas et propose dans ce cas d'utiliser des valeurs plus faibles, de 50 à 100 (section 7.2.3 du guide), en indiquant que le résultat sera moins précis.

Dans notre cas, cette imprécision n'est pas trop gênante, puisque nous voulons avant tout comparer deux intervalles de confiance, l'un estimé avec la loi TETT et l'autre avec la loi proposée par le projet CEOS.fr. Les intervalles étant construits avec le même nombre de tirages et les mêmes échantillons de mesures de déformation, la comparaison des résultats pourra permettre de juger des performances relatives des deux approches. Nous avons finalement considéré 1000 tirages aléatoires.

4.1.4 Méthodes d'inversion des modèles utilisés

Reprenant le schéma de la Figure 52, il s'agit d'inverser ou d'optimiser les paramètres de chaque modèle pour ajuster au mieux leur sortie aux données de références produites par l'étape 2. Dans ce processus, trois séquences d'inversion (ou d'optimisation) de paramètres sont nécessaires :

- Inversion du modèle de séchage.
- Inversion du modèle TETT.
- Inversion du modèle du projet CEOS.fr.

TETT étant un modèle linéaire, l'ajustement de ses paramètres par régression ne pose pas de problème particulier. Nous avons déjà eu recours à cette technique en partie 3.

En revanche, le modèle de Mensi utilisé pour simuler le séchage et les formules de CEOS.fr sont de nature non linéaire. Les méthodes utilisées pour inverser leurs paramètres à recalculer sont passées en revue dans les paragraphes qui suivent.

4.1.4.1 Problème « bien » ou « mal » posé

Abordant plus précisément les techniques d'optimisation de paramètres, il semble important de rappeler ce qu'on entend par problème « bien » ou « mal » posé au sens d'Hadamard (Hadamard 1923). En effet, un problème de Physique impliquant l'optimisation de paramètres est « bien posé » au sens d'Hadamard s'il remplit toutes les conditions suivantes :

- La solution existe.
- La solution est unique.
- La solution est stable vis-à-vis des erreurs sur les mesures et les paramètres d'entrée (faible amplification de ces erreurs dans le processus d'inversion).

Si l'une de ces conditions n'est pas respectée, le problème est « mal posé ». Notons que la plupart des problèmes directs sont bien posés et que les difficultés surviennent quand il s'agit de traiter les problèmes inverses, qui nécessitent des inversions de matrice parfois mal conditionnées pour diverses raisons.

De ces trois conditions, c'est celle sur la stabilité qui est potentiellement la plus contraignante dans notre cas, puisqu'une trop forte amplification des perturbations en entrée pénaliserait notre incertitude cible.

4.1.4.2 Quelques méthodes d'optimisation avec ou sans gradient

Ce paragraphe présente rapidement les méthodes que nous avons testées pour résoudre nos problèmes d'inversion de paramètres. Il s'agit de méthodes d'ordre 1 (ne nécessitant que de dérivées premières) ou d'une méthode sans gradient, celle du simplexe de Nelder-Mead. Le traitement des problèmes inverses et des problèmes d'optimisation est un sujet vaste et le lecteur intéressé pourra se tourner vers des ouvrages qui lui sont consacrés comme (Beck and Arnold 1977; Press et al. 2007; Orlande et al. 2011; Walter 2015).

4.1.4.2.1 Méthode de Gauss-Newton

La méthode de Gauss-Newton est une démarche classique pour résoudre des problèmes de minimisation de fonction coût au sens des moindres carrés. Elle fait partie des méthodes dites « de descente », qui cherchent à s'approcher d'un minimum par une stratégie permettant d'aller d'un vecteur initial à la solution recherchée. On définit la fonction de coût $J(\mathbf{X}, \mathbf{P})$ et la matrice de sensibilité $\mathbf{S}(\mathbf{X}, \mathbf{P})$ comme dans la partie 2. Ces deux quantités sont liés par l'Équation 52. Dans la méthode de Gauss Newton, l'optimisation consiste à déterminer par un processus itératif l'évolution de l'incrément de variation des paramètres $\delta \hat{\mathbf{P}} = \hat{\mathbf{P}}^{i+1} - \hat{\mathbf{P}}^i$, en minimisant le résidu \mathbf{e} . On construit une suite de paramètres

λ^i permettant de faire décroître le résidu en dessous d'une valeur seuil prédéfinie (Équation 78).

$$\delta \hat{\mathbf{P}} = \lambda^i \cdot [\mathbf{S}^T(\mathbf{X}, \hat{\mathbf{P}}^i) \cdot \mathbf{S}(\mathbf{X}, \hat{\mathbf{P}}^i)]^{-1} \cdot \mathbf{S}^T(\mathbf{X}, \hat{\mathbf{P}}^i) \cdot \mathbf{e} \quad \text{Équation 78}$$

L'implémentation de ce type de problème est simple et peu coûteuse en temps de calculs. Néanmoins, dans certains problèmes inverses, le mauvais conditionnement de la matrice $\mathbf{S}^T(\mathbf{X}, \hat{\mathbf{P}}^i) \cdot \mathbf{S}(\mathbf{X}, \hat{\mathbf{P}}^i)$ peut entraîner des difficultés d'inversion et engendrer une non convergence du processus itératif.

4.1.4.2.2 Méthode de Levenberg-Marquardt

La méthode de Levenberg-Marquardt (Marquardt 1963) est également une méthode de descente. Elle consiste à améliorer la méthode Gauss-Newton en introduisant dans l'Équation 78 une matrice définie positive Ω^i pondérée par un réel μ^i pour stabiliser l'inversion et en quelque sorte régulariser la solution.

$$\delta \hat{\mathbf{P}} = \lambda^i \cdot [\mathbf{S}^T(\mathbf{X}, \hat{\mathbf{P}}^i) \cdot \mathbf{S}(\mathbf{X}, \hat{\mathbf{P}}^i) + \mu^i \cdot \Omega^i]^{-1} \cdot \mathbf{S}^T(\mathbf{X}, \hat{\mathbf{P}}^i) \cdot \mathbf{e} \quad \text{Équation 79}$$

La matrice Ω^i peut prendre diverses formes (identité, combinaison des résidus et de la matrice d'information etc.).

La méthode de Levenberg-Marquardt est très utilisée en estimation de paramètres de modèle non linéaire pour sa robustesse et sa vitesse de convergence.

4.1.4.2.3 Simplexe de Nelder-Mead

Les méthodes précédentes demandent le calcul de dérivées d'ordre 1 pour le calcul des sensibilités. Il existe des méthodes dites « sans gradient », dont celle du simplexe de Nelder-Mead proposé en 1965 (Nelder and Mead 1965). Les auteurs exploitent une forme géométrique, appelée simplexe, pour localiser l'optimum d'une fonctionnelle. Le nombre de sommets du simplexe est égal au nombre de paramètres à rechercher plus un. Ainsi, en deux dimensions, le simplexe est un triangle et en trois dimensions, c'est un tétraèdre.

Nous basons ici le raisonnement sur des figures en deux dimensions, par souci de simplicité. La méthode de Nelder-Mead modifie de façon itérative la forme du simplexe de façon à ce que son centre de gravité progresse vers l'optimum de la fonction étudiée, comme illustré sur la Figure 112.

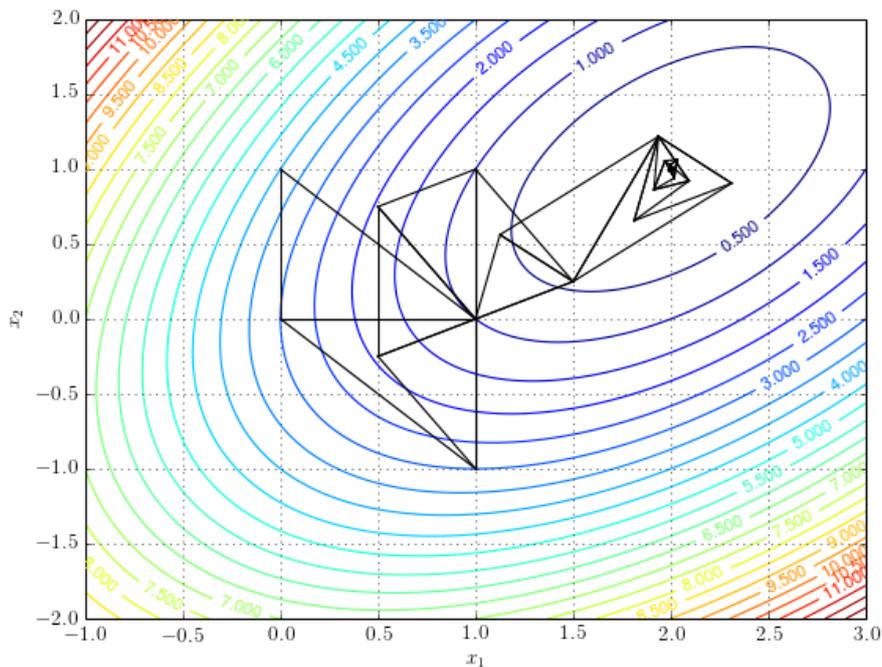


Figure 112. Illustration du processus itératif d'optimisation par le simplexe de Nelder-Mead (Moravec and Rudolf 2018).

Pour se déplacer, la méthode évalue la fonction coût aux sommets du triangle. Dans le simplexe initial, le point associé à la valeur la plus élevée subit une réflexion par rapport au côté opposé. Si le nouveau point est associé à une valeur de la fonction de coût plus basse, le triangle s'étend dans la direction du nouveau point, déplaçant ainsi son centre de gravité dans le sens de la pente locale. Sinon, si la valeur de la fonction en ce nouveau point est intermédiaire entre deux valeurs aux sommets du précédent simplexe, on recommence le processus avec ce nouveau sommet. Sinon, il est supposé que l'allure locale de la fonction ressemble à une vallée, et le simplexe est contracté sur lui-même. Si le nouveau sommet ne correspond pas à une valeur plus faible de la fonction de coût, le simplexe est réduit par une homothétie centrée sur le point du simplexe où cette fonction est minimale.

Le processus est illustré par la Figure 113.

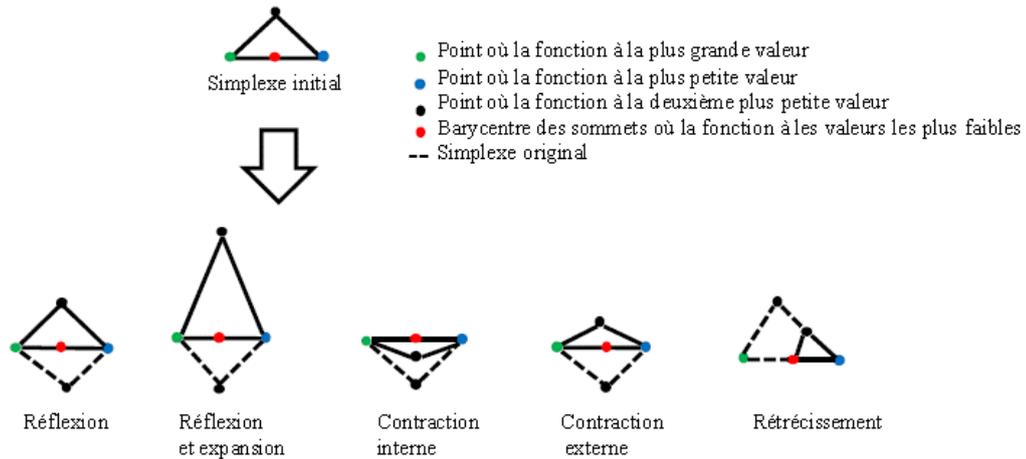


Figure 113. Illustration de l'algorithme du simplexe de Nelder-Mead en deux dimensions (Brahim 2015).

La méthode de Nelder-Mead est populaire, (option par défaut de la fonction *fminsearch* de Matlab®) mais critiquée, notamment pour ses performances et pour sa sensibilité aux minima locaux (Lagarias et al. 1998; Wright 2010). Néanmoins lorsque le nombre de paramètres est restreint, cette technique reste intéressante. Elle est d'ailleurs régulièrement utilisée pour la résolution de problème de diffusion (Ouria and Toufigh 2009; Dong et al. 2015; Achenbach, Lahmer, and Morgenthal 2017; Huang et al. 2018).

L'Annexe C fournit les principaux éléments de programmation utilisés pour inverser le modèle de Mensi.

4.1.4.3 Inversion du modèle CEOS.fr

Les paramètres du modèle de CEOS.fr à identifier sur des données peuvent être définis par couple agissant respectivement sur l'amplitude (indice 1) et sur la cinétique (indice 2) de chaque phénomène :

- β_{cd1} et β_{cd2} pour le retrait de dessiccation, définis par l'Équation 5
- β_{bc1} et β_{bc2} pour le fluage propre, définis par l'Équation 20.
- β_{dc1} et β_{dc2} pour le fluage de dessiccation, définis par l'Équation 34.

Etant donné que les mesures concernent deux directions de déformation dans l'enceinte, la fonction de coût J^{CEOS} correspond à l'Équation 80 :

$$J^{CEOS}(\mathbf{X}, \mathbf{P}) = (\boldsymbol{\varepsilon}_T^{mes} - \boldsymbol{\varepsilon}_T^{est})^T \cdot (\boldsymbol{\varepsilon}_T^{mes} - \boldsymbol{\varepsilon}_T^{est}) + (\boldsymbol{\varepsilon}_V^{mes} - \boldsymbol{\varepsilon}_V^{est})^T \cdot (\boldsymbol{\varepsilon}_V^{mes} - \boldsymbol{\varepsilon}_V^{est}) \quad \text{Équation 80}$$

avec T et V les directions, $\boldsymbol{\varepsilon}^{mes}$ la déformation mesurée et $\boldsymbol{\varepsilon}^{est}$ la déformation estimée.

4.1.4.3.1 Choix de l'algorithme d'inversion et bornes de la plage de recherche

Nous avons choisi d'inverser ces paramètres par l'algorithme de Levenberg Marquardt disponible dans le logiciel Scilab (fonction *lsqrsolve*). Afin d'imposer des solutions positives, nous avons effectué un changement de variable pour rechercher des solutions sous forme d'argument de fonction exponentielle (voir Annexe D).

4.1.4.3.2 Unicité de la solution

Le tracé de la fonction de coût établi sur un jeu de paramètres donnés apporte une première information sur l'unicité de la solution.

On se place dans la configuration d'une enceinte de confinement standard dont les propriétés sont annexées dans le Tableau 16 avec un chargement au bout de 2 ans. Tous les paramètres β_k du modèle CEOS.fr sont pris égaux à 1.

Tableau 16. Paramètres fixés pour le modèle de CEOS.fr.

Paramètres du modèle CEOS.fr	Symbole	Valeur
Module d'élasticité	E_{ci}	36400 MPa
Résistance caractéristique	f_{ck}	36 MPa
Coefficient de Poisson	ν	0,2
Paramètre de dessiccation 1	α_{ds1}	4
Paramètre de dessiccation 2	α_{ds1}	0,012
Humidité relative	RH	50%
Aire de la section transversale	A_c	$12 \cdot 10^5 \text{ mm}^2$
Périmètre exposé à l'environnement extérieur	u	$9 \cdot 10^4 \text{ mm}$
Coefficient lié à la maturité	α	0
Contrainte tangentielle	σ_T	12 MPa
Contrainte verticale	σ_V	8 MPa

La fonction de coût est tracée au voisinage de cette solution et sa forme devrait indiquer un minimum dans cette région. Les figures suivantes montrent la fonction de coût de retrait-fluage dessinée dans l'espace des paramètres β_k de chaque phénomène (retrait de dessiccation, fluage propre et fluage de dessiccation). Sur les axes, « Beta_1 » représente le paramètre qui gère l'amplitude et « Beta_2 » celui qui est lié à la cinétique. La solution est représentée par une étoile rouge.

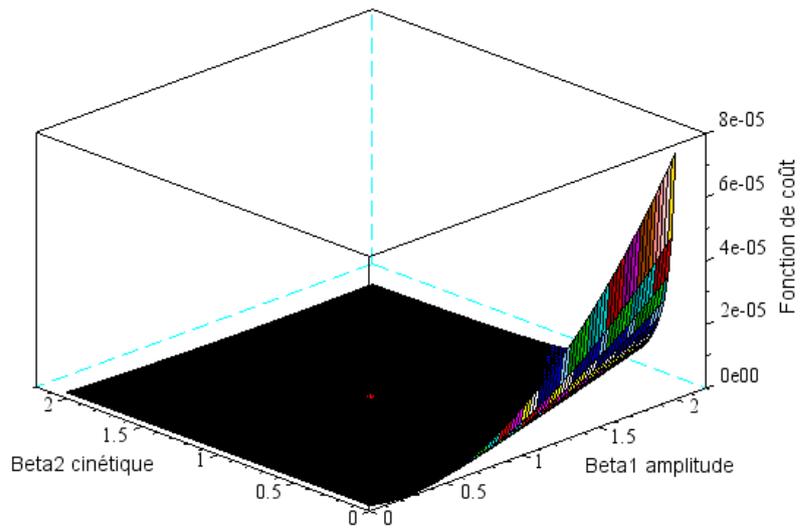


Figure 114. Fonction de coût du modèle CEOS.fr dans l'espace des paramètres du retrait de dessiccation.

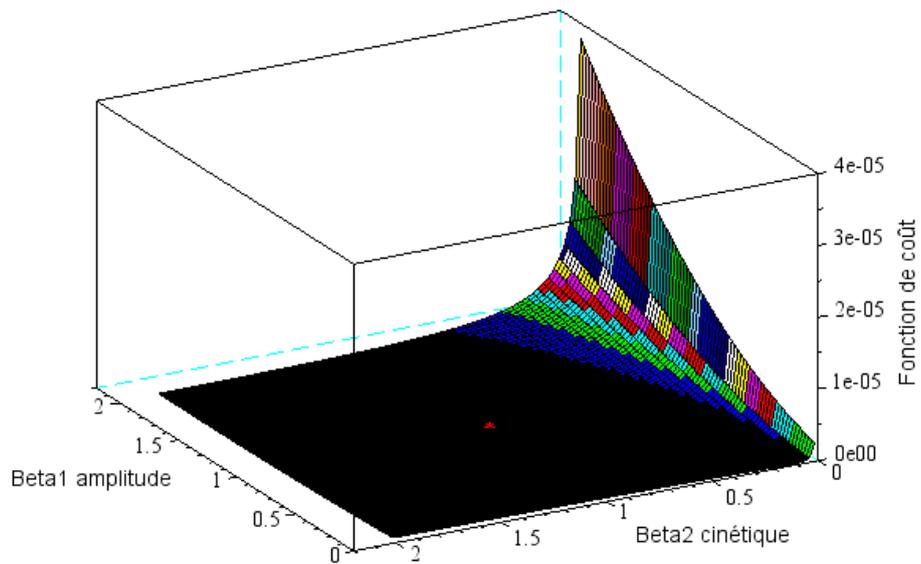


Figure 115. Fonction de coût du modèle CEOS.fr dans l'espace des paramètres du fluage propre.

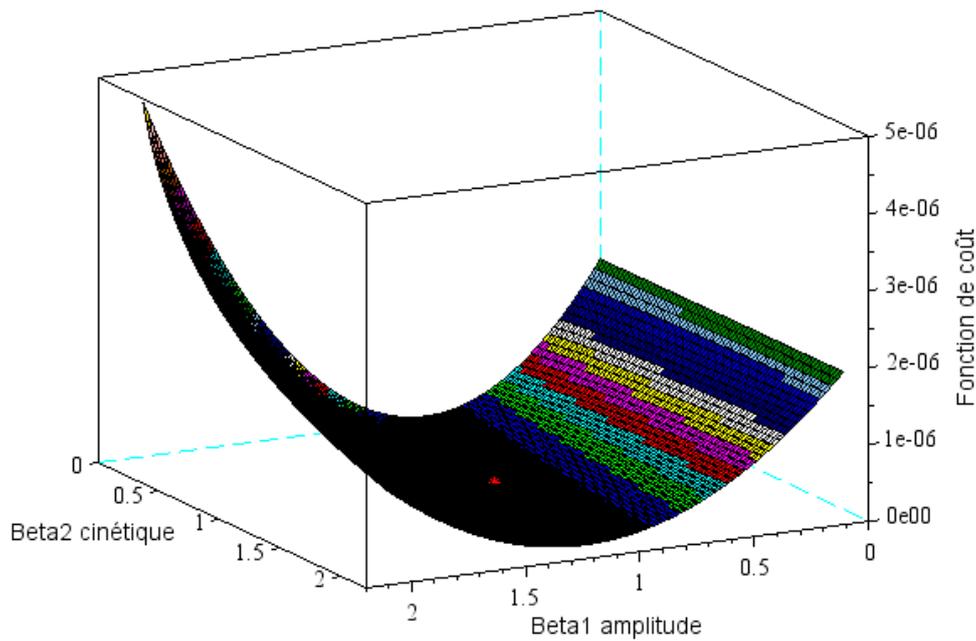


Figure 116. Fonction de coût du modèle CEOS.fr dans l'espace des paramètres du fluage de dessiccation.

Les formes des fonctions de coût dans l'espace du retrait de dessiccation (Figure 114) et du fluage propre (Figure 115) présentent de zones assez étendues et relativement plates au voisinage de la solution théorique. Celle relative au fluage de dessiccation présente une forme de vallée. Ces morphologies laissent à craindre qu'une méthode de descente ne trouve pas de solution unique.

Nous avons procédé à quelques tests concernant l'algorithme de Levenberg-Marquardt implanté dans Scilab. Ainsi, nous avons repris les paramètres du Tableau 16 en attribuant différentes valeurs aux coefficients β_k . Nous avons tenté de retrouver ces coefficients à partir de mesures générées par le modèle direct et perturbées par des valeurs aléatoires choisies selon une loi normale d'écart-type $100 \mu\text{m}/\text{m}$. Ce niveau de dispersion est très au-dessus des incertitudes de mesures habituelles pour une mesure sur enceinte de confinement. Pour initialiser le processus d'optimisation, deux jeux de valeurs ont été considérés, dans un premier temps avec toutes les composantes égales à 1 puis dans un second temps avec toutes les valeurs égales à 10. Signalons que CEOS.fr proposant de faire varier les paramètres de 30% autour des valeurs conseillées, cette valeur de 10 est censée être assez peu probable. Finalement, en utilisant un tirage particulier, les deux calculs mènent au même résultat résumé dans le Tableau 17.

