

THÈSE

pour obtenir le grade de

Docteur

de

**l'Institut des Sciences et Industries du Vivant et de l'Environnement
(Agro Paris Tech)**

Spécialité : Sciences de l'eau

présentée et soutenue publiquement par

Krzysztof RADZICKI

la date 04/05/2009

ANALYSE RETARD DES MESURES DE TEMPERATURES DANS LES DIGUES

AVEC APPLICATION A LA DETECTION DE FUITES

Codirecteur de thèse : Stéphane BONELLI

Codirecteur de thèse : Jerzy SZCZĘSNY

Devant le jury :

M. Alain TABBAGH, Mme. Elzbieta NACHLIK, M. Yves-Henri FAURE, M. Stéphane BONELLI, M. Jerzy SZCZESNY, M. Yves-Laurent BECK, M. Gérard DEGOUTTE, Mme. Hanna Witkowska	Professeur, Professeur, MC-HDR, CR-HDR, Professeur, Ingénieur, Ingénieur du Gref, Docteur	Université Pierre et Marie Curie (Paris) Ecole Polytechnique de Cracovie Université Joseph Fourier (Grenoble) Cemagref Aix-en-Provence Ecole Polytechnique de Cracovie EDF DTG Grenoble Cemagref Aix-en-Provence Ecole Polytechnique de Cracovie	Président Rapporteur Rapporteur CoDirecteur de Thèse CoDirecteur de Thèse Examineur Examineur Examineur
-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------	----------------------------------------------------------------------------------------------------------------	-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------	------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------

**Radzicki K., "Analyse retard des mesures de températures dans les digues avec application à la détection de fuites",
Thèse de Doctorat, AgroParisTech et Ecole Polytechnique de Cracovie, 2008.**

Résumé

L'érosion interne est l'une des causes majeures de rupture des digues et des barrages. Le développement des processus érosifs est lié au changement de différents paramètres du milieu poreux, particulièrement ses paramètres hydrauliques. L'objectif du travail de thèse est le développement de la possibilité d'identification des fuites, ainsi que l'identification des valeurs de paramètres physiques du milieu thermo-hydraulique du corps d'ouvrages hydrauliques en terre, par l'analyse des mesures de la température naturelle du remblai. Le problème concerne les phénomènes de diffusion, et le couplage entre écoulement d'eau et transfert thermique (advection).

A partir de résultats de simulations numériques, on décrit l'influence thermique de l'érosion régressive sur le champ de la température du corps d'ouvrage hydraulique, et on présente les paramètres caractéristiques qui permettent d'identifier sa cinétique.

On élabore un modèle de réponse impulsionnelle, physiquement fondé, pour la thermométrie d'auscultation. Il permet d'analyser les mesures de température, et d'en déduire des informations quant aux écoulements d'eau dans le corps de l'ouvrage. En cas de milieu poreux homogène, une signification physique aux paramètres du modèle permet de les exprimer en fonction de données géométriques, du nombre de Péclet et par suite de la vitesse d'écoulement de l'eau. Le modèle est validé par des modélisations numériques ainsi que par des mesures *in situ*.

Mots clés : digue, érosion interne, fuite, fonction de la réponse impulsionnelle, thermométrie, diffusion, advection

Abstract

Internal erosion is one of the main reasons of the dams and dikes collapses. Progress of the erosion process is linked to the change of different parameters values of the porous medium, especially of its hydraulic parameters. The goal of this Ph.D. thesis is the development of the possibility of leakages identification as well as the identification of some parameters values of the thermo-hydraulic medium that is the body of the earth hydraulic work, by an analyze of the natural temperature measurements in the embankment. The problem concerns diffusion processes and coupled transport of heat and water.

The thermal influence of the regressive erosion on the temperature distribution inside the hydraulic work body is described. We present also its characteristic parameters which allow identifying its kinetic.

A model of impulse response function, with physical justification, is developed for thermometry monitoring. It allows analyzing the series of the temperature and deducing the information concerning the water flow in the embankment. Because of the physical explication of the model parameters, in the case of a porous saturated medium, the model allow to calculate the Peclet number and the water velocity in function of the geometry of the construction. The model was validated by numerical simulations and in situ measurements.

Key words: embankment, internal erosion, leakage, impulse response function, thermometry, diffusion, advection

Streszczenie

Erozja jest jednym z głównych powodów katastrof wałów i zapór. Rozwój procesów erozyjnych jest związany ze zmianą parametrów fizycznych ośrodka porowatego, w szczególności jego parametrów hydraulicznych. Celem pracy jest rozwinięcie możliwości identyfikacji przecieków jak również oszacowanie wartości wybranych parametrów ośrodka termiczno-hydraulicznego ziemnego korpusu obiektu piętrzącego, poprzez analizę pomiarów jego temperatury. Analizowany problem związany jest z zagadnieniami dyfuzji oraz sprzężonego transportu ciepła i wody (adwekcja).

Analiza wykonanych modelowań numerycznych pozwoliła opisać wpływ erozji wstecznej (nierozwiniętego w pełni przebiecia hydraulicznego) na pole temperatur w korpusie obiektu piętrzącego jak również wskazać jego charakterystyczne parametry które umożliwiają oszacowanie kinetyki jego rozwoju.

Przedstawiono model bazujący na teorii funkcji odpowiedzi impulsowej, wraz z jego uzasadnieniem fizycznym, służący analizie pomiarów temperatury. Można dzięki niemu otrzymać informacje dotyczące przepływu wody w korpusie obiektu w tym przede wszystkim określić lokalizację przecieków. W przypadku ośrodka homogenicznego identyfikacja fizycznego znaczenia parametrów modelu pozwala oszacować wartość liczby Pekleta oraz prędkość filtracji w oparciu o geometrię obiektu. Model został zweryfikowany w oparciu o modelowania numeryczne oraz pomiary zrealizowane na dwóch rzeczywistych obiektach.

Słowa kluczowe: wał, erozja wewnętrzna, przeciek, funkcja odpowiedzi impulsowej, termometria, dyfuzja, adwekcja

A Basia et Ania

REMERCIEMENTS

Ce travail de recherche fut réalisé au sein de l'équipe Ouvrages Hydrauliques du CEMAGREF d'Aix-en-Provence ainsi que dans l'équipe Ouvrages Hydrauliques de l'Ecole Polytechnique de Cracovie dans le cadre de la convention de co-tutelle entre ces deux institutions ainsi que l'ENGREF. La thèse a été réalisée dans deux pays, la France et la Pologne. En conséquence j'ai rencontré de nombreuses personnes. Sans eux, cette thèse n'aurait pas pu être réalisée ni finalisée, et je souhaite ici leur exprimer ma gratitude.

Merci à mon directeur de thèse français, Stéphane Bonelli. Grâce à son amitié et à son aide, la thèse s'est bien déroulée comme un voyage « avec les ceintures de sécurité attachées », et même avec des virages parfois vraiment extrêmes, elle s'est finie sans accident sérieux. D'un point de vue scientifique j'ai apprécié toutes les recontres avec lui, qui, même si elles furent parfois un peu courtes, ont été vraiment intensives et m'ont permis de parvenir jusqu'ici.

Je remercie le professeur Szczesny, mon directeur de thèse polonais qui a été mon premier maître déjà avant ma thèse et qui m'a appris beaucoup dans le domaine des ouvrages hydrauliques. Je le remercie de son amitié et de son soutien.

Gérard Degoutte et Paul Royet ont été significativement impliqués dans le projet encadrant cette thèse. Ils m'ont donné non seulement des conseils importants pour la réalisation de ma thèse, mais ils ont aussi été, avec leurs femmes Monique et Solange, des amis qui m'ont permis de bien m'acclimater dans l'environnement français.

Je remercie aussi vivement tous les membres du Jury de l'intérêt manifesté pour mon travail : Alain Tabbagh qui en fut le président, les deux rapporteurs de ce mémoire, Yves-Henri Faure et Elżbieta Nachlik, qui ont consacré une partie de leur temps précieux à la lecture de ce manuscrit, ainsi que Gérard Degoutte, Yve-Laurent Beck et Hanna Witkowska.

Je remercie Patrice Mériaux, Elżbieta Nachlik et Jerzy Ratomski qui sont les directeurs des équipes du CEMAGREF d'Aix et de l'Ecole Polytechnique de Cracovie pour leur confiance et leur aide.

Je remercie les membres de l'équipe du CEMAGREF d'Aix, en particulier le chef du laboratoire de mécanique des sols Alain Bernard, Nadia Behnamed et Pierre Philippe pour les conversations qui m'ont permis de développer mes connaissances dans le domaine de la géotechnique et de la physique, ainsi que Arnaud Clément pour les informations concernant le bassin expérimental, Michael Bolla pour les premiers cours de modélisation sous Fluent et finalement Martine Sylvestre pour son importante aide administrative. Je remercie Rémy Tourment et Marie-Christine Farget pour leur amitié ainsi que Huguette Félix qui m'a en outre donné le cours du modèle HST. Je remercie mes camarades thésards Olivier, Emilly, Damien, Thierry, pour le café et les déjeuners pris ensemble. Je remercie spécialement Yves Grémaux pour son aide différente, particulièrement pour ses cours de langue provençale.