Tableau 17. Comparaison des valeurs estimées et des valeurs cibles pour le test d'unicité et de stabilité de l'algorithme d'inversion du modèle CEOS.fr.

Paramètre	β_{cd1}	β_{cd2}	β_{bc1}	β_{bc2}	β_{dc1}	β_{dc2}
Cible	2	0,5	3	1,5	5	3
Estimé avec valeur	0,2181	0,0005	2,0137	0,6667	9,7216	11,6928

Malgré les écarts très importants constatés sur les paramètres du modèle, l'examen de la Figure 117 montre que le recalage semble néanmoins satisfaisant.

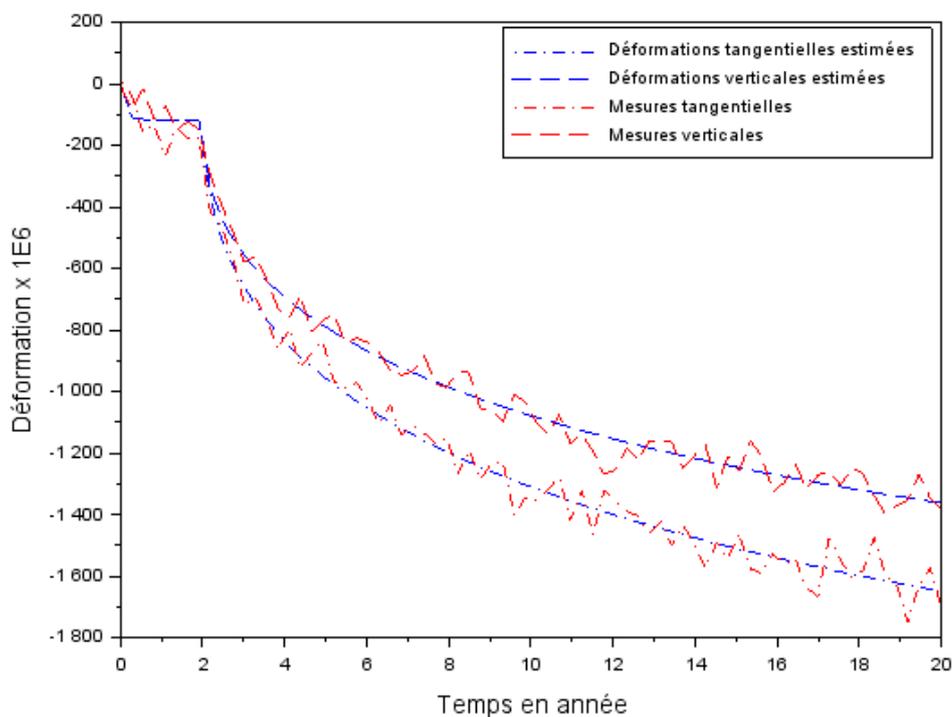


Figure 117. Modèle CEOS.fr recalé avec une simulation de mesure basée sur une écart-type de $100 \mu\text{m}/\text{m}$.

Ces tests préliminaires amènent les commentaires suivants de notre part :

- L'inversion du modèle de CEOS.fr fait partie des problèmes mal posés, dans le sens que la solution peut ne pas être unique et que la sensibilité des estimations de paramètres est sensible aux variations des mesures. Néanmoins, les jeux de paramètres obtenus permettent de décrire assez correctement les mesures, sur la durée d'observation considérée.
- On peut s'interroger sur le sens physique à donner finalement aux paramètres du modèle. Si la théorie sous-jacente aux formules de CEOS.fr établit un lien avec les phénomènes physiques, la détermination des composantes élémentaires de retrait et de fluage sur la base des deux courbes de déformations totales risque de ne pas mener à un résultat interprétable à l'échelle du matériau, comme l'illustre l'Annexe E.
- Ainsi, rien ne garantit qu'un modèle correctement recalé sur une période limitée donnera de bonnes extrapolations en dehors de sa plage de calage.
- Les composantes du vecteur initial semblent peu influentes sur la résolution du problème inverse du modèle CEOS.fr. Pour initialiser l'algorithme d'optimisation des paramètres, nous avons choisi de prendre toujours les

mêmes valeurs à savoir celles préconisées par défaut par (Francis Barré et al. 2016). Tous les paramètres β_k du modèle CEOS.fr sont initialisés à la valeur 1.

4.1.4.4 Inversion du modèle de séchage

Le modèle numérique non linéaire utilisé pour simuler le séchage a été présenté au paragraphe 2.4.1. Nous considérons les propriétés matériaux et les conditions initiales et aux limites du modèle de référence (voir 4.1.2). Le maillage a un pas spatial constant de 1 cm. Les mesures ont une période d'acquisition de 3 mois sur 20 ans, par 5 capteurs dont les abscisses par rapport à l'intrados sont les suivantes, exprimées en mètre : 0,06 ; 0,30 ; 0,60 ; 0,90 ; 1,14.

4.1.4.4.1 Unicité de la solution

Comme pour le cas de CEOS.fr, le tracé de la fonction de coût est utilisé pour estimer le risque de non-unicité de la solution. Les figures suivantes montrent les fonctions de coût dans les plans des paramètres de Mensi A , B et θ_{init} . Le point rouge représente la solution.

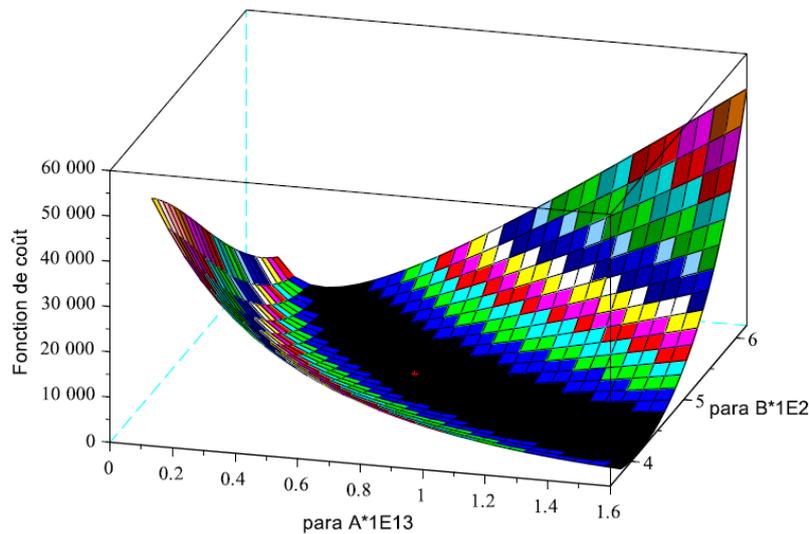


Figure 118. Fonction de coût du modèle de séchage dans l'espace des paramètres A et B .

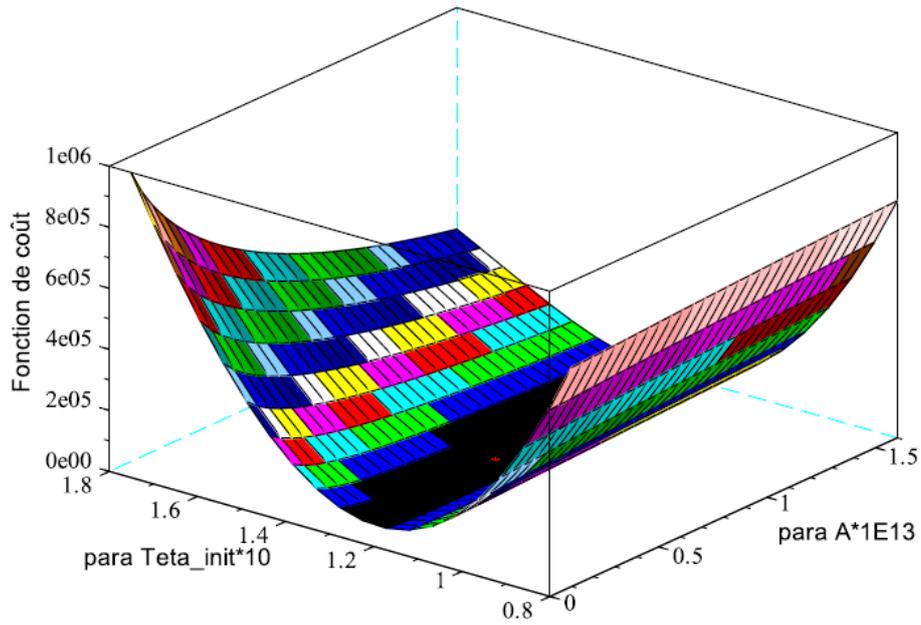


Figure 119. Fonction de coût du modèle de séchage dans l'espace des paramètres A et θ_{init} .

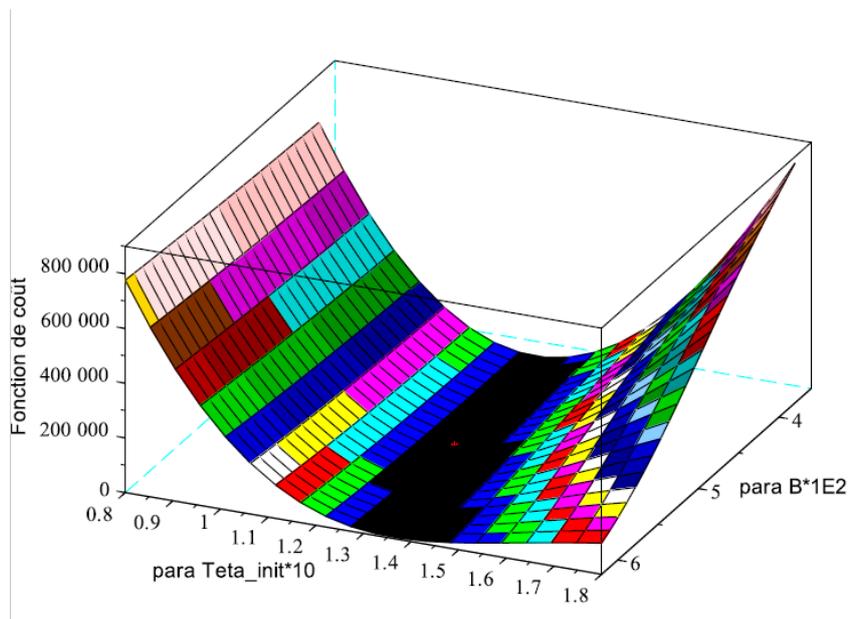


Figure 120. Fonction de coût du modèle de séchage dans l'espace des paramètres B et θ_{init} .

On constate dans tous les cas une forme de vallée plus ou moins encaissée. Comme dans le cas du modèle de CEOS.fr, on a un risque de non unicité de la solution, notamment lorsque les mesures sont affectées par du « bruit de mesure ». On conclut que l'inversion du modèle de séchage de Mensi est lui aussi un problème mal posé. Cette propriété du modèle est abordée dans l'étude (L. Charpin and Courtois 2018) dont on montre un résultat à la Figure 121.

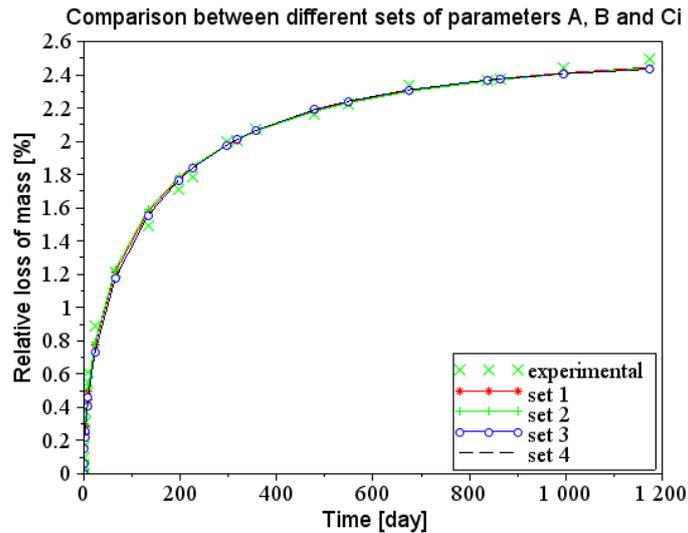


Figure 121. Exemple de courbes de perte de masse recalé sur un même essais en laboratoire suivant plusieurs jeux de paramètres (L. Charpin and Courtois 2018).

Si on injecte une incertitude de teneur en eau de 1% en volume grâce à une variable aléatoire ajoutée à la référence du calcul éléments finis, et que l'on optimise les paramètres du modèle de Mensi grâce à l'algorithme de Nelder-Mead, on obtient une prédiction proche de la référence comme le montre la Figure 122. Le vecteur initial du processus d'optimisation a été tiré aléatoirement selon les bornes indiquées dans le paragraphe 4.1.4.4. On peut en conclure que notre technique de recalage est relativement robuste, même si l'on se doute qu'au-delà d'un certain « bruit », l'algorithme d'inversion sera incapable de prédire correctement la référence non bruitée.

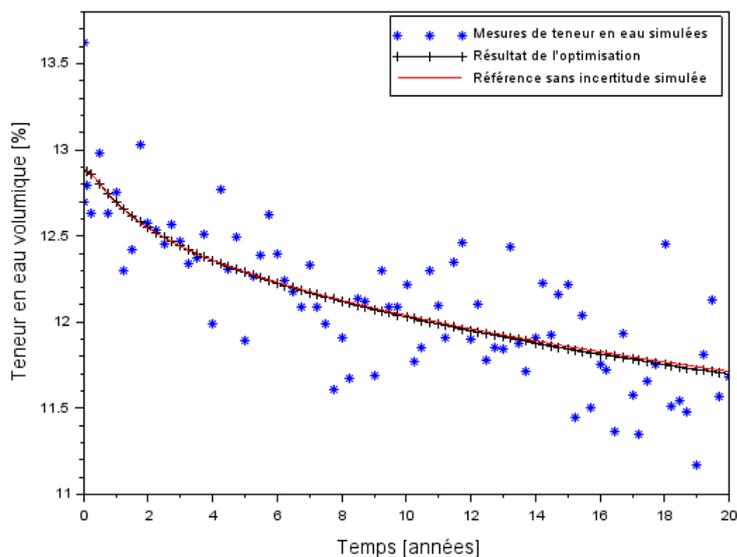


Figure 122. Comparaison de la prédiction d'un modèle de Mensi optimisée sur la base de mesures synthétiques à la référence choisie

A nouveau, on conclut que si différentes solutions peuvent fournir des recalages acceptables sur la plage d'observation, on peut craindre des performances variables dès lors qu'il s'agit de prédire des valeurs à plus long terme.

4.1.4.4.2 Contrainte sur le pas de temps et le nombre de tirages aléatoires

En optant pour un schéma d'intégration temporelle explicite, nous avons fait le choix d'accepter des pas de temps potentiellement petits (pouvant descendre jusqu'à quelques centaines de secondes dans les cas les plus défavorables, selon l'Équation 63,) et ce pour décrire des évolutions courant sur des décennies.

Si ce choix n'est pas trop limitant pour traiter d'un problème direct au vu des puissances de calcul actuelles, la contrainte sur les temps de calcul peut devenir importante quand il s'agit de combiner les itérations nécessaires à l'inversion des modèles non linéaires et aux tirages de la méthode de Monte Carlo. C'est l'une des raisons pour lesquelles nous avons limité à 1000 le nombre de tirages aléatoires dans notre processus de simulation des incertitudes.

4.1.4.4.3 Choix de l'algorithme d'inversion et plage de recherche des paramètres

Une autre conséquence de la contrainte sur les pas de temps est la nécessité de borner le domaine de recherche dans le processus d'inversion, pour ne pas explorer des solutions aboutissant à des coefficients de diffusion tels qu'ils compromettent la résolution effective du problème. Des contraintes ont donc été introduites aux algorithmes d'inversion. Les bornes assignées aux différents paramètres sont relevées dans le Tableau 18.

Tableau 18. Plage de variation autorisée pour la recherche de solution.

Paramètre	<i>A</i>	<i>B</i>	θ_{init}
Plage autorisée	De 10^{-14} à 10^{-11} m ² /s	0,035 à 0,065	8 à 18%

Nous avons testé les performances des algorithmes de Gauss-Newton (fonction *leastsq* de Scilab) et de Nelder-Mead (fonction *neldermead*) en prenant en compte les contraintes. Si la première s'est avérée la plus rapide, il est apparu que les bornes des domaines de recherche étaient régulièrement atteintes, ce qui n'est pas satisfaisant. A titre d'exemple, la Figure 123 montre la comparaison de deux histogrammes illustrant la dispersion des résultats obtenus sur le recalage de *A* dans le cadre d'un cas-test pour lequel on a considéré des mesures avec incertitudes simulées par une variable aléatoire et procéder à 100 tirages). La solution est centrée sur la valeur 1 et l'une des bornes est fixée à la valeur 0,1. La méthode de Gauss-Newton utilisée atteint régulièrement cette dernière, alors que l'algorithme de Nelder-Mead donne des résultats moins dispersés.

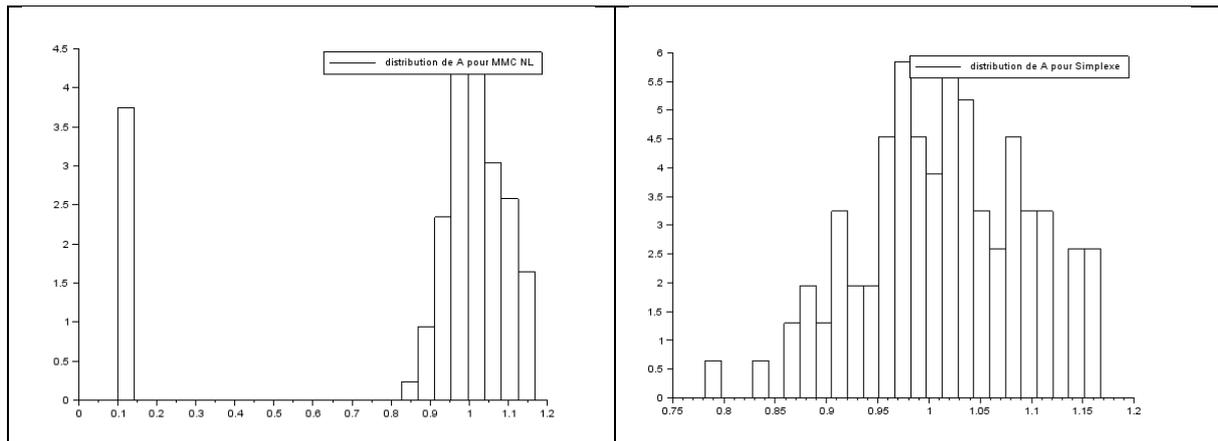


Figure 123. Comparaison des histogrammes obtenus pour recaler le paramètre A. A gauche avec la méthode de Gauss, à droite avec la méthode de Nelder-Mead.

Pour inverser le modèle de séchage de Mensi, nous avons donc opté pour la méthode de Nelder-Mead.

4.1.4.4 Dépendance au vecteur d'initialisation de l'algorithme

La question de l'initialisation du vecteur des paramètres du modèle de Mensi se pose compte tenu de la non unicité de la solution mise en évidence précédemment. N'ayant pas de valeur de référence pour les paramètres, nous avons procédé à 100 tirages aléatoires des valeurs A , B et θ_{init} selon des lois uniformes. Nous avons fait en sorte que les valeurs retenues dans le modèle Salome_Meca ($A = 0,74 \cdot 10^{-13} \text{ m}^2/\text{s}$; $B = 0,05$; $\theta_{init} = 12,9\%$) représentent la médiane des lois de distribution, en respectant les bornes du Tableau 18 :

- La 1^{ère} composante du vecteur initial (A) comprise entre 0,2 et 1,24.
- La 2^{ème} composante du vecteur initial (B) comprise entre 0,045 et 0,055.
- La 3^{ème} composante du vecteur initial (θ_{init}) comprise entre 10,0 et 15,8.

Ces valeurs permettent de tester l'effet du vecteur initial en limitant le risque de se trouver trop proche d'une borne du domaine de recherche dès le début du processus d'optimisation.

La moyenne et l'écart-type des valeurs de teneur en eau moyenne Θ optimisées à partir de chaque tirage initial sont respectivement de 11,68% et 0,002%. La valeur de référence de Θ est 11,69%. On peut conclure que l'effet du choix du vecteur initial est relativement négligeable, compte tenu de la différence de modélisation entre la référence de Salome_Meca (éléments finis) et notre modèle de séchage (différences finies).

Toutefois, lors de la mise en œuvre des futures inversions du modèle de Mensi, un tirage aléatoire similaire sera appliqué pour éviter de toujours partir d'un même point de départ arbitrairement choisi.

4.1.5 Résumé de la démarche

Les paragraphes suivants présentent des synoptiques qui précisent les opérations réalisées dans les différentes étapes définies au paragraphe 4.1.1.2 et sur la Figure 101.

4.1.5.1 Génération des mesures synthétiques du modèle de référence

Il s'agit des étapes 1, 2 et 3, qui mettent en œuvre (Figure 124) :

- Le calcul de structures aux éléments finis produisant des valeurs moyennes de mesures synthétiques $\bar{\theta}_{mes}$ et $\bar{\varepsilon}_{mes}$.
- Le tirage aléatoire des incertitudes de mesures $\tilde{\theta}$ et $\tilde{\varepsilon}$.
- La génération des mesures synthétiques θ_{mes} et ε_{mes} .

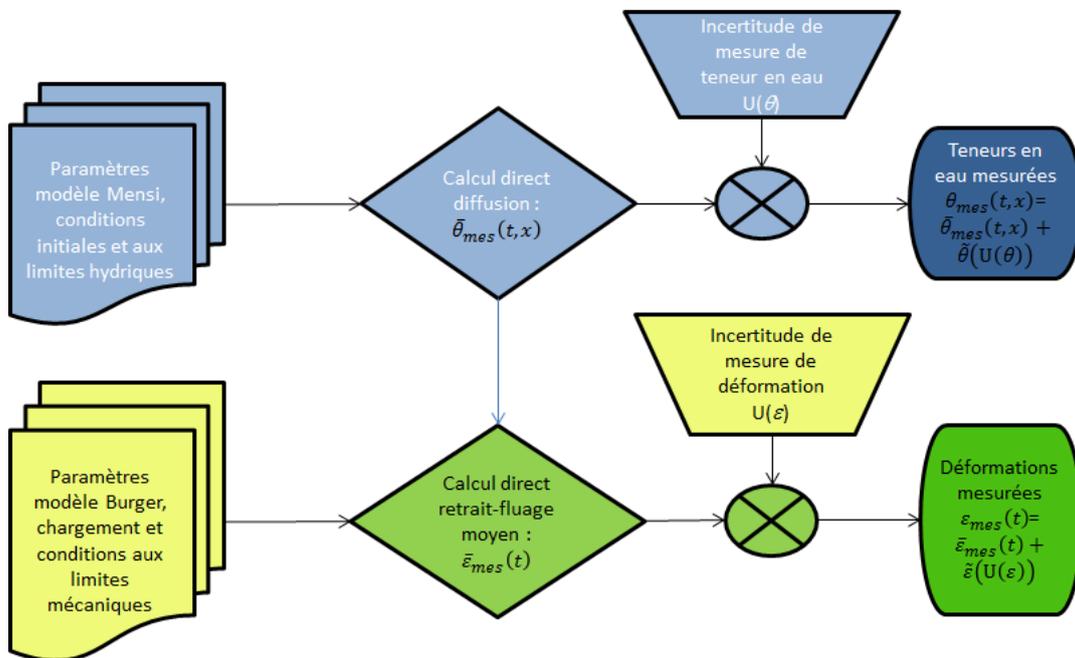


Figure 124. Etapes 1,2 et 3 : génération des mesures synthétiques.

4.1.5.2 Inversion des modèles

Il s'agit de l'étape 4. Pour CEOS.fr, on obtient l'estimation des déformations $\hat{\varepsilon}^{CEOS}(t_{final})$, comme le montre la Figure 125.

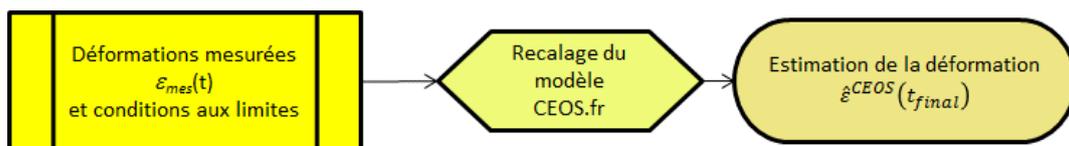


Figure 125. Etape 4 : inversion du modèle CEOS.fr et prédiction de la déformation finale.

Pour la démarche utilisant les modèles de Mensi et TETT, on obtient l'estimation des déformations $\hat{\varepsilon}^{TETT}(t_{final})$, comme le montre la Figure 126.

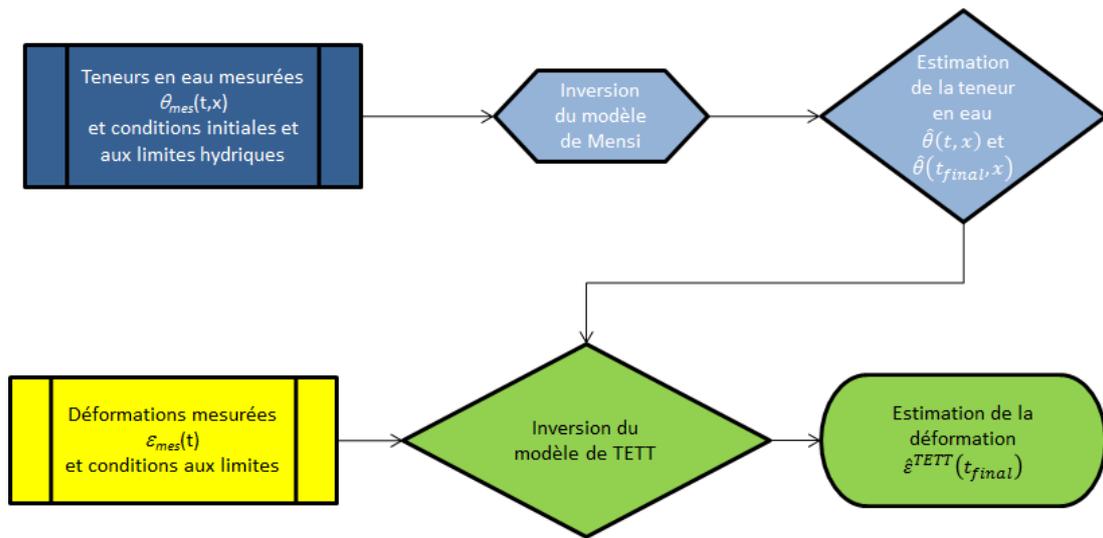


Figure 126. Etape 4 : inversion du modèle TETT et prédiction de la déformation finale.

4.1.5.3 Estimation de l'incertitude sur la prédiction

Il s'agit de l'étape 5, dans laquelle les résultats des tirages sont combinés pour estimer les écart types des distributions des déformations à l'instant final (Figure 127).

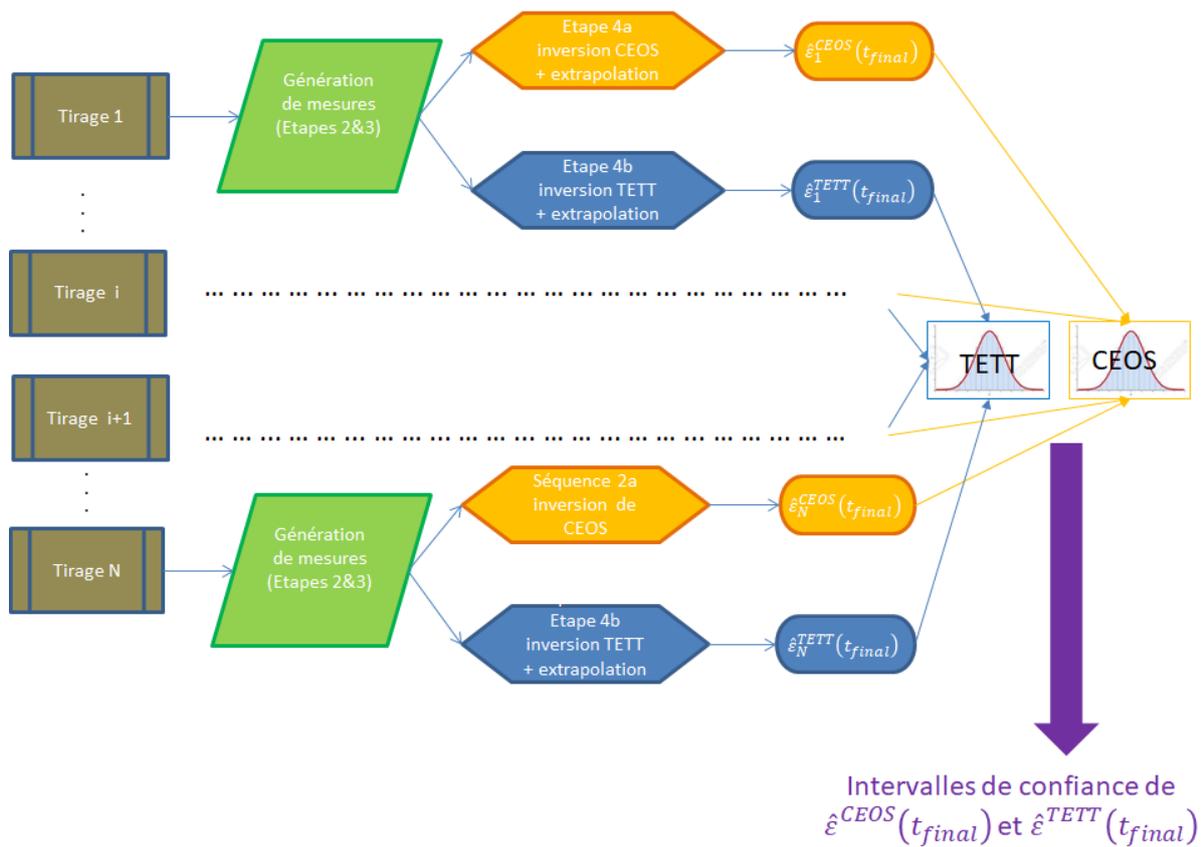


Figure 127. Etape 5 : estimation des intervalles de confiance pour les deux modèles CEOS.fr et TETT.

4.2 Propagations d'incertitudes dans les différents modèles

Rappelons les hypothèses des calculs censées permettre de déterminer l'incertitude cible de teneur en eau :

- On restreint la durée d'observation du comportement aux dix premières années de la vie de l'ouvrage. Ce choix est justifié par le rythme des visites décennales et des examens de conformité des installations nucléaires en France. Lors de cette première visite décennale, EDF met à jour les calculs de justification de durée de vie. Il est donc très probable que les données relatives à l'humidité du béton seraient exploitées à cette occasion.
- On réalise une extrapolation à 60 ans, période arbitrairement choisie pour la durée d'exploitation.
- Les distributions des extrapolations sont basées sur 1000 tirages aléatoires selon les hypothèses exposées en 4.1.4.3 et 4.1.4.4.
- Suivant nos recommandations du paragraphe 3.5, nous avons considéré les évolutions d'humidité en 5 points répartis de façon radiale dans la structure pour en déduire une teneur en eau moyenne et alimenter le modèle TETT.

- L'incertitude des mesures de déformation a été fixée à 35 $\mu\text{m}/\text{m}$, valeur représentative des mesures sur enceinte de confinement et cohérente avec celle annoncée en 1.2.2.2.

4.2.1 Propagation des incertitudes dans le modèle de séchage

Nous nous concentrons ici sur l'inversion d'un problème de séchage et sur les teneurs en eau moyennes prédites à 60 ans. L'effet du nombre et de la position des capteurs fera l'objet d'une étude portant sur un dispositif muni d'un unique capteur, placé soit au milieu, soit au bord de la paroi.

4.2.1.1 Dispersion de l'extrapolation à 60 ans en fonction de l'incertitude sur la teneur en eau

Nous considérons plusieurs séries de 1000 tirages aléatoires représentant les incertitudes de mesure suivantes sur la teneur en eau : 1%, 2%, 5% et 7%. Signalons une tentative à 10% d'incertitude qui s'est avérée infructueuse, l'algorithme d'inversion aboutissant à des valeurs aberrantes dans la majorité des cas. Ce constat n'est pas étonnant, le niveau de dispersion introduit étant équivalent à celui du signal recherché.

A titre d'exemple, la Figure 128 montre la distribution des 1000 tirages aléatoires d'incertitude affectant la mesure de teneur en eau pour une incertitude simulée de 1% et la Figure 129 montre la distribution de la teneur en eau moyenne extrapolée.

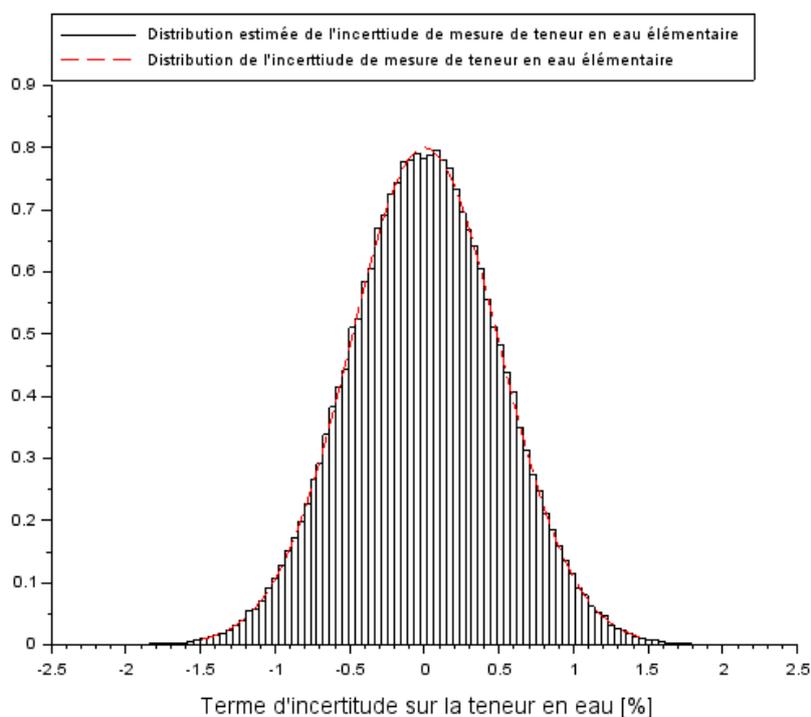


Figure 128. Comparaison de la distribution théorique des tirages représentant les incertitudes de mesures de teneur en eau et la distribution effectivement obtenue.

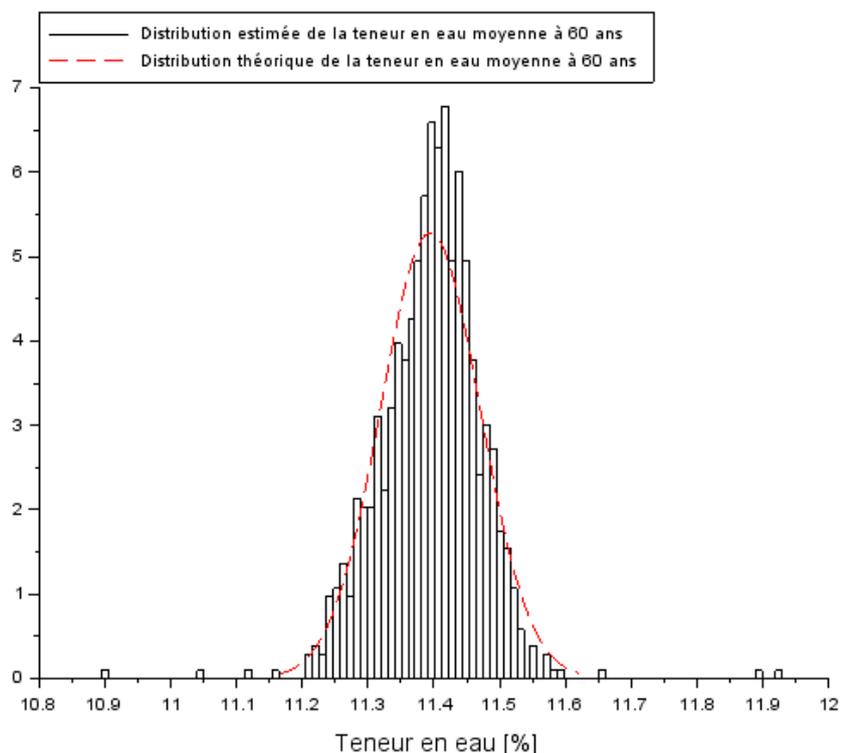


Figure 129. Comparaison de la distribution théorique des tirages représentant les incertitudes de mesures de teneur en eau et la distribution effectivement obtenue.

Si le générateur de nombre aléatoire utilisé semble fournir *a priori* des données correctes, on remarque que les sorties du modèle ne suivent pas parfaitement une loi normale. Ceci est probablement dû à un nombre de tirages trop faible pour reproduire une gaussienne de façon plus précise.

Le Tableau 19 résume les intervalles de confiance obtenus et comparés à la valeur théorique.

Tableau 19. Comparaison des intervalles de confiance à 60 ans sur la teneur en eau moyenne selon différentes incertitudes de mesure simulées.

Incertitude de mesure de teneur en eau simulée	1%	2%	5%	7%
Ecart-type sur la teneur en eau à 60 ans	0,07%	0,14%	0,35%	0,49%
Intervalle de confiance sur la teneur en eau à 60 ans	10,79% - 11,07%	10,66% - 11,20%	10,16% - 11,56%	9,95% - 11,90%
Valeur théorique à 60 ans	10,99%			

On observe que la dispersion sur les résultats augmente avec l'incertitude introduite en entrée du processus d'inversion. La valeur théorique est toujours à peu près centrée

sur l'intervalle (absence de biais) ce qui est cohérent avec le choix de modèles identiques, à l'intégration numérique près, pour générer les mesures et pour inverser les paramètres.

Néanmoins, la dispersion sur les résultats semble assez limitée par rapport à l'incertitude simulée. Le ratio entre l'écart-type de l'extrapolation à 60 ans et l'incertitude introduite est sensiblement constant.

Avec le dispositif choisi de 5 capteurs de teneur en eau répartis uniformément dans la section de l'enceinte, on obtient un écart-type sur la teneur en eau extrapolée à 60 ans d'environ 0,7% pour chaque pour-cent d'incertitude de mesure de teneur en eau associée aux capteurs. Malgré le caractère mal posé du problème, nous obtenons des valeurs assez cohérentes, qui semblent indiquer que les incertitudes de mesure se propagent de façon presque linéaire dans le modèle de séchage et que leur impact est relativement limité sur la valeur finale.

Il reste à savoir comment cette dispersion se propage dans les calculs de déformation. Mais avant cette analyse, penchons-nous sur une configuration différente avec un seul capteur disponible situé soit au bord, soit au milieu de la paroi.

4.2.1.2 Cas d'un seul capteur disposé au bord ou au centre de la paroi

Nous traitons uniquement le cas où l'incertitude en entrée est de 2%.

- Si le capteur est situé au milieu, l'intervalle de confiance est 10,21% et 14,02 % pour une valeur cible à 12,10% à cet endroit.
- Si le capteur est situé à 6 cm du bord intrados, l'intervalle de confiance est 8,78% et 9,90% pour une valeur cible à 9,30% à cet endroit.

On constate donc que les effets du nombre et de la position des capteurs sur la dispersion de l'extrapolation en fin de vie ne sont pas négligeables. Cela confirme l'intérêt de disposer plusieurs capteurs à différentes profondeurs dans la paroi. La dispersion obtenue avec un seul capteur situé proche du bord permet néanmoins d'obtenir un intervalle de confiance environ deux fois plus large que celui fourni par cinq capteurs. En comparaison, le capteur situé au centre présente un intervalle de confiance sept fois plus grand. A choisir, il convient de privilégier les capteurs proches du parement, dans la zone où la teneur en eau varie le plus dans les dix premières années. Cette observation présente un intérêt pour les méthodes d'évaluation non destructives en parement. Dans un environnement relativement stable, celles-ci ont plus de chance d'être efficaces sur les ouvrages relativement récents, mais leur utilité serait moindre pour un ouvrage relativement âgé, au sein duquel le signal varie davantage au centre qu'au bord. Evidemment, il faut tenir compte des conditions d'environnement réelles pour conclure définitivement sur le dispositif optimal à mettre en place.

4.2.2 Propagation des incertitudes dans les modèles mécaniques

Rappelons que les incertitudes de mesures de déformations sont supposées égales à $35 \mu\text{m}/\text{m}$. Deux hypothèses ont été testées :

- Le séchage est parfaitement connu. Bien entendu, ce cas n'est pas utile pour déterminer l'incertitude de mesure de teneur en eau, mais il permet de comparer les aptitudes des modèles TETT et CEOS.fr à reproduire le comportement issu du modèle éléments finis de référence sous Salome_Meca.
- Les incertitudes de mesure de teneur en eau sont de 1% ou de 5%. Ce cas est dédié à la propagation conjointe des déformations et d'humidité dans les modèles.

4.2.2.1 Hypothèse d'un séchage parfaitement connu

La comparaison entre les bornes d'intervalles des prédictions des modèles et la référence basée sur 10 ans d'observation est présentée Figure 130. Celle correspondant à l'intégralité des mesures disponibles est montrée Figure 131.

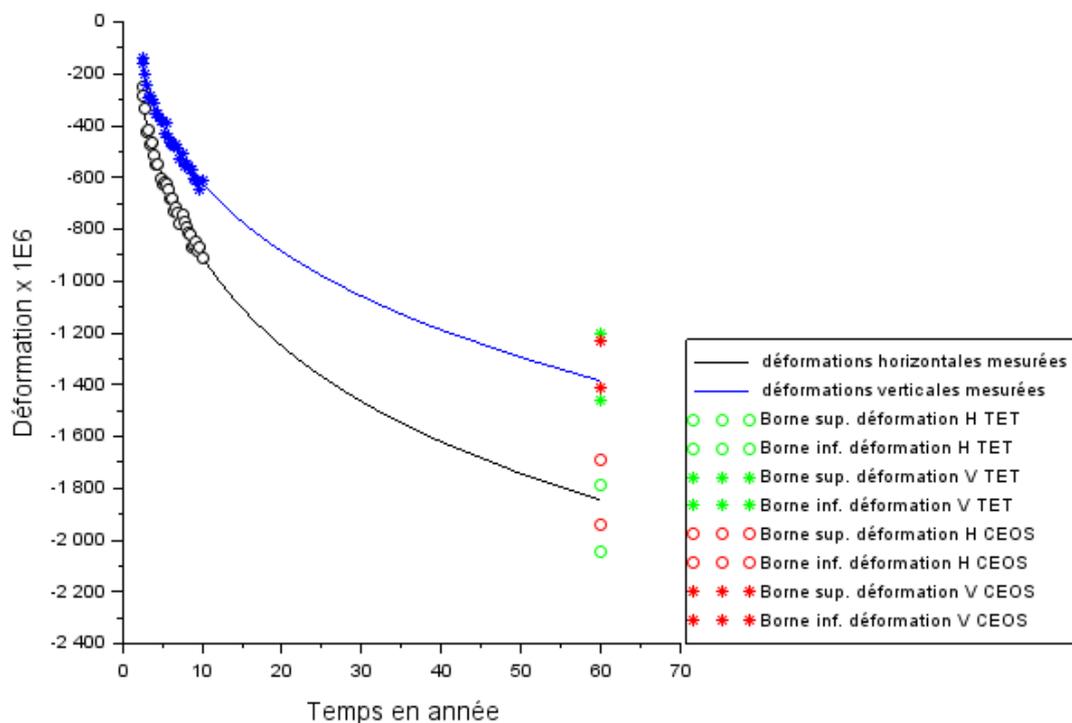


Figure 130. Prédictions TETT et CEOS.fr avec une évolution du séchage identique à celle de la référence Salome_Meca. Durée d'observation 10 ans.

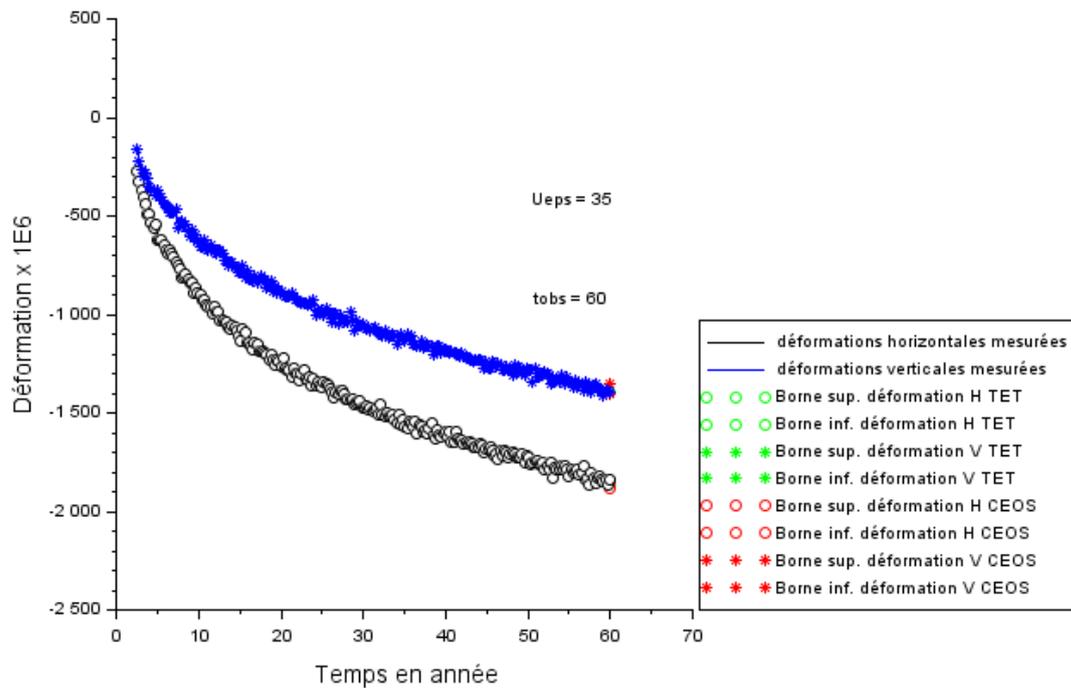


Figure 131. Prédictions TETT et CEOS.fr avec une évolution du séchage identique à celle de la référence Salome_Meca. Durée d'observation 60 ans.

Dans le premier cas, les intervalles de confiance varient d'environ 200 à 275 $\mu\text{m}/\text{m}$ pour CEOS.fr et de 290 à 300 $\mu\text{m}/\text{m}$ pour TETT. Ce dernier modèle semble ainsi relativement moins apte à représenter la référence Salome_Meca dans ce cas précis. En outre, on remarque que ces intervalles de confiance ne sont pas centrés sur la solution de référence. Même s'il peut s'agir d'un artefact dû au manque de tirages aléatoires dans la méthode de Monte Carlo, on peut aussi s'interroger sur la représentativité des deux modèles simplifiés par rapport à la référence Salome_Meca. Une durée d'observation de 10 ans, même en l'absence de doute sur les valeurs de saturation en eau dans l'ouvrage, n'est pas suffisante pour reconstruire de façon parfaitement la déformation simulée par le modèle réalisé sous Salome_Meca.

En revanche, dans le second cas, dès lors qu'on rend disponible soixante années de mesure, les deux modèles donnent des résultats très satisfaisants (pour les deux modèles, l'écart à la solution est de 18 $\mu\text{m}/\text{m}$ dans la direction tangentielle et de 8 $\mu\text{m}/\text{m}$ dans la direction verticale). Les intervalles de confiance sont du même ordre de grandeur que la dispersion des mesures (écart-type d'environ 2 $\mu\text{m}/\text{m}$ pour TETT dans les deux directions et de l'ordre de 10 $\mu\text{m}/\text{m}$ pour CEOS.fr).

Cet exercice de recalage de modèle, sans supposer que la teneur en eau soit entachée d'incertitude, montre déjà des faiblesses du cas test que nous avons élaboré. En effet, contrairement à la partie 2 où l'on supposait que les prédictions des modèles n'étaient pas biaisées, on constate ici qu'un écart peut exister entre les modèles TETT et CEOS.fr d'une part et la référence choisie d'autre part. Certains aspects du comportement du modèle

Salome_Meca ne semblent pas prévisibles par les modèles simplifiés, ce qui remet en question la pertinence de notre critère portant uniquement sur la largeur des intervalles de confiance. Nous avons néanmoins poursuivi notre démarche pour examiner l'effet de la propagation des incertitudes de mesure d'humidité.

4.2.2.2 Application de la démarche complète

L'optimisation du modèle de CEOS.fr ne dépend pas de la dispersion sur la saturation en eau du béton. Les résultats issus de 1000 tirages aléatoires simulant dix années d'observation sont fournis dans le Tableau 20.

Tableau 20. Comparaison des extrapolations à 60 ans du modèle CEOS.fr sur la base de 10 années d'observation.

Déformation extrapolée	Ecart à la référence ($\mu\text{m/m}$)	Largeur de l'intervalle de confiance ($\mu\text{m/m}$)
$\hat{\varepsilon}_T^{CEOS}(t_{final})$	-29	274
$\hat{\varepsilon}_V^{CEOS}(t_{final})$	-65	199

Le Tableau 21 résume les résultats obtenus pour la loi TETT et pour des incertitudes de mesure de teneur en eau de 0% (issu des calculs précédents), 1% ou de 5%, en considérant les mesures acquises durant les dix premières années.

Tableau 21. Comparaison des extrapolations à 60 ans du modèle TETT avec 0%, 1% et 5% d'incertitude sur la teneur en eau volumique sur la base de 10 années d'observation.

Déformation extrapolée	Incrtitude de mesure de teneur en eau nulle		Incrtitude de mesure de teneur en eau = 1%		Incrtitude de mesure de teneur en eau = 5%	
	Ecart à la référence ($\mu\text{m/m}$)	Largeur de l'intervalle de confiance ($\mu\text{m/m}$)	Ecart à la référence ($\mu\text{m/m}$)	Largeur de l'intervalle de confiance ($\mu\text{m/m}$)	Ecart à la référence ($\mu\text{m/m}$)	Largeur de l'intervalle de confiance ($\mu\text{m/m}$)
$\hat{\varepsilon}_T^{TETT}(t_{final})$	174	300	71	356	69	376
$\hat{\varepsilon}_V^{TETT}(t_{final})$	15	292	-48	360	-53	360

La comparaison des deux tableaux précédents confirme que l'intervalle de confiance obtenu avec le modèle de CEOS.fr est plus étroit que celui de TETT dans tous les cas de figure. Les écarts à la solution théorique sont différents selon que l'on considère ou non des mesures de saturation en eau « bruitées » : on constate une prédiction plus précise dans la direction verticale et moins précise dans la direction tangentielle. Aucune raison simple ne nous a permis d'expliquer cette tendance.

Par ailleurs, il semble logique de constater que la plage des prédictions faites avec TETT est plus large quand on introduit de la dispersion à la fois sur la teneur en eau et sur la déformation. En revanche, l'écart-type et la distance à la solution théorique semblent très peu sensibles à la valeur d'incertitude sur la teneur en eau. Avec les 1000 tirages considérés :

- L'écart-type est inchangé (à l'arrondi près) pour la déformation verticale, que l'on se situe à 1% ou 5% d'incertitude de mesure.
- L'écart-type varie faiblement et de façon peu significative au regard du nombre de tirages aléatoires pour la déformation tangentielle.
- Les écarts à la cible sont quasiment identiques au regard du nombre de tirages aléatoires.

4.2.3 Conclusion sur la propagation de l'incertitude de teneur en eau dans le modèle de surveillance d'enceinte

Le bilan de la démarche proposée pour estimer les incertitudes de mesure, fondée sur une étude de propagation des incertitudes de mesure à travers une chaîne de recalage de différents modèles s'avère mitigé. En effet, le cas test n'apparaît pas complètement pertinent pour discriminer les modèles TETT et CEOS.fr. En considérant comme référence le modèle de Burger, il n'est pas possible d'évaluer le gain apporté par la mesure de teneur en eau pour mieux prédire les déformations d'enceinte en fin d'exploitation, puisque le résultat est très peu sensible à l'incertitude introduite sur ce paramètre. En ce sens, ce résultat est décevant par rapport aux attentes suscitées par les résultats du chapitre 2. Néanmoins, nous avons pu confirmer les premières tendances quant au nombre et à l'emplacement des capteurs. Plusieurs capteurs disséminés dans l'épaisseur de l'ouvrage fournissent une information plus complète qu'un seul.

La quasi-insensibilité du modèle TETT à l'incertitude des mesures de teneur en eau nous a surpris. Nous avons entrepris quelques études complémentaires pour mieux comprendre ce phénomène.

4.3 Etudes complémentaires de l'influence de la teneur en eau sur le recalage des modèles

Dans cette section, nous avons considéré un modèle *a priori* non physique pour le séchage, à savoir une évolution de la teneur en eau uniforme et dépendant linéairement du temps.

4.3.1 Impact d'un modèle non physique de séchage sur la déformation finale

L'évolution de la teneur en eau est considérée comme proportionnelle au temps au lieu de présenter des évolutions comparables à la Figure 100 par exemple. Malgré cet écart très significatif, qui ne permet pas de recalculer correctement les paramètres du modèle de Mensi, on constate que l'optimisation du modèle TETT donne des résultats corrects quand toutes les données disponibles sont exploitées, sans simulation d'incertitude de mesure (Figure 132).

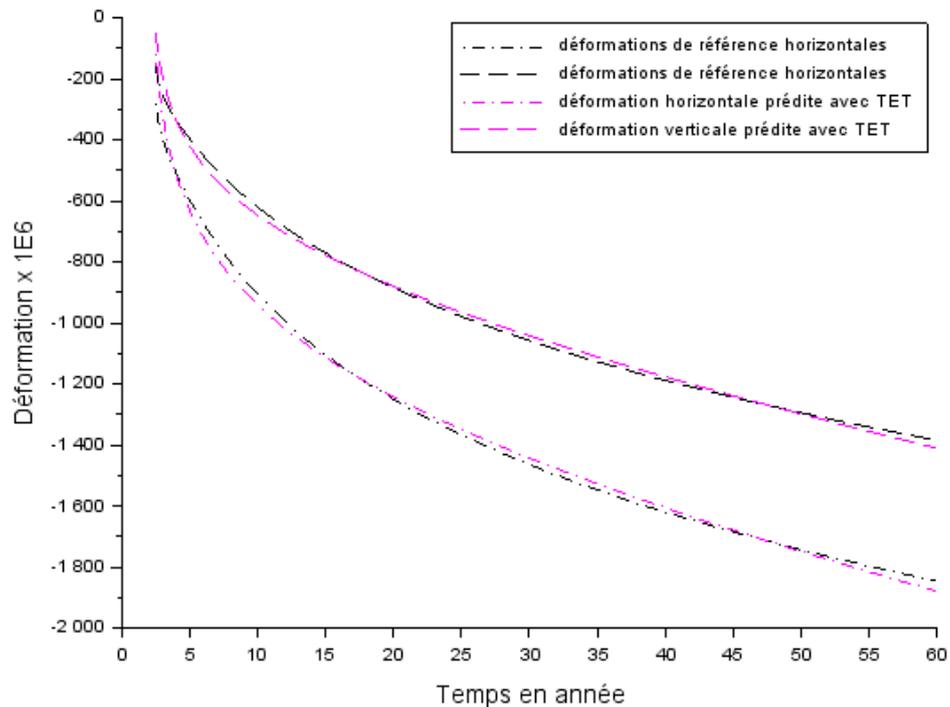


Figure 132. Recalage des mesures de déformation avec le modèle TETT et en considérant des mesures teneur en eau non physiques. Durée d'observation 60 ans.

Evidemment, le pouvoir prédictif d'un tel modèle est limité, mais on constate qu'il est apte à décrire les mesures de déformation malgré un paramétrage très discutable en teneur en eau. Tout se passe comme si la mesure de déformation primait sur la mesure de teneur en eau lors du recalage. Examinons alors de plus près le résultat de celui-ci.

4.3.2 Influences relatives des termes de fluage propre et de dessiccation de la loi TETT

La Figure 133 montre comment le modèle TETT répartit les déformations de référence entre le terme de dessiccation (Équation 74) et le terme de fluage propre (Équation 73).

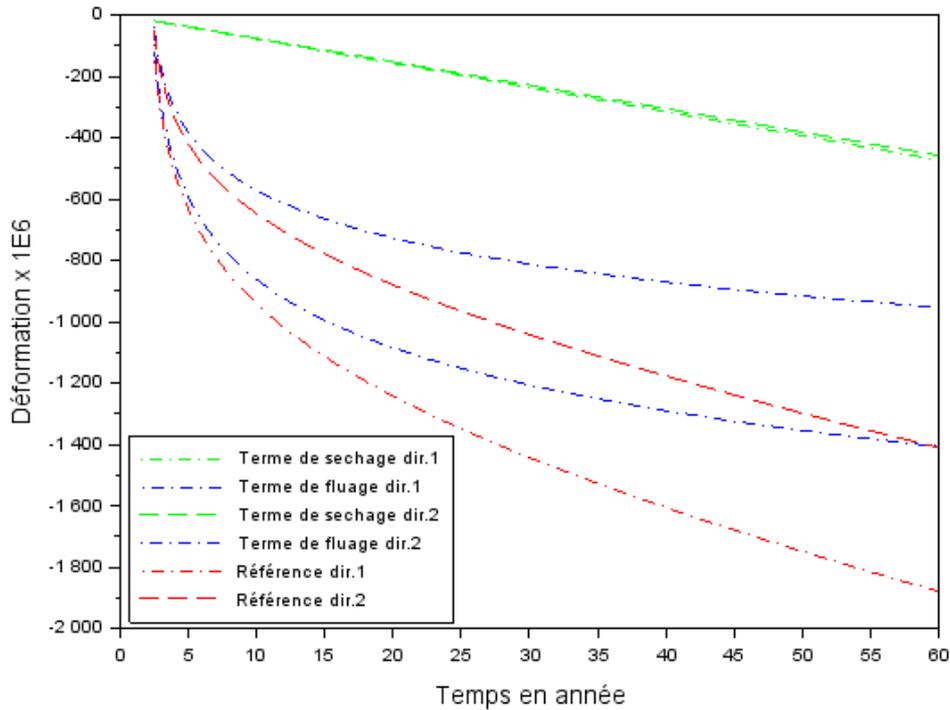


Figure 133. Répartitions des déformations de référence selon les différentes composantes de la loi TETT.

Le terme de fluage propre, en logarithme du temps, permet de représenter l'allure des déformations de référence, le terme de dessiccation ici linéaire, servant de variable d'ajustement sur les temps longs.

Ce phénomène de compensation d'un terme à l'autre permet de mieux comprendre pourquoi TETT est relativement insensible aux mesures de teneur en eau dans notre cas test. La fonction en logarithme permet à elle seule de décrire, même de façon approximative, un phénomène de retrait fluage sur une enceinte dans des conditions environnementales stables. La Figure 95 nous avait déjà permis d'observer cette propriété sur des mesures réelles.

4.4 Conclusion sur l'incertitude cible pour une mesure de teneur en eau

Notre idée de propager les incertitudes de mesure dans diverses chaînes de calcul n'a finalement pas permis de déterminer de façon quantitative une incertitude cible pour la mesure de teneur en eau. Définir cette incertitude-type dans le contexte très spécifique de la surveillance des enceintes de confinement s'est avéré un exercice délicat, alors même que les chapitre 2 et 3 avaient montré que mesurer la teneur en eau dans ces ouvrages permettait d'améliorer la qualité de la modélisation des déformations différées.

Ainsi, nous n'avons pas pu montrer que le modèle TETT développé dans le chapitre 3 était significativement plus performant que l'approche considérée comme la référence. Dans le cadre de note cas-test, à savoir une section de fût d'enceinte homogène, soumise à un chargement mécanique idéalisé et à des conditions aux limites constantes, les deux approches donnent des estimations comparables quand l'ensemble des données est disponible. Lorsque seules les dix premières années de mesures sont disponibles, il n'a pas été possible d'identifier la limite d'incertitude de mesure de teneur en eau au-delà de laquelle la propagation des erreurs dans le modèle nuit trop à la prédiction. En effet, la fonction logarithmique utilisée dans COES.fr comme dans TETT pour représenter le fluage propre a tendance à expliquer à elle seule la plus grande partie des déformations totales d'une enceinte séchant de façon régulière.

Le cas test choisi n'est donc pas assez discriminant pour atteindre notre objectif initial. La question d'un nouveau cas test plus pertinent reste ouverte. Notons que si des conditions d'hygrométrie variables dans le temps étaient choisies, des modèles réglementaires comme celui de CEOS.fr seraient sûrement moins performants. Nous avons déjà rencontré un tel cas de séchage avec la maquette VeRCoRs au chapitre 3. La Figure 107 illustre les limites des hypothèses simplificatrices du modèle de CEOS.fr dans une telle configuration. Dans ce cas, le modèle TETT présente un avantage comparatif et permet de s'affranchir de cette hypothèse en utilisant l'information sur l'état hydrique de la structure, comme nous l'avons montré au chapitre 3.

Alors, quelle incertitude choisir au terme de ce travail de recherche ? Bien entendu, elle sera liée au dispositif de mesure. Il est préférable de disposer de plusieurs capteurs pour estimer le gradient de séchage au travers de la paroi. Notre étude a également mis en avant le fait que la justesse du dispositif joue finalement un rôle secondaire, puisque l'on considère des variations de teneur en eau et non des valeurs absolues. De même, l'effet d'une dérive linéaire dans le temps sera sans doute corrigé par les mesures de déformations. Nos exigences porteront donc sur la fidélité et la répétabilité au sens de la métrologie (cf. glossaire). Faute d'éléments mieux établis sur ce sujet, nous revenons sur une valeur déterminée au chapitre 2 et nous conseillons donc de qualifier les éventuelles chaînes de mesure de teneur en eau volumique pour les ouvrages épais en béton avec

- Une dérive maîtrisée et suivant une évolution à peu près linéaire dans le temps.
- Une composante d'incertitude liée à la répétabilité limitée à 1% en valeur de teneur eau au volumique.
- Une composante d'incertitude liée à la justesse limitée à 2% pour permettre une interprétation des résultats cohérentes avec d'autres mesures qu'on pourrait faire par ailleurs (porosité ou perméabilité par exemple).

Ces valeurs sont associées à la mise en place de capteurs répartis tous les 20 cm environ dans l'épaisseur de la paroi.

Cette valeur est liée à une application précise et qu'il convient certainement de s'interroger sur sa pertinence dans d'autres situations impliquant des géométries, chargement et environnement différents.

5 Conclusion et perspectives

5.1 Récapitulatif des travaux réalisés

L'eau joue un rôle prépondérant dans les phénomènes de vieillissement des matériaux cimentaires. En particulier, les déformations différées des structures de génie civil sont fortement influencées par l'humidité interne du béton. Tous les mécanismes physiques du retrait de dessiccation et du fluage ne sont pas encore parfaitement compris, et ce d'autant moins que les structures sont épaisses et la période d'exploitation est longue. Cependant, certains ouvrages font l'objet d'un suivi particulier en vue de contrôler et de prédire leur comportement futur pour s'assurer du maintien de leur fonction structurelle dans le temps. C'est notamment le cas des enceintes de confinement qu'EDF a construit pour ses réacteurs nucléaires, qui sont auscultées depuis le début de leur mise en service.

Nos travaux se sont déroulés dans le cadre de la surveillance de ces enceintes, et nous nous sommes interrogés sur l'intérêt que pouvait présenter la mesure de teneur en eau *in situ* pour compléter les mesures de déformations existantes et améliorer la qualité des prédictions à long terme (typiquement sur plusieurs décennies). Au-delà de cet intérêt potentiel, nous voulions établir les exigences de performance métrologique qu'il fallait associer aux chaînes de mesure pour que la connaissance de la teneur en eau soit effectivement utile. Dit autrement, nous voulions connaître l'incertitude maximale acceptable pour que les mesures supplémentaires permettent une meilleure gestion patrimoniale au maître d'ouvrage qui investirait dans ces « nouvelles technologies ».

Tout d'abord, nous avons passé en revue différents niveaux de modélisation des phénomènes de retrait et de fluage dans le béton, quelques méthodes d'interprétation des mesures d'auscultation et certaines techniques de mesure. Puis en nous basant sur des concepts simples de propagation d'incertitude, nous avons pu montrer que la mesure de teneur en eau pouvait apporter une information supplémentaire et permettre une extrapolation plus fiable des déformations différées, moyennant quelques précautions. Ces précautions concernent la précision de la mesure, ainsi que le nombre et la position des capteurs dans l'ouvrage.

Pour essayer de nous dédouaner des hypothèses restrictives de cette première analyse, nous nous sommes inspirés de la pratique d'auscultation des grands ouvrages pour proposer un modèle comprenant la teneur en eau comme variable explicative. Ce modèle, dit TETT (Teneur en Eau, Temps et Température), est fondé sur une dépendance linéaire entre déformation différée et teneur en eau, qui peut être justifié par la connaissance actuelle des mécanismes physiques. Au-delà de cette justification théorique, nous avons pu valider ce modèle sur les mesures de la maquette VeRCoRs en exploitant des périodes

avec différentes conditions de température et d'humidité externe. Il s'est avéré que la teneur en eau permettait d'expliquer des évolutions que les modèles simplifiés utilisés en surveillance opérationnelle n'étaient pas capables de décrire correctement. Ce résultat nous semble d'autant plus intéressant que le modèle est particulièrement simple.

Pour tenter d'estimer de façon plus précise l'incertitude-cible que nous recherchions, nous avons proposé une méthode de propagation d'incertitude utilisant un algorithme de Monte Carlo. Un modèle de structure relativement complet a permis de générer des valeurs de référence de teneur en eau et de déformation qui ont servi de base pour générer des mesures synthétiques, dont le niveau d'incertitude était simulé par des tirages aléatoires selon des lois prédéfinies. L'objectif était alors d'observer les conditions de « perturbation » des mesures en entrée permettant à un modèle de type TETT de rester significativement plus prédictif qu'un modèle d'ingénierie simple. Pour ce dernier modèle, nous avons considéré celui proposé par le projet CEOS.fr, qui combine plusieurs fonctions du temps mais n'emploie pas explicitement de terme dépendant de l'humidité interne du béton.

Cette démarche n'a cependant pas permis de définir plus précisément une incertitude cible de mesure d'humidité du béton. En effet, la propagation des incertitudes de teneur en eau dans les différents modèles de séchage et de retrait-fluage est finalement assez limitée. Le modèle TETT n'a pas fourni de meilleures prédictions que celui de CEOS.fr. Ce résultat montre que le cas-test choisi avait des hypothèses trop simplificatrices pour pouvoir mettre en avant le bénéfice de la mesure de teneur en eau, que nous avons pourtant aperçu précédemment. Néanmoins il a confirmé l'importance du soin à apporter à la localisation et au nombre de capteurs pour décrire les gradients de séchage correctement. Cet exercice a également permis de comprendre comment l'optimisation des paramètres assimilait les mesures de teneur en eau et de déformation.

5.2 Conclusion

En conclusion, nous pouvons dire que la mesure de teneur en eau présente un intérêt pour l'auscultation d'une enceinte, dès lors qu'on souhaite améliorer la modélisation des déformations différées. Cet intérêt est néanmoins soumis à certaines conditions :

- L'échantillonnage spatial doit être cohérent avec la géométrie et la cinétique des phénomènes attendus. Ainsi il convient de disposer d'un nombre minimal de capteur dans l'épaisseur. Nous préconisons un espacement entre capteur d'environ 20 cm.
- Il est préférable de faire des mesures relativement tôt. En caricaturant, on est sûr que la mesure de teneur en eau n'apporte pas grand-chose pour les dix dernières années d'exploitation d'une enceinte dès lors que le taux de déformation est devenu très faible et qu'une simple extrapolation linéaire des déformations devient suffisante. Il vaut mieux utiliser les mesures de teneur en

eau dans les premières années de la vie de l'ouvrage pour en tirer un maximum d'information que les mesures de déformation n'ont pas encore révélé.

- Les performances métrologiques portent essentiellement sur la fidélité des mesures. Nous proposons de fixer un seuil de 1% pour la valeur d'incertitude de répétabilité de mesure de teneur en eau volumique. La justesse ne doit pas être trop dégradée pour que l'interprétation physique des phénomènes dans l'absolu reste possible. Nous proposons ainsi un seuil de 2% en teneur en eau pour la justesse. Sur le long terme, il est conseillé d'éviter d'avoir à faire face à des phénomènes de dérive non linéaires. Dans ce cas, il faudra faire en sorte de limiter ou corriger les effets de dérive. Si la dérive est sensiblement linéaire, elle pourra être partiellement corrigée par le recalage du modèle de déformation.

Notre recherche a également mis en évidence d'autres enseignements :

- A l'échelle de la structure, il peut être pertinent de considérer une relation linéaire entre déformation et teneur en eau, selon les caractéristiques de la structure, son environnement et moyennant les précautions mentionnées plus haut sur le dispositif de mesure lui-même.
- Les modèles dits « réglementaires » sont calés sur des hypothèses de conditions extérieures quasi constantes. Ils sont relativement efficaces dans ce cadre précis. Dès lors que les conditions deviennent variables, ces modèles peuvent être moins performants qu'un modèle exploitant directement l'humidité interne du béton.
- Sur un cas idéal comme celui que nous avons choisi, le modèle de CEOS.fr et notre modèle TETT présentent des performances proches en termes de sensibilité aux incertitudes de mesure, du moins dans la gamme que nous avons envisagée. Néanmoins, le nombre de paramètres du modèle de CEOS.fr paraît élevé dès lors qu'on se recalcule uniquement sur des mesures d'auscultation sur ouvrage.
- Nous avons également progressé vers une meilleure appréhension du problème lié à l'identification des paramètres de la loi de séchage (modèle de Mensi). Ce point nous paraît crucial, car comme nous l'avons souligné à plusieurs reprises c'est un problème mal posé. Une fois ce modèle de séchage identifié correctement, il est alors possible de l'extrapoler temporellement et de l'introduire dans le modèle TETT afin d'extrapoler le comportement mécanique de l'ouvrage en fin de vie.
- Enfin, dans le cas de la maquette VeRCoRs nous avons montré que l'application d'outils comme la CAH ou l'ACP permettait de réduire significativement le nombre de grandeurs à suivre sans pour autant nuire à la compréhension physique des phénomènes de vieillissement de la structure.

5.3 Perspectives

Ce travail de recherche est avant tout méthodologique. Il s'est inscrit dans le cadre de la surveillance des enceintes de confinement qu'exploite EDF. Dès lors, il est possible d'élargir ce périmètre en étudiant d'autres ouvrages soumis éventuellement à d'autres phénomènes liés à la teneur en eau du béton, qu'ils soient pathologiques ou non. Quelle que soit l'application, il est nécessaire de disposer d'un minimum d'outils de modélisation physique et statistique.

Nous avons montré que des approches simples étaient envisageables pour simuler la propagation des incertitudes dans les différents modèles, en utilisant des relations bien connues entre les variances des paramètres et des mesures servant à les recalcr.

Une première perspective nous paraît liée à une meilleure connaissance du domaine de validité du modèle TETT que nous avons proposé. S'il a donné des résultats satisfaisants dans le fût de la maquette VeRCoRs, on peut d'ores et déjà envisager de tester ses performances sur d'autres parties de cet ouvrage où saturation en eau et déformations sont mesurées conjointement (gousset, radier). Au-delà de cette maquette, il faudrait tester TETT sur d'autres ouvrages soumis à des chargements et environnements divers pour mieux cerner son domaine de validité. Il semblerait également judicieux d'inclure également dans l'analyse les corrélations établies entre certains paramètres lors des résultats des tests en laboratoires, notamment entre le séchage et le fluage propre. Il est possible que les résultats du laboratoire puissent permettre de préciser les bornes des plages de variations des paramètres de la loi TETT.

Une deuxième perspective, très liée à la première, serait de tester les capacités des modèles de séchage en recalcr leurs paramètres sur les mesures de teneur en eau de la maquette VeRCoRs et en évaluant la précision des valeurs prédites sur des périodes non exploitées pour le recalcr. Cet exercice est possible sur VeRCoRs mais l'implémentation du modèle de séchage doit prendre en compte des conditions aux limites variables. Pour cela, il paraîtrait intéressant de tester d'autres modèles plus physiques, faisant intervenir le concept de perméabilité, mieux établi que le coefficient de diffusion du modèle de Mensi.

La poursuite de ces deux premières pistes permettrait de gagner en confiance sur la chaîne complète de modélisation comprenant séchage et déformation différées (autrement dit Mensi et TETT).

La démarche plus complète, proposée dans le chapitre 4, s'est avérée moins fructueuse qu'escompté. Cependant, il est possible d'améliorer cette démarche pour vérifier la fiabilité des valeurs d'incertitude-cible annoncées en conclusion. Nous proposons, en guise de troisième axe de recherche future de garder le principe d'une méthode de Monte Carlo, ou de l'une de ses variantes, qui constituent des options simples à mettre en œuvre.

Cependant, nous conseillons d'abandonner une référence basée sur des modèles « d'ingénierie », pour envisager des scénarios de chargement et de séchage plus complexes. L'enjeu serait de déterminer le niveau d'incertitude qui permet d'identifier correctement le séchage et l'on pourrait se fixer un critère d'acceptation à la fois par rapport à un écart à la référence théorique et par rapport à la dispersion de la prédiction, comme nous l'avons fait. Là encore, il serait intéressant de considérer un modèle numérique de référence plus réaliste pour simuler les transferts hydriques et les champs de teneur en eau.

Au cours de notre travail, les mesures sur ouvrages ont parfois montré des évolutions de la teneur en eau dans les ouvrages plus rapides que le résultat d'une simple transposition des essais en laboratoire à l'échelle de l'ouvrage. Ces observations peuvent alimenter les réflexions régulièrement menées sur le changement d'échelle et la transposition laboratoire-ouvrage pour les phénomènes impliquant le séchage du béton. Ceci peut constituer un quatrième axe pour des travaux futurs.

Quelle que soit l'application, la qualification des techniques d'auscultation et d'Essais Non Destructifs utilisées pour estimer la teneur en eau *in situ* pourraient se développer dans les bétons. EDF et d'autres industriels ont entrepris de tester des méthodes électromagnétiques, qui semblent prometteuses. Néanmoins, aucun test complet n'a été mené pour quantifier l'incertitude de mesure, malgré des premières tentatives. Une cinquième perspective que nous proposons consiste à mieux évaluer les performances de ces systèmes, ce qui passe probablement par la conception de nouveaux protocoles et de nouveaux outils. Nos propositions en matière d'exigence métrologique des chaînes de mesure peuvent s'avérer utiles pour fixer une référence, du moins dans un premier temps. D'autres exigences peuvent naturellement venir s'ajouter aux nôtres selon la nature de l'objet étudié.

Enfin, l'incertitude nécessaire des mesures de teneur en eau ou d'humidité du béton sera différente si le besoin est de recalibrer des modèles de structures complets. Une démarche analogue de propagation d'incertitudes peut tout de même être envisagée, pour juger de leur influence sur les résultats des modèles. Le développement des fameux « Jumeaux Numériques » (« digital twins »), en Génie Civil peut s'appuyer utilement sur une telle approche pour calibrer les incertitudes des chaînes de mesure qui alimentent les modèles. Dans ce cas, il y a autant de perspectives de recherche que de projets de Jumeaux Numériques.

6 Références

- Abrishami, Homayoun, Julia Tchner, Francis Barre, Michael Borgerhoff, Urs Bumann, Kim Calonius, Alexis Courtois, et al. 2015. *Bonded or Unbonded Technologies for Nuclear Reactor Prestressed Concrete Containments*. NEA-CSNI-R--2015-5. Organisation for Economic Co-Operation and Development.
- Achenbach, Marcus, Tom Lahmer, and Guido Morgenthal. 2017. "Identification of the Thermal Properties of Concrete for the Temperature Calculation of Concrete Slabs and Columns Subjected to a Standard Fire - Methodology and Proposal for Simplified Formulations." *Fire Safety Journal* 87: 80–86.
- Acker, Paul. 1988. *Comportement Mécanique Du Béton: Apports de l'approche Physico-Chimique*. 152. Rapport de Recherche LCPC. Paris, France.
- Acker, Paul. 1992. *Retraits et Fissurations Du Béton*. Paris, France: Association Française Pour la Construction.
- Acker, Paul. 2003. "Sur Les Origines Du Retrait et Du Fluage Du Béton." *Revue Française de Génie Civil* 7 (6): 761–776.
- Acker, Paul, and Franz-Josef Ulm. 2001. "Creep and Shrinkage of Concrete: Physical Origins and Practical Measurements." *Nuclear Engineering and Design* 2–3 (203): 143–158.
- AFCEN. 2010. "ETC-C EPR Technical Code for Civil Works." AFCEN.
- AFNOR. 1999. "BPEL 91 Révisé 99, Règles Techniques de Conception et de Calcul Des Ouvrages et Constructions En Béton Précontraint Suivant La Méthode Des États Limites." Journal Officiel.
- AFNOR. 2007. "NF EN 1992 1-1 - Eurocode 2: Design of Concrete Structures. Part 1-1: General Rules and Rules of Buildings."
- Agostini, Franck, Timothée Clauzon, Alexis Courtois, and Frédéric Skoczylas. 2016. "Monitoring of Gas Permeability and Water Content in Large Concrete Structures: A New Method Based on Pressure Pulse Testing." In *TINCE 2016*. Paris, France.
- Akaike, H. 1974. "A New Look at the Statistical Model Identification." *IEEE Transaction on Automatic Control* 19 (6): 716–723.
- Andrade, C., J. Sarría, and C. Alonso. 1999. "Relative Humidity in the Interior of Concrete Exposed to Natural and Artificial Weathering." *Cement and Concrete Research* 29 (8): 1249–1259.
- Attolou, A. 1985. "Étude Du Séchage Du Béton Par Gammadensimétrie." *Compte Rendu LCPC (AER 130114)*.
- Balayssac, J. P., S. Laurens, G. Arliguie, M. A. Ploix, D. Breysse, B. Piwakowski, and Géraldine Villain. 2008. "Evaluation de l'état Des Ouvrages En Béton Par Combinaison de Techniques Non Destructives." *Actes Des Journées COFREND, Toulouse, France*.
- Balayssac, Jean-Paul, and Vincent Garnier. 2018. *Non-Destructive Testing and Evaluation of Civil Engineering Structures*. Elsevier. doi:10.1016/C2016-0-01227-5.
- Baroghel-Bouny, Véronique. 1994. *Caractérisation des pâtes de ciment et des bétons: méthodes, analyse, interprétations*. Paris, France: Ministère de l'équipement, des transports et du tourisme, Laboratoire Central des Ponts et Chaussées.
- Baroghel-Bouny, Véronique, Thierry Chaussadent, Gilles Croquette, Loïc Divet, Josette Gawsewitch, Jean Godin, Dominique Henry, Gérard Platret, and Géraldine Villain.

2002. "Caractéristiques Microstructurales et Propriétés Relatives à La Durabilité Des Bétons (Méthodes de Mesure et d'essai de Laboratoire)." *Techniques et Méthodes Des Laboratoires Des Ponts et Chaussées. Méthode.*
- Barré, F. 2007. *Etude de La Cinétique de Dessiccation de La Paroi d'une Enceinte Interne.* Etude 11 854 435 NC 001 ind C. Coyne et Bellier.
- Barré, F. 2017. *Méthodologie Pour l'interprétation Des Mesures d'auscultation Des Enceintes de Confinement. Livrable L2.* 28-16-N08-B. Geodynamique et Structure.
- Barré, F., D. Chauvel, J.-F. Coste, Ragouin, R., Rospars, C., and J. M. Torrenti. 2014. "Enhancement of the Assessment of the Concrete Creep and Shrinkage Strains." In *Technical Innovation for Nuclear Civil Engineering (TINCE) Proceedings*. Paris, France.
- Barré, Francis. 1978. *Enceinte de Confinement. Mode d'interprétation Des Mesures Pendant l'épreuve.* PWA1206D00061A. Coyne et Bellier.
- Barré, Francis, Philippe Bisch, Daniele Chauvel, Jacques Cortade, Jean-François Coste, Jean-Philippe Dubois, Silvano Erlicher, et al. 2016. *Control of Cracking in Reinforced Concrete Structures: Research Project CEOS.Fr.* John Wiley & Sons.
- Bazant, Z. P., and S. Baweja. 2000. "Creep and Shrinkage Prediction Model for Analysis and Design of Concrete Structures: Model B3-Short Form." *Special Publication* 194 (May): 85–100. doi:10.14359/9890.
- Bazant, Zdeněk P. 2001. "Prediction of Concrete Creep and Shrinkage: Past, Present and Future." *Nuclear Engineering and Design* 203 (1): 27–38. doi:10.1016/S0029-5493(00)00299-5.
- Bazant, Zdenek P., and J. C. Chern. 1985. "Concrete Creep at Variable Humidity: Constitutive Law and Mechanism." *Materials and Structures* 18 (1): 1.
- Bazant, Zdeněk P., and Jenn-Chuan Chern. 1984. "Double-Power Logarithmic Law for Concrete Creep." *Cement and Concrete Research* 14 (6): 793–806.
- Bazant, Zdeněk P., and Joong-Koo Kim. 1991. "Consequences of Diffusion Theory for Shrinkage of Concrete." *Materials and Structures* 24 (5): 323–326.
- Beck, James Vere, and Kenneth J. Arnold. 1977. *Parameter Estimation in Engineering and Science.* John Wiley and Sons. James Beck. John Wiley and Sons.
- Benboudjema, Farid. 2002. "Modélisation Des Déformations Différées Du Béton Sous Sollicitations Biaxiales : Application Aux Enceintes de Confinement de Bâtiments Réacteurs Des Centrales Nucléaires." Thesis, France: Université de Marne-la-Vallée.
- Bordes, J. L., and P. J. Debreuille. 1984. "Some Facts about Long-Term Reliability of Vibrating Wire Instruments." *Reliability of Geotechnical Instrumentation*, 20–27.
- Bore, Thierry. 2011. "Amélioration Du Diagnostic de l'endommagement Des Gainés de Précontrainte Extérieure Par Sonde Capacitive." PhD Thesis, Paris, CNAM.
- Bore, Thierry, Dominique Placko, Sylvie Delepine-Lesoille, Frédéric Taillade, Pierre Sabouroux, and Gonzague Six. 2013. "Sonde Électromagnétique Pour La Mesure de Teneur En Eau Des Matériaux Poreux. Application Aux Argilites : Caractérisation et Modélisation." In *C2I 2013*. Lyon, France.
- Bore, Thierry, Dominique Placko, Frédéric Taillade, S. Lesoille-Delepine, Gonzague Six, and Pierre Sabouroux. 2013. "Theoretical and Experimental Study of a Time-Domain-Reflectometry (TDR) Probe Used for Water Content Measurement of Clayrock through Their Electromagnetic Properties." In *SPIE 8692, Sensors and Smart Structures Technologies for Civil, Mechanical, and Aerospace Systems 2013*, 11. International Society for Optics and Photonics.

- Boucher, Maxime. 2016. "Analyse de La Corrélation Spatio-Temporelle Des Déformations Entre Le Coeur d'un Ouvrage Épais et Son Parement : Application Aux Enceintes de Confinement." Thesis, France: Grenoble Alpes.
- Brahim, El Hacem. 2015. "Apport Des Outils d'optimisation Pour l'identification Des Lois de Comportement Mécanique Des Matériaux." PhD Thesis, Lille 1.
- Breysse, D., and O. Abraham. 2005. *Méthodologie d'évaluation Non Destructive de l'état d'altération Des Ouvrages En Béton > Notre Librairie : Presses Des Ponts*. Presses des Ponts et Chaussées.
- Breysse, Denys, Géraldine Villain, Zoubir Mehdi Sbartaï, and Vincent Garnier. 2018. "Construction of Conversion Models of Observables into Indicators." In *Non-Destructive Testing and Evaluation of Civil Engineering Structures*, 231–257. Elsevier.
- Brooks, J. J. 2005. "30-Year Creep and Shrinkage of Concrete." *Magazine of Concrete Research* 57 (9): 545–556.
- Brun, Roland, Peter Reichert, and Hans R. Künsch. 2001. "Practical Identifiability Analysis of Large Environmental Simulation Models." *Water Resources Research* 37 (4): 1015–1030. doi:10.1029/2000WR900350.
- Buchoud, Edouard. 2014. "Détection, Localisation, Quantification de Déplacement Par Capteurs à Fibre Optique." PhD Thesis, France: Université de Grenoble.
- Caussinus, Henri, and Louis Ferre. 1989. "Analyse En Composantes Principales d'individus Définis Par Les Paramètres d'un Modèle." *Statistique et Analyse Des Données* 14 (3): 19–28.
- CEB-FIP. 2010. "Model Code for Concrete Structures CEB-FIP Model 2010." *Comité Euro-International Du Béton*.
- CEBTP. 1994. *Définition Des Paramètres de Vieillessement Du Béton d'un Réfrigérant. Suivi de l'humidité et de La Température Du Réfrigérant N°2 de Cruas*. 3172-6–780.
- CEBTP. 2006. *Etude Concernant La Teneur En Eau Des Bétons de l'enceinte Interne Des CNPE de Civaux 1 et Paluel 2. Calcul de l'incertitude Des Mesures de Teneur En Eau*. BDP3.8.286.
- Charpin, L., and A. Courtois. 2018. "Calibration of Mensi/Granger Constitutive Law: Evidences of Ill-Posedness and Practical Application to VeRCoRs Concrete." In *TINCE 2018*, 10. Massy-Palaiseau, France.
- Charpin, Laurent, Yann Le Pape, Eric Coustabeau, Eric Toppani, Gregory Heinfing, Caroline Le Bellego, Benoit Masson, et al. 2018. "A 12 Year EDF Study of Concrete Creep under Uniaxial and Biaxial Loading." *Cement and Concrete Research* 103 (January): 140–159. doi:10.1016/j.cemconres.2017.10.009.
- Chaussin, Robert, Albert Fuentes, Roger Lacroix, and Jean Perchat. 1992. *La Précontrainte*.
- Chauvel, D., J. P. Touret, and F. Barré. 2006. "Assessment of Long Term Concrete Deformations of Nuclear Structures Based on in Situ Measurements." In *Advances on Geomaterials and Structures*. Hammamet.
- Choquet, P., F. Juneau, P. J. DeBreuille, and J. Bessette. 1999. "Reliability, Long-Term Stability and Gage Performance of Vibrating Wire Sensors with Reference to Case Histories." In *Proceedings of the 5th International Symposium on Field Measurements in Geomechanics*, 1:3.
- Chouinard, Luc, Richard Larivière, Patrice Côté, and Wendong Zhao. 2006. "Analysis of Irreversible Displacements in Multiple Arch Concrete Dam Using Principal Component Analysis." In *Joint International Conference on Computing and Decision Making in Civil and Building Engineering, Montréal, Canada*.

- Chung, C.-C., and C.-P. Lin. 2009. "Apparent Dielectric Constant and Effective Frequency of TDR Measurements: Influencing Factors and Comparison." *Vadose Zone Journal* 8 (3): 548–556.
- Clauzon, Timothee, Alexis Courtois, Gautier Moreau, Frédéric Taillade, and Frédéric Skoczylas. 2013. "Water Content Monitoring for Nuclear Concrete Buildings: Needs, Feedback and Industrial Qualification." In *Proceedings of the Technical Innovation in Nuclear Civil Engineering (TINCE)*. Paris; France.
- Costaz, Jean-Louis. 1997. *Confinement. Enceintes*. Ed. Techniques Ingénieur.
- Courtois, A., T. Clauzon, F. Taillade, and G. Martin. 2015. "Water Content Monitoring for Flamanville 3 EPR TM Prestressed Concrete Containment: An Application for TDR Techniques." In *International Symposium Non-Destructive Testing in Civil Engineering (NDT-CE), Berlin, Germany*. Berlin, Germany.
- Courtois, A, F Taillade, and D Placko. 2017. "Pourquoi mesurer la teneur en eau dans les ouvrages en béton ?" In *23ème Congrès Français de Mécanique*, 12. Lille, France.
- Courtois, Alexis, Jean-Marie Henault, Alexandre Simon, Yves-Laurent Beck, and Jean Salin. 2011. "La surveillance en exploitation des enceintes de confinement et des aéroréfrigérants à tirage naturel du parc nucléaire d'EDF." *Revue Générale Nucléaire*, no. 2 (March): 49–59. doi:10.1051/rgn/20112049.
- Coussy, Olivier. 2004. *Poromechanics*. John Wiley & Sons.
- Coyne, André. 1938. "Quelques Résultats d'auscultation Sonore Sur Les Ouvrages En Béton, Béton Armé Ou Métal." *Annales ITBTP, Juillet-Août*.
- Cury, Alexandre. 2010. "Techniques d'anormalité Appliquées à La Surveillance de Santé Structurale." PhD Thesis, Université Paris-Est.
- Day, R. L., P. Cuffaro, and J. M. Illston. 1984. "The Effect of Rate of Drying on the Drying Creep of Hardened Cement Paste." *Cement and Concrete Research* 14 (3): 329–338.
- De Coulon, Frédéric. 1998. *Théorie et Traitement Des Signaux*. PPUR Presses polytechniques. Vol. 6. PPUR Presses polytechniques.
- De Granrut, M., A. Simon, and D. Dias. 2019. "Artificial Neural Networks for the Interpretation of Piezometric Levels at the Rock-Concrete Interface of Arch Dams." *Engineering Structures* 178: 616–634.
- Dhatt, Gouri, and Gilbert Touzot. 1981. *Une Présentation de La Méthode Des Éléments Finis*. Presses Université Laval.
- Dong, Jianzhi, Susan C. Steele-Dunne, Tyson E. Ochsner, and Nick van de Giesen. 2015. "Determining Soil Moisture by Assimilating Soil Temperature Measurements Using the Ensemble Kalman Filter." *Advances in Water Resources* 86: 340–353.
- Drouet, Guillaume. 2017. "Salome-Meca: Une Plate-Forme Au Service de La Simulation Mécanique." In *13e Colloque National En Calcul Des Structures*.
- Du Plooy, R., S. Palma Lopes, Géraldine Villain, and Xavier Derobert. 2013. "Development of a Multi-Ring Resistivity Cell and Multi-Electrode Resistivity Probe for Investigation of Cover Concrete Condition." *NDT & E International* 54: 27–36.
- EDF R&D. 2017. *Code_Aster*. www.code-aster.org.
- ESI Group. 2017. *Scilab 5.5.2*. https://www.scilab.org/.
- Fares, M., G. Villain, Y. Fargier, M. Thiery, X. Dérobert, and S. Palma Lopes. 2015. "Estimation of Water Content Gradient and Concrete Durability Indicators Using Capacitive and Electrical Probes." In *International Symposium Non-Destructive Testing in Civil Engineering (NDT-CE)*. Berlin, Germany.
- Fares, Milia, Yannick Fargier, Géraldine Villain, Xavier Derobert, and Sergio Palma Lopes. 2016. "Determining the Permittivity Profile inside Reinforced Concrete Using Capacitive Probes." *NDT & E International* 79: 150–161.

- Foucault, A. 2012. *Fiche d'identité Du Modèle de Comportement de Fluage Propre Du Béton, BETON_BURGER_FP*. H-T64-2012-02149-FR. EDF R&D.
- Foucault, A., S. Michel-Ponnelle, and E. Galenne. 2012. "A New Creep Model for NPP Containment Behaviour Prediction." In *International Conference on Numerical Modeling Strategies for Sustainable Concrete Structures*.
- Frech-Baronet, J., L. Sorelli, and J.-P. Charron. 2017. "New Evidences on the Effect of the Internal Relative Humidity on the Creep and Relaxation Behaviour of a Cement Paste by Micro-Indentation Techniques." *Cement and Concrete Research* 91: 39–51.
- Gamble, B. R., and L. J. Parrott. 1978. "Creep of Concrete in Compression during Drying and Wetting." *Magazine of Concrete Research* 30 (104): 129–138.
- Granger, Laurent. 1995. "Comportement Différé Du Béton Dans Les Enceintes de Centrales Nucléaires : Analyse et Modélisation." Thèse, France: Marne-la-vallée, ENPC.
- Grasley, Zachary Charles. 2003. "Internal Relative Humidity, Drying Stress Gradients, and Hygrothermal Dilation of Concrete." PhD Thesis, USA: University of Illinois.
- Guihard, Vincent. 2018. "Homogénéisation de Grandeurs Électromagnétiques Dans Les Milieux Cimentaires Pour Le Calcul de Teneur En Eau." PhD Thesis, Université de Toulouse, Université Toulouse III-Paul Sabatier.
- Hadamard, Jacques. 1923. *Lectures on Cauchy's Problem in Linear Partial Differential Equations*. Yale University Press. Vol. 37. Great Britain: Yale University Press.
- Hilaire, Adrien. 2014. "Etude Des Déformations Différées Des Bétons En Compression et En Traction, Du Jeune Au Long Terme : Application Aux Enceintes de Confinement." Thesis, Cachan, Ecole Normale Supérieure.
- Houst, Yves F. 1997. "Carbonation Shrinkage of Hydrated Cement Paste." In *Proc. 4th CANMET/ACI International Conference on Durability of Concrete*, 481–491. CANMET, Ottawa, Canada.
- Huang, Shibing, Yunlin Guo, Yanzhang Liu, Lihua Ke, and Guofeng Liu. 2018. "Study on the Influence of Water Flow on Temperature around Freeze Pipes and Its Distribution Optimization during Artificial Ground Freezing." *Applied Thermal Engineering* 135: 435–445.
- Husson, François, Sébastien Lê, and Jérôme Pagès. 2016. *Analyse de Données Avec R*. Presses universitaires de Rennes. Presses universitaires de Rennes.
- ISO. 2008. "ISO/IEC Guide 98-3:2008." ISO.
- JCGM. 2008. "Evaluation of Measurement Data - Supplement 1 to the Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement. Propagation of Distributions Using a Monte Carlo Method." JCGM.
- Jensen, Viggo. 2003. "Relative Humidity Measured by Wooden Stick Method in Concrete Structures: Long Term Measurements and Reduction of Humidity by Surface Treatment." In *6th International Conference on Durability of Concrete*.
- Khelidj, Abdelhafid, Guy Bastian, Véronique Baroghel-Bouny, and Jean Godin. 2001. "Séchage d'une Dalle En Béton: Etude Expérimentale Des Gradients Induits." *Revue Française de Génie Civil* 5 (2–3): 285–305.
- Klysz, G., and J.-P. Balayssac. 2007. "Determination of Volumetric Water Content of Concrete Using Ground-Penetrating Radar." *Cement and Concrete Research* 37 (8): 1164–1171.
- Kupfer, Klaus. 2006. *Electromagnetic Aquametry: Electromagnetic Wave Interaction with Water and Moist Substances*. Springer Science & Business Media.
- Ladaoui, Wahid. 2010. "Etude Expérimentale Du Comportement Thermo-Hydro-Mécanique à Long Terme Des BHP Destinés Aux Ouvrages de Stockage Des Déchets

- Radioactifs.” PhD Thesis, France: Université de Toulouse, Université Toulouse III-Paul Sabatier.
- Lagarias, Jeffrey C., James A. Reeds, Margaret H. Wright, and Paul E. Wright. 1998. “Convergence Properties of the Nelder–Mead Simplex Method in Low Dimensions.” *SIAM Journal on Optimization* 9 (1): 112–147.
- Larive, Catherine. 1997. “Apports Combinés de l’expérimentation et de La Modélisation à La Compréhension de l’alcali-Réaction et de Ses Effets Mécaniques.” PhD Thesis, France: Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- Lassabatère, Thierry. 1994. “Couplages Hydromécaniques En Milieu Poreux Non Saturé Avec Changement de Phase. Application Au Retrait de Dessiccation.” PhD Thesis, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- Laurens, S., J. P. Balayssac, J. Rhazi, G. Klysz, and G. Arliguie. 2005. “Non-Destructive Evaluation of Concrete Moisture by GPR: Experimental Study and Direct Modeling.” *Materials and Structures* 38 (9): 827–832.
- Le Pourhiet, Alain. 1988. *Résolution Numérique Des Équations Aux Dérivées Partielles: Une Première Approche*. Cepadues-Editions.
- Le Roy, Robert. 1995. “Déformations Instantanées et Différées Des Bétons à Hautes Performances.” PhD Thesis, École Nationale des Ponts et Chaussées.
- Le Roy, Robert, Fabrice Le Maou, and Jean Michel Torrenti. 2017. “Long Term Basic Creep Behavior of High Performance Concrete: Data and Modelling.” *Materials and Structures* 50 (1): 85.
- Lê, Sébastien, Julie Josse, and François Husson. 2008. “FactoMineR: An R Package for Multivariate Analysis.” *Journal of Statistical Software* 25 (1): 1–18. doi:10.18637/jss.v025.i01.
- Lecollinet, Michel. 2010. “Elaboration of Models for the Interaction Between the Sensor and Its Environment.” In *Fundamentals of Instrumentation and Measurement*, 361–413. John Wiley & Sons, Ltd. doi:10.1002/9780470612026.ch9.
- Li, Le, and Kefei Li. 2018. “Experimental Investigation on Transport Properties of Cement-Based Materials Incorporating 2D Crack Networks.” *Transport in Porous Media* 122 (3): 647–671. doi:10.1007/s11242-018-1019-0.
- Liu, Jian, Franck Agostini, and Frédéric Skoczylas. 2013. “From Relative Gas Permeability to in Situ Saturation Measurements.” *Construction and Building Materials* 40: 882–890.
- Mainguy, Marc. 1999. “Modèles de Diffusion Non Linéaire En Milieux Poreux. Applications à La Dissolution et Au Séchage Des Matériaux Cimentaires.” Thesis, Marne-la-vallée, ENPC.
- Malhotra, V. Mohan, and Nicholas J. Carino. 2003. *Handbook on Nondestructive Testing of Concrete*. CRC press.
- Marquardt, Donald W. 1963. “An Algorithm for Least-Squares Estimation of Nonlinear Parameters.” *Journal of the Society for Industrial and Applied Mathematics* 11 (2): 431–441.
- Martinet, Eric, Patrice Guinet, Laurent Granger, and Henri Rousselle. 1997. “Prestress Losses in NPP Containments-The EDF Experience.” In . Poitiers, France.
- Masson, B., and P.-M. Alliard. 2013. “Objectives and Design of the New Experimental Program VerCoRs Based on a 1/3 Scaled PWR Containment Building.” In *TINCE 2013*. Paris, France.
- Masson, B., E. Galenne, E. Oukhemanou, C. Aubry, and G. Laou-Sio-Hoi. 2014. “Vercors: A 1/3 Scaled Mockup and an Ambitious Research Program to Better Understand the Different Mechanisms of Leakage and Aging.” In *Fontevraud 8*. Avignon, France.

- Mathieu, J. P., L. Charpin, P. Sémété, C. Toulemonde, G. Boulant, J. Haelewyn, F. Hamon, S. Michel-Ponnelle, J. M. Hénault, and F. Taillade. 2018. "Temperature and Humidity-Driven Ageing of the VeRCoRs Mock-Up." In *Computational Modelling of Concrete Structures: Proceedings of the Conference on Computational Modelling of Concrete and Concrete Structures (EURO-C 2018)*, 215. Bad Hofgastein, Austria: CRC Press.
- Mei, Bingqing. 2016. "Optimisation Des Couplages Magnéto-Mécaniques d'extensomètres à Corde Vibrante Pour Le Suivi Du Vieillissement de Constructions Stratégiques." PhD Thesis, Université Pierre et Marie Curie - Paris VI.
- Mensi, R., P. Acker, and A. Attolou. 1988. "Séchage du béton: analyse et modélisation." *Materials and Structures* 21 (1): 3–12. doi:10.1007/BF02472523.
- Metropolis, Nicholas, and Stanislaw Ulam. 1949. "The Monte Carlo Method." *Journal of the American Statistical Association* 44 (247): 335–341.
- Michel-Ponnelle. 2017. *Notice d'utilisation de l'outil-Métier ARCADE*. SU1.11.01. EDF R&D.
- Michel-Ponnelle, S. 2014. *Manuel de Référence Code_Aster. Modélisation Des Câbles de Précontrainte*. R7.01.02. EDF R&D.
- Michel-Ponnelle, Sylvie. 2011. *HSNA102 - Validation Des Lois de Séchage Sur Une Éprouvette Cylindrique En Béton*. V7.20.102. EDF.
- Moravec, Prokop, and Pavel Rudolf. 2018. "Combination of a Particle Swarm Optimization and Nelder–Mead Algorithm in a Diffuser Shape Optimization." In *Advances in Hydroinformatics*, edited by Philippe Gourbesville, Jean Cunge, and Guy Caignaert, 997–1012. Springer Water. Springer Singapore.
- Moreau, G., J. Salin, B. Masson, J. P. Dubois, F. Agostini, F. Skoczylas, E. D. F. Septen, and Lille Ecole Centrale de Lille. 2011. "Survey of the Future Concrete Structures Lifetime Measuring the Water Content: 4 Types of Embedded Sensor under Checking." In *Fontevraud 7*. Avignon, France.
- Nelder, John A., and Roger Mead. 1965. "A Simplex Method for Function Minimization." *The Computer Journal* 7 (4): 308–313.
- Neville, Adam M, W. H. Dilger, and J. J Brooks. 1983. *Creep of Plain and Structural Concrete*. London ; New York : Construction Press.
- Nougier, J. P. 1992. *Méthodes de Calcul Numérique*. Ed. Masson.
- Ober, Raimund J. 2002. "The Fisher Information Matrix for Linear Systems." *Systems & Control Letters* 47 (October): 221–226.
- Orlande, Helcio R. B., Olivier Fudym, Denis Maillet, and Renato M. Cotta. 2011. *Thermal Measurements and Inverse Techniques*. CRC Press.
- Orlowsky, Jeanette. 2012. "Measuring the Layer Thicknesses of Concrete Coatings by Mobile NMR—A Study on the Influence of Steel Reinforcements." *Construction and Building Materials* 27 (1): 341–349.
- Oukhemanou, E., S. Desforges, E. Buchoud, S. Michel-Ponnelle, and A. Courtois. 2016. "VeRCoRs Mock-Up: Comprehensive Monitoring System for Reduced Scale Containment Model." In *3rd Conference on Technological Innovation in Nuclear Civil Engineering (TINCE-2016)*. Paris, France.
- Ouria, Ahad, and Mohammad M. Toufigh. 2009. "Application of Nelder-Mead Simplex Method for Unconfined Seepage Problems." *Applied Mathematical Modelling* 33 (9): 3589–3598.
- Oxfall, Mikael, Manouchehr Hassanzadeh, and Peter Johansson. 2013. "Moisture Levels and Drying Potential of the Concrete in Swedish Reactor Containments." In *EPJ Web of Conferences*, 56:03002. EDP Sciences.
- Oxfall, Mikael, Peter Johansson, and Manouchehr Hassanzadeh. 2016. "Long-Term Hygrothermal Performance of Nuclear Reactor Concrete Containments –

- Laboratory Evaluations of Measurement Setup, in Situ Sampling, and Moisture Flux Calculations." *Cement and Concrete Composites* 65 (January): 128–138. doi:10.1016/j.cemconcomp.2015.10.012.
- Özisik, M. Necati. 1993. *Heat Conduction*. John Wiley & Sons.
- Paquet, J. 1971. "Mesure d'humidité in-situ par les méthodes diélectriques application au béton." *Matériaux et Construction* 4 (2): 87–100. doi:10.1007/BF02473963.
- Press, William H., Saul A. Teukolsky, William T. Vetterling, and Brian P. Flannery. 2007. *Numerical Recipes 3rd Edition: The Art of Scientific Computing*. Cambridge university press.
- Projet national S3. 2012. *Projet national S3, surveillance de santé structurale des ouvrages*. Edited by André Orcesi and Christian Cremona. Paris, France: Institut français des sciences et technologies des transports, de l'aménagement et des réseaux.
- R Core Team. 2014. *R: A Language and Environment for Statistical Computing*. Vienna, Austria: R Foundation for Statistical Computing.
- Ragouin, R. 2015. *Rapport de Recherche. Mise à Jour de l'exploitation Des Mesures Sur Enceintes et Éprouvettes et Confrontation Aux Formules Model Code 2010 Modifiées*. LC/14/CEO/183.
- Rambach, Jean-Mathieu. 2011. "Evaluation de La Sûreté Du Génie Civil Des Installations Nucléaires." *Revue Générale Nucléaire*, no. 2 (March): 28–34. doi:10.1051/rgn/20112028.
- Ramo, Simon, John R. Whinnery, and Theodore Van Duzer. 2008. *Fields and Waves in Communication Electronics*. John Wiley & Sons.
- Reviron, Nanthilde. 2009. "Étude Du Fluage Des Bétons En Traction : Application Aux Enceintes de Confinement Des Centrales Nucléaires à Eau Sous Pression." Thesis, Cachan, Ecole normale supérieure.
- Robert, Christian, and George Casella. 2013. *Monte Carlo Statistical Methods*. Springer Science & Business Media.
- Robinson, D. A., Scott B. Jones, J. M. Wraith, Daniel Or, and S. P. Friedman. 2003. "A Review of Advances in Dielectric and Electrical Conductivity Measurement in Soils Using Time Domain Reflectometry." *Vadose Zone Journal* 2 (4): 444–475.
- Rosin-Corre, N., C. Noret, and J. L. Bordes. 2012. "L'auscultation Par Capteurs à Corde Vibrante, 80 Ans de Retour d'expérience." In *Proceedings Colloque CFBR*.
- Royet, Paul. 2006. *La surveillance et l'entretien des petits barrages: Guide pratique*. Cemagref. Cemagref.
- Rubinstein, Reuven Y., and Dirk P. Kroese. 2016. *Simulation and the Monte Carlo Method*. John Wiley & Sons. Vol. 10. John Wiley & Sons.
- Salazar, Fernando, Rafael Morán, Miguel Á Toledo, and Eugenio Oñate. 2017. "Data-Based Models for the Prediction of Dam Behaviour: A Review and Some Methodological Considerations." *Archives of Computational Methods in Engineering* 24 (1): 1–21.
- Salençon, Jean. 1983. *Cours de Calcul Des Structures Anélastiques. Viscoélasticité*. Presses de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- Saporta, Gilbert. 2011. *Probabilités, analyse des données et Statistique*. 3e édition révisée. Paris: Technip.
- Sellier, Alain, and Laurie Buffo-Lacarrière. 2009. "Vers Une Modélisation Simple et Unifiée Du Fluage Propre, Du Retrait et Du Fluage En Dessiccation Du Béton." *European Journal of Environmental and Civil Engineering* 13 (10): 1161–1182. doi:10.1080/19648189.2009.9693184.

- Sellier, Alain, Laurie Buffo-Lacarrière, Stéphane Multon, Thierry Vidal, and Xavier Bourbon. 2012. "Nonlinear Basic Creep and Drying Creep Modelling." *Tagungsband Zur Veranstaltung SSCS2012 Vom 29 (01.06)*: 12.
- Sellier, Alain, Stéphane Multon, Laurie Buffo-Lacarrière, Thierry Vidal, Xavier Bourbon, and Guillaume Camps. 2016. "Concrete Creep Modelling for Structural Applications: Non-Linearity, Multi-Axiality, Hydration, Temperature and Drying Effects." *Cement and Concrete Research* 79 (January): 301–315. doi:10.1016/j.cemconres.2015.10.001.
- Sémété, P., B. Février, Y. Le Pape, J. Delorme, J. Sanahuja, and A. Legrix. 2017. "Concrete Desorption Isotherms and Permeability Determination: Effects of the Sample Geometry." *European Journal of Environmental and Civil Engineering* 21 (1): 42–62.
- Simon, A., M. Royer, F. Mauris, and J. Fabre. 2013. "Analysis and Interpretation of Dam Measurements Using Artificial Neural Networks." In *Proceedings of the 9th ICOLD European Club Symposium, Venice, Italy*.
- Simon, Alexandre, Alexis Courtois, Timothée Clauzon, Eric Coustabeau, and Simon Vinit. 2015. "Long-Term Measurement of Strain in Concrete: Durability and Accuracy of Embedded Vibrating Wire Strain Gauges." In *Third Conference on Smart Monitoring, Assessment and Rehabilitation of Civil Structures (SMAR)*, 7–9. Antalya, Turkey.
- Smith, Leslie M., Gary L. Brodt, and Bryn Stafford. 2001. "Performance Assessment and Reinstatement of Vibrating Wire Strain Gauges in Nuclear Power Plant Structures." In *SMIRT 16*. Washington DC, USA: IASMIPT.
- Soroka, Itzhak. 1979. *Portland Cement Paste and Concrete*. Macmillan International Higher Education.
- Taillade, F., C. Toulemonde, and J. Haelewyn. 2017. *Teneur En Eau Du Béton de La Maquette Vercors: Calibration et Mesures TDR*. Rapport d'étude 6125-3117-2017-00342-FR/01. EDF R&D.
- Tamtsia, Basile T., and James J. Beaudoin. 2000. "Basic Creep of Hardened Cement Paste A Re-Examination of the Role of Water." *Cement and Concrete Research* 30 (9): 1465–1475.
- Tatin, M., M. Briffaut, F. Dufour, A. Simon, and J.-P. Fabre. 2018. "Statistical Modelling of Thermal Displacements for Concrete Dams: Influence of Water Temperature Profile and Dam Thickness Profile." *Engineering Structures* 165: 63–75.
- Telford, William Murray, L. P. Geldart, Robert Edward Sheriff, and D. A. Keys. 1982. *Prospection Géophysique-Tome 3. Prospection Electrique, Polarisation Provoquee, Prospection Radiometrique, Diagraphies*.
- Teplý, B., Z. Keršner, and D. Novák. 1996. "Sensitivity Study of BP-KX and B3 Creep and Shrinkage Models." *Materials and Structures* 29 (8): 500–505.
- Thébault, Patrick. 2016. *Rapport de Fin d'intervention. Mesures Capteurs Pulse- Novembre 2018*. H-44200971-2016-005019-B. EDF DTG.
- Topp, G. Clarke, J. L. Davis, and Aa P. Annan. 1980. "Electromagnetic Determination of Soil Water Content: Measurements in Coaxial Transmission Lines." *Water Resources Research* 16 (3): 574–582.
- Torrenti, J., F. Benboudjema, F. Barré, and E. Gallitre. 2014. "On the Very Long Term Delayed Behaviour of Concrete." In *1st International Conference on Ageing of Materials and Structures*, 218885–218885.
- Torrenti, Jean Michel, and Robert Le Roy. 2015. "Analyse et Modélisation Du Fluage Propre Du Béton." In *Rencontres Universitaires de Génie Civil*. Anglet, France.

- Tsui, F., and S. L. Matthews. 1997. "Analytical Modelling of the Dielectric Properties of Concrete for Subsurface Radar Applications." *Construction and Building Materials* 11 (3): 149–161.
- Tuffery, Stéphane. 2012. *Data Mining et Statistique Décisionnelle: L'intelligence Des Données*. Editions Technip. Editions Technip.
- Ulm, F.-J., Fabrice Le Maou, and C. Boulay. 1999. "Creep and Shrinkage Coupling: New Review of Some Evidence." *Revue Française de Génie Civil* 3 (3–4): 21–37.
- Van Huffel, Sabine, and Joos Vandewalle. 1991. *The Total Least Squares Problem: Computational Aspects and Analysis*. Vol. 9. Siam.
- Vandamme, Matthieu, and Franz-Josef Ulm. 2009. "Nanogranular Origin of Concrete Creep." *Proceedings of the National Academy of Sciences* 106 (26): 10552–10557.
- Verdier, Jérôme. 2001. "Contribution à La Caractérisation de l'évolution Du Taux de Fuite Des Enceintes de Confinement Du Parc Nucléaire." Thesis, Toulouse 3.
- Villain, Géraldine, Zoubir Medhi Sbartai, Jean-François Lataste, Vincent Garnier, Xavier Dérobert, Odile Abraham, Stéphanie Bonnet, Jean-Paul Balayssac, Ngoc Tan Nguyen, and Milia Fares. 2015. "Characterization of Water Gradients in Concrete by Complementary NDT Methods." In *International Symposium Non-Destructive Testing in Civil Engineering (NDT-CE 2015)*, 12p.
- Villain, Géraldine, and Mickaël Thiery. 2006. "Gammadensimetry: A Method to Determine Drying and Carbonation Profiles in Concrete." *Ndt & E International* 39 (4): 328–337.
- Walter, Eric. 2015. *Méthodes Numériques et Optimisation, Un Guide Du Consommateur*. Fluctuant Nec Merguntur. Paris.
- Willm, G., and N. Beaujoint. 1967. "Les Méthodes de Surveillance Des Barrages Au Service de La Production Hydraulique d'Electricité de France, Problèmes Anciens et Solutions Nouvelles." In *IXth International Congress on Large Dams*, 529–550.
- Wright, Margaret H. 2010. "Nelder, Mead, and the Other Simplex Method." *Documenta Mathematica* 7: 271–276.
- Yang, In Hwan. 2007. "Uncertainty and Sensitivity Analysis of Time-Dependent Effects in Concrete Structures." *Engineering Structures* 29 (7): 1366–1374.
- Zhang, Qing, Robert Le Roy, Matthieu Vandamme, and Bruno Zuber. 2014. "Long-Term Creep Properties of Cementitious Materials: Comparing Microindentation Testing with Macroscopic Uniaxial Compressive Testing." *Cement and Concrete Research* 58: 89–98.

Annexe A : scripts Scilab utilisés pour simuler le séchage en 1D

Fonctions de base

```
function [mail_, Nb_]=maillage(Length, pas_, Radius)
    Nb_=round(Length/pas_)+1;
    mail_=linspace(0,Length,Nb_);
    mail_=mail_+Radius;
endfunction
```

```
function D=diffusion_mensi(a, b, C)
    D = a*ones(C).*exp(b*C);
endfunction
```

```
function low_=loss_of_weight(C0, C, x, rho, mode_),
    x0=x($)-x(1);
    x=x-x(1);
    if (mode_=="cartesian") then,
        low_ = 0.001*intsplin(x,C0-C)/x0/rho*100;
    else,
        low_ = (0.001*intsplin(x,abs(x)).*(C0-C))/(x0.^2)/rho*100)*2;
    end,
endfunction
```

```
function Cf=SechLineElem(D, Ci, CL, dt, x, mode_, cond_)
    [n1,n2] = size(Ci);
    if (mode_=="cartesian") then
        dx_ = zeros(1,n2-2);
        dx_(1:$) = (x(3:$)-x(1:$-2))*0.5;
        Dp = zeros(1,n2-2);
        Dm = zeros(1,n2-2);
        Dp(1:$) = (D(3:$)+D(2:$-1))*0.5;
        Dm(1:$) = (D(2:$-1)+D(1:$-2))*0.5;
        Cf_ = (dt.*(ones(dx_)/(dx_(1)^2)).*(Dp(1:$).*(Ci(3:$)-Ci(2:$-1))-Dm(1:$).*(Ci(2:$-1)-Ci(1:$-2))))+Ci(2:$-1);
    end
    if (mode_=="polar") then
        dx3 = ( (
            ...
            (x(2:$-1)-x(1:$-2)).* ...
            (x(3:$)-x(1:$-2)) ...
        ) .* ...
        (x(3:$)-x(2:$-1)) ...
        );
        d2C_dx2 = 2*( Ci(3:$) .* (x(2:$-1)-x(1:$-2)) ...
            -Ci(2:$-1).*(x(3:$)-x(1:$-2)) ...
            +Ci(1:$-2).*(x(3:$)-x(2:$-1)) );
        d2C_dx2 = d2C_dx2./dx3;
        dC_dx = ( Ci(3:$) .* (x(2:$-1)-x(1:$-2)) ).^2 ...
```

```

        -Ci(1:$-2).*(x(3:$)-x(2:$-1)).^2);
dD_dx = ( D(3:$).*(x(2:$-1)-x(1:$-2)).^2 ...
        - D(1:$-2).*(x(3:$)-x(2:$-1)).^2);
dC_dx = dC_dx./dx3;
dD_dx = dD_dx./dx3;
i = find(x==0); [k1 k2] = size(i);
if(~(k1==0)) then, x(i) = x(i+1)/10, end,
d2C_dx2 = d2C_dx2 + dC_dx./x(2:$-1);
Cf_ = Ci(2:$-1)+dt*(D(2:$-1).*d2C_dx2);
Cf_ = Cf_+dt*(dD_dx.*dC_dx);
end
if(cond_ == "D") then, Cf = zeros(1,n2); Cf(2:$-1) = Cf_; Cf(1) = CL(1); Cf($)= CL(2); end
if(cond_ == "N") then, Cf = zeros(1,n2); Cf(2:$-1) = Cf_; Cf(1) = Cf(2); Cf($)= CL(1); end
endfunction,

function [calc_Ce_Ci, profil_Ce_Ci, pdm_Ci]=SechNonLine_Ci(parameters, vect_mail, liste_pos,
pas_x, lim0, liste_t, mode_, cond_, i_pdm, rho, fact_pen)
aa=parameters(1);
bb=parameters(2);
ci=parameters(3);
aa=aa*1E-13;
bb=bb*1E-2;
ci=ci*100;
[n1 n2] = size(vect_mail)
CL=lim0
nb_t=length(liste_t);
nb_x=length(liste_pos);
profil_Ce_Ci=zeros(nb_t,n2);
pdm_Ci=zeros(nb_t);
Ci_mensi=zeros(n2);
CI=ci*ones(n2);
D_mensi=zeros(1,n2);
profil_Ce_Ci(1,:)=ci
Ci_mensi=profil_Ce_Ci(1,:);
Ci_mensi(1)=CL(1);
Ci_mensi($)=CL(2);
tt=zeros(nb_t,1);
calc_Ce_Ci=zeros(nb_t*nb_x,1);
mat_Ce=zeros(nb_t,nb_x);
dt = floor(fact_pen*pas_x.^2/2/aa/exp(bb*max(Ci_mensi)));
jj=0;
for ii=1:nb_t
    TMAX_s=liste_t(ii)
    while jj*dt<=TMAX_s
        D_mensi(1,:) = diffusion_mensi(aa,bb,Ci_mensi);
        Ci_mensi = SechLineElem(D_mensi(1,:),Ci_mensi,CL,dt,vect_mail,mode_,cond_);
        jj=jj+1;
    end,
    profil_Ce_Ci(ii,:)=Ci_mensi;
    if(i_pdm == %t)&(liste_t(ii)~=0) then
        pdm_Ci(ii)=loss_of_weight(CI,profil_Ce_Ci(ii,:),vect_mail,rho,mode_);
    end
    mat_Ce(ii,kk)= profil_Ce_Ci(ii,liste_pos(kk));
end
end
calc_Ce_Ci(:)=mat_Ce;

```

endfunction

Calcul de la distribution de teneur en eau dans une enceinte et en fonction du temps

```
funcprot(0);
xdel(winsid());
clear();
lecteur="F";
cd(lecteur+"\TheseUSB\ModeleFluage\Etudes\MonteCarloFinal\");
cheminfonction=lecteur+"\TheseUSB\ModeleFluage\FonctionsOK\Sechage\";
exec(cheminfonction+"FonctionsSechage1D.sci",-1);
exec(cheminfonction+"FonctionsMesh1D.sci",-1);
exec(cheminfonction+"FonctionsCriteresNM.sci",-1);
exec(cheminfonction+"FonctionsSimplexe.sci",-1);
chemindata=lecteur+"\TheseUSB\ModeleFluage\Etudes\MonteCarloFinal\";

file_data_C="MatriceMesuresTee_A_Granger_N4.51";
file_data_time="ListeTemps_A_Granger_N4.50";
// lecture des données Aster
Data_C =fscanfMat(chemindata + file_data_C, "%lg");
Data_time = fscanfMat(chemindata + file_data_time, "%lg");

liste_temps_calcul_s = Data_time';
liste_temps_calcul_j = liste_temps_calcul_s/3600/24 // en jour
liste_x = Data_C(:,1);
liste_C = Data_C(:,2:$);

XX = liste_x ;
rep=find(liste_temps_calcul_j/365==10|liste_temps_calcul_j/365==20|liste_temps_calcul_j/365==30|
liste_temps_calcul_j/365==40|liste_temps_calcul_j/365==50|liste_temps_calcul_j/365==60);

// définition du modèle de voile d'enceinte
epaisseur = 1.20 ;
Rint= 21.9;
pas_x_inverse=0.005;
pas_x= pas_x_inverse ;
// construction maillage
[mail_i, n]=maillage(epaisseur, pas_x_inverse, Rint) ;
mail_=mail_i ;
mode_geom = "polar" // "polar" ou "cartesian"
pen = 0.5 ; // facteur de penalisation

CL = [46.5 37.9] ;

A_ref = 0.74e-13 ;
B_ref = 0.05;
Cinit_ref=128.8;
rho_ = 2.2;

N_annees_obs= 60 ; // en ann
t_obs = N_annees_obs*365 ; // en jour

Tobs_s= t_obs*3600*24;

liste_inst_mes=liste_temps_calcul_s(find(liste_temps_calcul_s<=Tobs_s));
```

```

liste_inst_mes=liste_inst_mes(2:$) // pour supprimer l'instant init qui est différent dans Aster et Scilab
TEE_REF_red=liste_C(:,2:length(liste_inst_mes)+1)

REF_tee = zeros(size(TEE_REF_red,1),size(TEE_REF_red,2))
liste_t_s=zeros(1,size(TEE_REF_red,2))

// position des capteurs depuis l'origine des x à gauche
x_capteurs = [0.06 0.30 0.60 0.90 1.14]; // en m, bord intrados origine
r_capteurs = x_capteurs + Rint; // position depuis l'axe
pos_noeud_i= x_capteurs/pas_x_inverse+1; //position des noeuds dans le maillage attention à la
cohérence avec Aster - inverse
pos_noeud = pos_noeud_i

[calc_C_cible, ProfilCe1_cible, pdm1_cible]=SechNonLine_Ci([A_ref*1E13, B_ref*1E2, Cinit_ref*1E-
2],mail_d,pos_noeud_d,pas_x_direct,CL,liste_t_s,mode_geom, "D", %t, rho_pen);

scf();
xlabel("Rayon (m)", "fontsize",3);
ylabel("Temps (années)", "fontsize",3)
nlevel=16;
cmap = jetcolormap(nlevel);
cmap2=zeros(nlevel,3);
for ii=1:nlevel
    cmap2(ii,:)=cmap($-ii+1,:)
end
set(gcf(),"color_map", cmap2);
colorbar(min(ProfilCe1_cible), max(ProfilCe1_cible),fmt="%.1f")
Sgrayplot(mail_d,liste_t_s/(3600*24*365),ProfilCe1_cible')

```

Annexe B : quelques plans de la maquette VeRCors

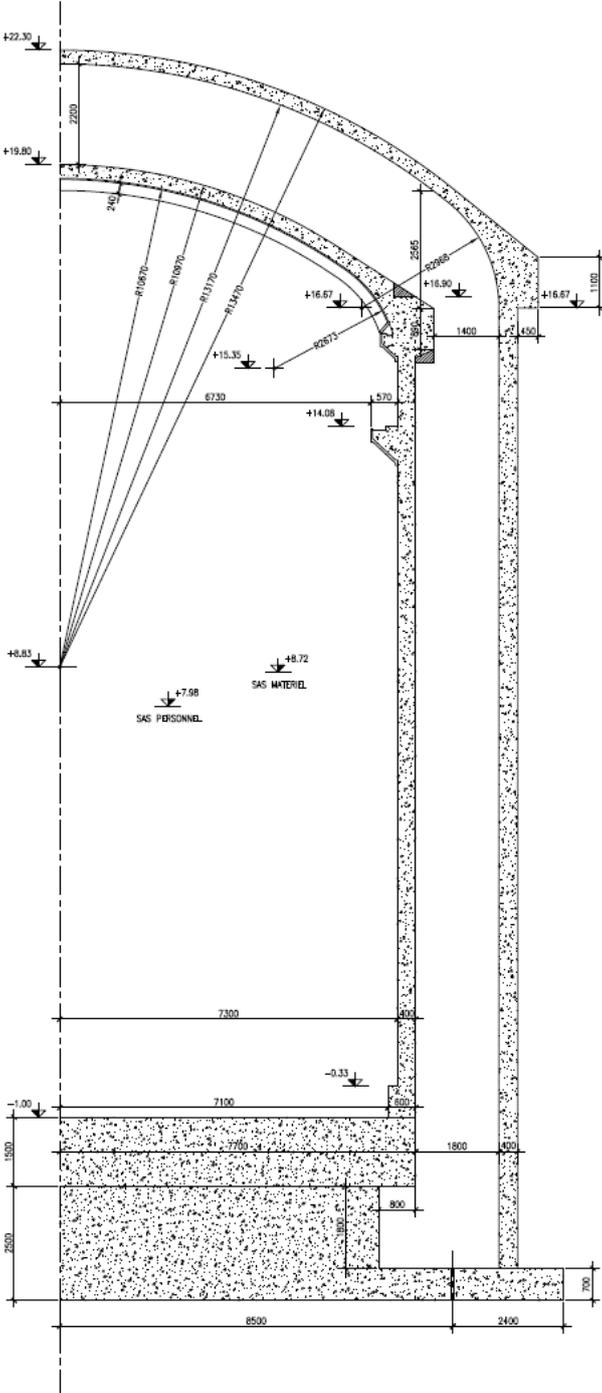


Figure 134. Coupe verticale de la maquette VeRCors

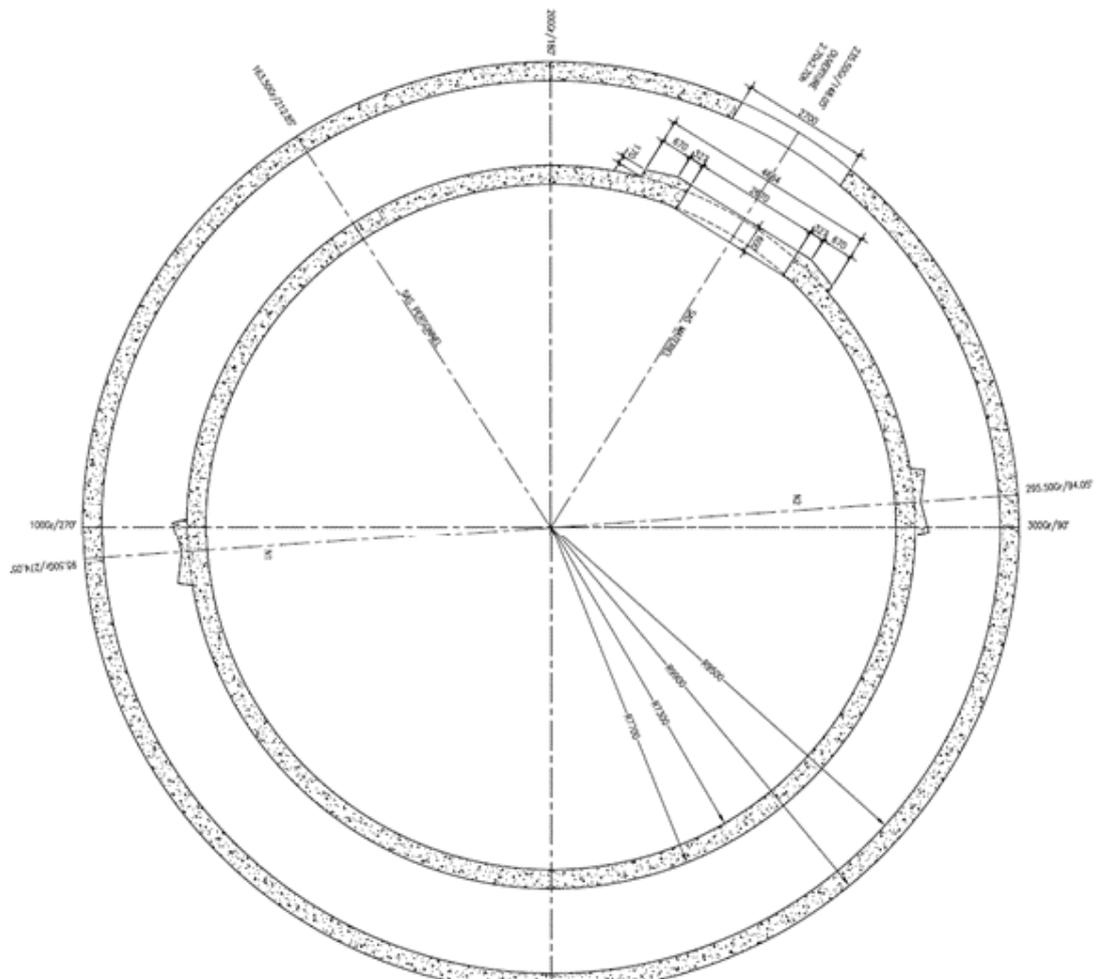


Figure 135. Coupe horizontale de la maquette VerCors au niveau +8,00 m

Annexe C : scripts Scilab utilisés pour inverser le problème de séchage

Fonctions dédiées à l'inversion

```
function EvalSimplexe=Simplexe(x0, choix)
    vect3d=[0.1 0.1 0.1];
    nomfun= cost_x_abc;
    nvar=3;
    vectlength=vect3d;
    niter=500;
    niterf=500;
    tol=10*%eps
    nm = neldermead_new ();
    nm = neldermead_configure(nm,"-numberofvariables",nvar);
    nm = neldermead_configure(nm,"-function",nomfun);
    nm = neldermead_configure(nm,"-x0",x0);
    nm = neldermead_configure(nm,"-maxiter",niter);
    nm = neldermead_configure(nm,"-maxfunevals",niterf);
    nm = neldermead_configure(nm,"-tolfunrelative",tol);
    nm = neldermead_configure(nm,"-tolxrelative",tol);
    nm = neldermead_configure(nm,"-simplex0method","axes");
    nm = neldermead_configure(nm,"-simplex0length",vectlength);
    nm = neldermead_configure(nm,"-method","box");
    // nm = neldermead_configure(nm,"-method","variable");
    nm = neldermead_configure(nm,"-verbose",1);
    nm = neldermead_configure(nm,"-verbosetermination",1);
    nm = neldermead_configure(nm,"-boundsmmin",[1E-1 3.5 0.8]); // avec methode box
    nm = neldermead_configure(nm,"-boundsmmax",[100 6.5 1.8]); // avec methode box
    nm = neldermead_configure(nm,"-outputcommand",neldermead_defaultoutput);
    nm = neldermead_search(nm);
    xopt = neldermead_get(nm,"-xopt")
    nm = neldermead_destroy(nm);
    EvalSimplexe=xopt
Endfunction

function [f7, index]=cost_x_abc(para, index)
    A=para(1);
    B=para(2);
    C=para(3);
    [sech_abc,prof_C_abc,pdm_abc]=SechNonLine_Ci(para,mail_pos_noeud,pas_x,CL,liste_t_s,
mode_geom , "D", %f, rho_pen)
    f7=(sech_abc - mes_TDR_v)^(sech_abc - mes_TDR_v)
endfunction
```

Cas test

```
funcprot(0)
xdel(winsid())
clear()
```

```

cd "F:\TheseUSB\ModeleFluage\Ktests\Sechage\NelderMead";
cheminfonction="F:\TheseUSB\ModeleFluage\FonctionsOK\Sechage"
exec(cheminfonction+'\'+"FonctionsSechage1D.sci",-1);
exec(cheminfonction+'\'+"FonctionsTraceCourbeSechage.sci",-1);
exec(cheminfonction+'\'+"FonctionsMesh1D.sci",-1);
exec(cheminfonction+'\'+"FonctionsCriteresNM.sci",-1);
exec(cheminfonction+'\'+"FonctionsSimplexe.sci",-1);
// discretisation de la largeur
epaisseur = 0.4 ; // en metre
R=8.5 ; // en m
pas_x=0.01 ; // en m
mode_geom = "polar" // "polar" ou "cartesian"
// construction maillage
[mail_, n_]=maillage(epaisseur, pas_x, R)
// teneur en eau initiale
Cinit = 130 ;
Ci = Cinit*ones(1,n_) ;
CL = [50 80] ;
Ci(1)=CL(1);
Ci($)=CL(2);

// coefficients de la loi de Mensi
A = 1E-13 ;
B = 0.05 ;
rho_ = 2.2;

// Incertitude
Incert_Tee = 1 ; // L/m3 = 2* écart type

// durée du calcul
TMAX = 20 ; // années
Periode_obs=1/3 // année 1/12 pour une par mois
TMAX_s=TMAX*3600*24*365 ; // en seconde
Periode_obs_s=Periode_obs*3600*24*365 // sec
liste_t_s=0:Periode_obs_s:TMAX_s;
// position des capteurs depuis l'origine des x à gauche
x_capteurs = [0.05 0.10 0.2 0 0.35]; // en m
pos_noeud=x_capteurs/pas_x+1 ; // position des noeuds dans le maillage

// on génère des teneurs en eau aux points de mesure
pen = 0.1 ; // facteur de penalisation
[calc_C, ProfilCe, pdm]=SechNonLine_Ci([A*1E13, B*1E2, Cinit*1E-
2],mail_pos_noeud,pas_x,CL,liste_t_s,mode_geom, "D", %t, rho_,pen);
scf()
for ii=1:length(liste_t_s)
    plot2d(mail_,ProfilCe(ii,:),style=[ii])
end

graine=getdate("s");
nisp_initseed(graine); // graine à un entier fixé si on veut reproduire un cas test
mu_tee=0;
ecart_type_tee=Incert_Tee/2;
Loi_incert_tee=randvar_new("Normale",mu_tee,ecart_type_tee);
U_tee=zeros(ProfilCe);
ProfilCe_mes=zeros(ProfilCe);
for ii=1:size(ProfilCe,1)

```

```

for jj=1:size(ProfilCe,2)
    U_tee(ii,jj)=randvar_getvalue(Loi_incert_tee);
end
end
ProfilCe_mes = ProfilCe + U_tee;
[n3,n4]=size(ProfilCe_mes(:,pos_noeud));
mes_TDR_c=ProfilCe_mes(:,pos_noeud);
mes_TDR_v=zeros(n3*n4,1);
kk=1
for jj=1:n4
    for ii=1:n3
        mes_TDR_v(kk)=mes_TDR_c(ii,jj)
        kk=kk+1
    end
end
end

vinit=[1.5 2. 1.2]
init_simplexe=vinit';

SolSimplexe=Simplexe(init_simplexe, 24)
disp("inversion modèle à 3 para A et B et CI, sur la base de mesure de teneur en eau")
disp(SolSimplexe,"solution simplexe")
disp( Cinit*1e-2, B*100, A*1E13, "valeurs cible A et B et CI")
randvar_destroy(Loi_incert_tee);

```


Annexe D : scripts Scilab utilisés pour inverser le modèle de CEOS.fr

Fonctions élémentaires

```
function [eps_retflu1, eps_retflu2]=retfluCEOS2D(h_cd1, h_cd2, h_bc1, h_bc2, h_dc1, h_dc2, fcm,
Ecm, RH, h0, list_time, ts, tc, alpha_ds1, alpha_ds2, alpha, S1, S2, nu)
eps_RD = epsRD(h_cd1, h_cd2, fcm, RH, h0, list_time, ts, alpha_ds1, alpha_ds2)
eps_fp = epsFP2D(h_bc1, h_bc2, fcm, Ecm, list_time, tc, alpha, S1, S2, nu)
eps_fd = epsFD2D(h_dc1, h_dc2, h_bc2, fcm, Ecm, RH, h0, list_time, ts, tc, alpha, S1, S2)
    eps_retflu1 = eps_RD + eps_fp(1,:) + eps_fd;
    eps_retflu2 = eps_RD + eps_fp(2,:) + eps_fd;
    eps_retflu1=eps_retflu1';
    eps_retflu2=eps_retflu2';
endfunction
```

```
function [epsret]=epsRD(h_cd1, h_cd2, fcm, RH, h0, list_time, ts, alpha_ds1, alpha_ds2)
i_max=size(list_time,2)
eps_RD_0=(220+110*alpha_ds1)*exp(-alpha_ds2*fcm)*1e-6;
RH_eq = 72*exp(-0.046*(fcm-8))+75;
if RH <= RH_eq
    beta_bc_RH = -1.55*(1-(RH/RH_eq)^3)
else
    beta_bc_RH = -1.55*(1-(RH/RH_eq)^2)
end
beta_ds=zeros(list_time);
for i=1:i_max
    if (list_time(1,i) >= ts)
        beta_ds(i) = ((list_time(i)-ts)/(h_cd2*0.035*h0^2+(list_time(i)-ts)))^0.5
    end
end
epsret = zeros(list_time);
epsret = h_cd1*eps_RD_0*beta_bc_RH*beta_ds;
endfunction
```

```
function [epsflupro]=epsFP2D(h_bc1, h_bc2, fcm, Ecm, list_time, tc, alpha, S1, S2, nu)
i_max=size(list_time,2)
t0_adj=h_bc2*(tc+0.00001)*(9/(1+tc^1.2)+1)^alpha;
eps_ci_1 = 1/Ecm*(S1-nu*S2)
eps_ci_2 = 1/Ecm*(S2-nu*S1)
beta_bc_fc = 1.8/(fcm^0.7);
beta_bc_t = zeros(list_time);
epsflupro = zeros(2,length(list_time));
for i=1:i_max
    if (list_time(1,i) >= tc)
        beta_bc_t(i) = log(((30/t0_adj+0.035)^2)*(list_time(i) - tc) + 1);
        epsflupro(1,i) = -eps_ci_1*h_bc1*beta_bc_fc*beta_bc_t(i);
        epsflupro(2,i) = -eps_ci_2*h_bc2*beta_bc_fc*beta_bc_t(i);
    end
end
```

endfunction

```
function [epsfludes]=epsFD2D(h_dc1, h_dc2, h_bc2, fcm, Ecm, RH, h0, list_time, ts, tc, alpha, S1, S2)
```

```
i_max=size(list_time,2);  
t0_adj=h_bc2*(tc+0.00001)*(9/(1+tc^1.2)+1)^alpha;  
sigcm = S1+S2 ;  
beta_dc_fc = 412/(fcm)^1.4;  
beta_dc_RH = (1-RH/100)/(0.1*h_/100)^(1/3);  
beta_dc_t0 = 1/(0.1 + (t0_adj))^0.2;  
gama_t0=1/(2.3+3.5/sqrt(t0_adj));  
alpha_fcm = (35/fcm)^0.5 ;  
beta_h=min(1.5*h_+250*alpha_fcm,1500*alpha_fcm);  
beta_dc_t=zeros(list_time);  
epsfludes = zeros(list_time);  
for i=1:i_max  
    if (list_time(1,i)>= t0)  
        beta_dc_t(i)=((list_time(i) - tc)/(h_dc2*beta_h + list_time(i) - tc))^gama_t0;  
        epsfludes = -sigcm/Ecm*h_dc1*beta_dc_fc*beta_dc_RH*beta_dc_t0*beta_dc_t;  
    end  
end  
endfunction
```

```
function [est_defo2, f]=invCEOS2D_LM(creep_time)  
vinit=log(10*[1 ; 1 ; 1; 1; 1; 1])  
[est_defo2, f]=lsqrsolve(vinit,minicost2_LM,size(creep_time,2),[1.d-8,1.d-8,1.d-5,1000,0,100])  
est_defo2=exp(est_defo2)  
endfunction
```

```
function [cost2]=minicost2_LM(para, m)  
b_cd1 = exp(para(1)) ;  
b_cd2 = exp(para(2)) ;  
b_bc1 = exp(para(3)) ;  
b_bc2 = exp(para(4)) ;  
b_dc1 = exp(para(5)) ;  
b_dc2 = exp(para(6));  
[defo1 defo2] = retfluCEOS2D(b_cd1,b_cd2, b_bc1, b_bc2, b_dc1, b_dc2,  
fcm,Ecm,RH,h_liste_temps_obs,ts,t0, alpha_ds1,alpha_ds2, alpha, sig1, sig2, nu)  
cost2=(defo1- mes_dir1).^2+(defo2-mes_dir2).^2  
endfunction
```

Cas test

```
funcprot(0)  
xdel(winsid())  
clear()  
lecteur="F"  
cd(lecteur+"\TheseUSB\ModeleFluage\Ktests\CEOS")  
exec(lecteur +"\TheseUSB\ModeleFluage\FonctionsOK\CEOS\FonctionsCEOS2D.sci",-1);  
exec(lecteur +"\TheseUSB\ModeleFluage\FonctionsOK\CEOS\FonctionsCriteresOptimCEOS.sci",-1);  
exec(lecteur +"\TheseUSB\ModeleFluage\FonctionsOK\CEOS\FonctionsInversionCEOS.sci",-1);  
  
t_obs = 20*365 ;  
  
liste_temps_obs = [0:100:t_obs];  
liste_temps_ref=[50 100 500 1000 2500 5000 ]
```

```

// instant de début de séchage
ts = 0 ;//
fcm = 36; //MPa

Ecm = 36400 ; //MPa
nu=0.2;
alpha_ds1 = 4 ;
alpha_ds2 = 0.012 ;
RH =50;

Ac = 1200000; // aire en mm2
u = 2000; // périmètre exposé au séchage en mm
h_ = 2*Ac/u ;

// contrainte biaxiale
sig1 = 12; // Mpa
sig2 = 8 ; //mpa

t0 = 365*2 ;
alpha = 0.;
beta_cd1 = 2;
beta_cd2 = 0.5;
beta_bc1 = 3 ;
beta_bc2 = 1.5 ;
beta_dc1 = 5. ;
beta_dc2 = 3;

// calcul des composantes sans incertitude
defo_ret = epsRD(beta_cd1,beta_cd2, fcm,RH,h_,liste_temps_obs,ts, alpha_ds1,alpha_ds2)

defo_fp=epsFP2D(beta_bc1, beta_bc2, fcm,Ecm,liste_temps_obs,t0, alpha, sig1, sig2, nu)

defo_fd=epsFD2D(beta_dc1,beta_dc2, beta_bc2, fcm,Ecm,RH,h_,liste_temps_obs,ts,t0, alpha, sig1,
sig2)

[mes_dir1 mes_dir2]=retfluCEOS2D(beta_cd1, beta_cd2, beta_bc1, beta_bc2, beta_dc1,beta_dc2,
fcm,Ecm,RH,h_,liste_temps_obs,ts,t0, alpha_ds1,alpha_ds2, alpha, sig1,sig2,nu)
scf()
plot2d(liste_temps_obs, [mes_dir1 mes_dir2],[1 2], leg="mesures1@mesures2")

incert_alea_mes = 100E-6;
U_mes_1 = grand(1,size(mes_dir1,1),"nor",0,incert_alea_mes/2);
U_mes_2 = grand(1,size(mes_dir2,1),"nor",0,incert_alea_mes/2);

mes_dir1 = mes_dir1 + U_mes_1' ;
mes_dir2 = mes_dir2 + U_mes_2' ;
mesures2D = [mes_dir1' ; mes_dir2']';
[solution, focst] = invCEOS2D_LM(liste_temps_obs)
disp((solution))

```


Annexe E : quelques résultats sur le recalage des composantes élémentaires du modèle de CEOS.fr avec des mesures d'auscultation d'enceinte

Le modèle de CEOS.fr est fondé, comme on l'a vu, sur la séparation classique des différents termes de déformation (retrait endogène, retrait de dessiccation, fluage propre et fluage de dessiccation). Cette séparation est utile quand on dispose d'essais en laboratoire décrivant chaque composante. Ce n'est pas le cas ici, puisque nous n'avons que 2 séries de mesures de fluage total pour 6 paramètres à recalcer.

On se place dans un cas idéal, sans incertitude de mesure et en considérant 10 ans (Figure 136) puis 60 ans d'observation (Figure 137).

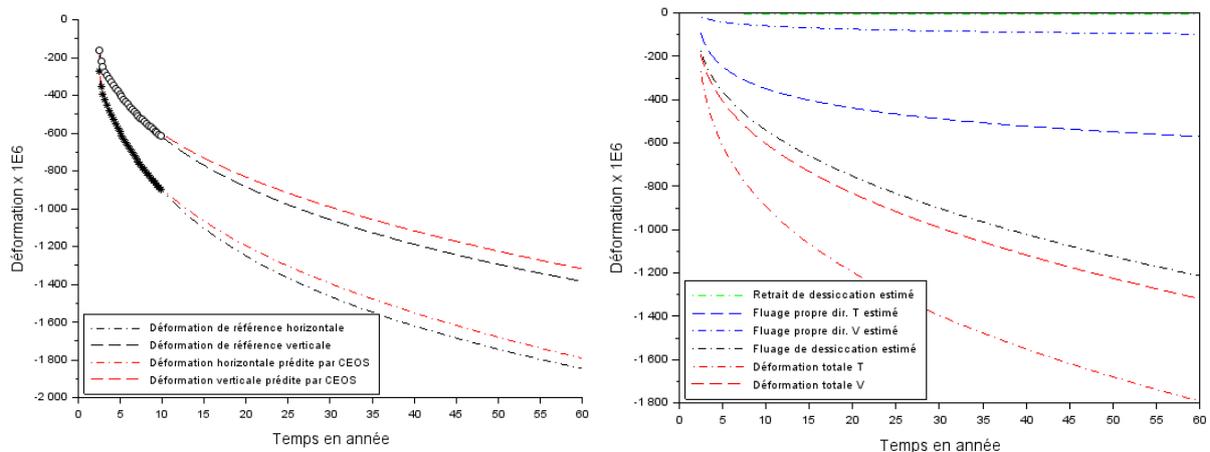


Figure 136. Recalage de modèle de CEOS.fr sans incertitude sur les dix premières années et répartition des composantes de déformation.

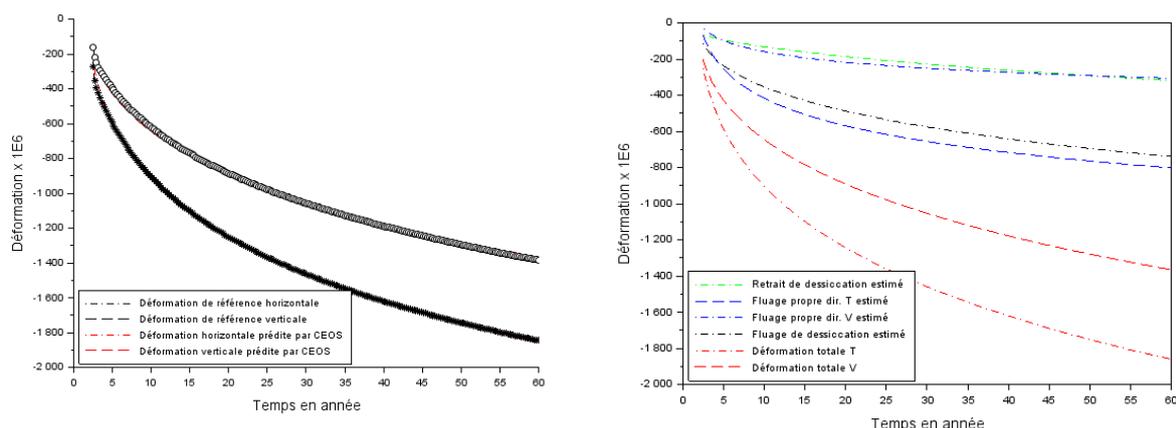


Figure 137. Recalage de modèle de CEOS.fr sans incertitude sur 60 ans et répartition des composantes de déformation.

Le recalage issu de 10 ans de mesure est globalement acceptable, malgré une légère sous-estimation de la déformation réelle. Néanmoins, les courbes des différentes composantes montrent des évolutions physiquement peu crédibles, avec un retrait de dessiccation quasi nul et un fluage de dessiccation prédominant.

Avec 60 ans de mesures, la situation est différente même si elle est nettement améliorée. Le recalage est quasi parfait et la valeur de retrait est d'un ordre de grandeur cohérent avec des valeurs classiques de retrait de dessiccation. Le fluage propre nous semble néanmoins relativement faible dans la direction verticale.

Cet exemple illustre la difficulté à identifier les phénomènes physiques à partir d'un modèle de type réglementaire qui ne repose que sur des notions d'amplitude et de cinétique de fonctions prédéfinies recalées sur les mesures d'auscultation disponibles. Recaler un modèle à 6 paramètres sur deux séries chronologiques faisant *a priori* intervenir tous ces paramètres permet une certaine souplesse pour reproduire les mesures en question. Mais il n'est pas garanti que les phénomènes physiques élémentaires soient correctement identifiés pour autant, ce qui pose question sur l'intérêt d'introduire autant de paramètre *in fine*.

Il convient d'ailleurs de signaler que le projet CEOS.fr préconise l'identification des paramètres sur des essais élémentaires. Lorsqu'il s'agit d'exploiter des mesures sur ouvrage, il recommande de compléter le suivi des déformations dans le temps par certaines analyses, comme le suivi des déformations lors de la mise en tension des câbles ainsi que des mesures complémentaires, comme des mesures ou jeune âge pour identifier les effets endogènes. Nous sommes donc conscients de ne pas avoir suivi stricto sensu toutes ces recommandations. Néanmoins, les formules proposées par le projet CEOS.fr sont plus adaptées aux structures épaisses que celles des Eurocodes ou du Model Code 2010. Nous avons en quelque sorte suivi l'esprit des règlements en utilisant des équations plus adaptées à notre problème.

Titre : Contribution à la surveillance des structures épaisses en béton: proposition d'une démarche pour intégrer le suivi de la teneur en eau dans le pronostic.

Mots clés : béton, teneur en eau, auscultation, génie civil, TDR, fluage.

Résumé : Cette recherche s'inscrit dans le cadre de la surveillance structurale des enceintes de confinement des centrales nucléaires qu'EDF exploite. L'objectif est de déterminer comment la connaissance de la teneur en eau du béton de ces ouvrages pourrait améliorer les prédictions de leur comportement mécanique, qui sont régulièrement réalisées dans le cadre de la démonstration de sûreté des installations.

Dans un premier temps, nous avons étudié comment les incertitudes de mesure d'auscultation se propageaient dans les modèles pour quantifier l'information apportée par la mesure de teneur en eau. Nous avons également considéré les effets de ces incertitudes sur les extrapolations en fin de vie de l'ouvrage.

Dans un second temps, nous avons proposé un modèle de surveillance des déformations différées comprenant la teneur en eau comme variable explicative et fondé sur une dépendance linéaire avec les déformations. Cette approche a été validée grâce aux données issues de la maquette VeRCoRs.

Nous avons voulu ensuite estimer plus précisément l'exigence métrologique pour qualifier les chaînes de mesure *in situ* de teneur en eau des bétons. Pour cela, nous avons utilisé la méthode de Monte Carlo pour simuler la propagation des incertitudes de mesures, en comparant les performances du modèle que nous proposons avec celles d'une approche d'ingénierie plus classique.

Title: Contribution to thick concrete structures surveillance: proposition of a methodology to include water content monitoring in the prognosis.

Keywords: concrete, water content, structural monitoring, civil engineering, TDR, creep.

Abstract: This research takes place within the framework of the structural monitoring of nuclear power plant containments that EDF operates. Our goal is to determine how the knowledge of the concrete water content these structures could improve the predictions of their mechanical behavior, which are periodically undertaken as part of the safety case for the facilities.

As a first step, we have studied monitoring data uncertainties propagation through the models, in order to quantify the information brought by the water content measurement. We have also addressed the effects of these uncertainties on the extrapolations to the end of the structure lifetime.

In a second phase, we have proposed a delayed deformation monitoring model including water content as an explanatory variable and based on a linear dependence with strains. This approach has been validated with data from the VeRCoRs mock up.

Then, we sought to estimate more accurately the metrological requirement to qualify *in-situ* measurement systems for concrete water content. To do this, we used the Monte Carlo method to simulate the propagation of measurement uncertainties, by comparing the performances of the model that we proposed with those of a more conventional engineering approach.