Je remercie aussi tous les membres de l'équipe de l'Ecole Polytechnique de Cracovie, particulièrement Stanisław Węglarczyk et Krzysztof Książczyński pour leur soutien scientifique. J'ajoute d'ailleurs un remerciement spécial à Hanna Witkowska. Sans son aide et sans ses conseils, mon aventure française n'aurait pas été possible.

Ces remerciements s'adressent à Jean-Robert Courivaud de EDF pour la possibilité de coopération avec EDF pendant et après la thèse. Je remercie Christophe Vedrenne (EDF) et Olivier Artières (TenCate) pour leur coopération qui m'a permis de bien analyser les données obtenues sur des ouvrages réels.

L'analyse des données du bassin d'Aix n'aurait pas été possible sans le travail et la thèse de Cyril Guidoux qui a réalisé les mesures thermiques sur cet ouvrage. Je le remercie aussi pour l'explication des détails des systèmes d'auscultation thermique, ainsi que pour son amitié, et pour les séances d'escalade.

Prenant en compte que mon français est comme il est, je remercie toutes les personnes engagées dans les corrections de mon rapport de mémoire. Merci donc à Gérard Degoutte, Cyril Guidoux, Paul Royet, Huguette Félix et Maxime Decain. Je remercie particulièrement ma femme Barbara qui a fait la première correction de tous les chapitres.

Ces remerciements s'adressent aussi à ma famille. Je remercie mes parents ainsi que mon frère pour leur support très important pendant la thèse, particulièrement dans les détails quotidiens liés à tous mes voyages et à mon absence de Pologne.

Je remercie mes beaux-parents, qui sont plus que des amis, pour leurs conseils et leur soutien, particulièrement pour la possibilité de repos à Sanok. Sans leur aide la fin de ma thèse aurait pu être trop traumatique.

Je remercie aussi ma sœur, ma belle-soeur et mes grands parents.

Les remerciements les plus importants, j'ai les gardés par la fin. Je remercie ma femme Barbara pour sa patience, son amour et ses sacrifices et l'aide incalculable pendant ces quatre ans. Ce n'est pas facile d'avoir un mari chercheur qui a été un peu trop passionné par son travail. Je passe aussi de grands bisous et je remercie notre fille Anne-Sophie, notre petit soleil.

Je remercie tous ceux qui ne sont pas énumérés ci-dessus mais qui ont participé un peu à mon travail et à ma vie pendant les derniers quatre ans.

Je remercie enfin le système universitaire français pour la possibilité de réaliser cette thèse.

TABLES DES MATIERES

Introduction	1
CHAPITRE 1 ANALYSE BIBLIOGRAPHIQUE ET POSITION DU PROBLEME	3
1.1 Erosion interne et le problème de la sécurité des ouvrages hydrauliques en terre	4
1.2 Introduction à l'utilisation de la température pour l'analyse des écoulements de l'eau	7
1.2.1 La description historique du développement de la thermométrie des ouvrages hydrauliques en terre	7
1.2.2 Processus hydrothermiques liés aux ouvrages hydrauliques en terre	7
1.2.3 La viscosité et le couplage thermique de l'eau et de la chaleur	8
1.3 Résumé des travaux sur les méthodes passives de l'analyse de température	9
1.3.1 Rôle principale du nombre de Péclet dans l'application des méthodes passives	9
1.3.2 Méthodes d'identification des zones des anomalies thermiques par la comparaison des valeurs des températures	10
1.3.3 Les méthodes d'estimation de la vitesse d'écoulement de Darcy	11
1.4 Résumé des travaux sur les méthodes actives de l'analyse de température	13
1.5 La fibre optique comme capteur de la température	14
1.5.1 Principes de la mesure de température par la fibre optique	15
1.5.2 Installation de la fibre optique sur l'ouvrage hydraulique	17
1.6 Identification thermique de l'érosion régressive	17
1.7 Etat de l'art d'analyse de signal des systèmes d'auscultation des ouvrages hydraulique en terre.	18
1.7.1 Modèle HST	18
1.7.2 Résumé du travail de Bonelli (2004) sur le modèle IRFA	19
1.8 Conclusion	21

CHAPITRE 2	LE MODELE D'ANALYSE IRFA	23
2.1	Les équations de champ (équations de Darcy, équations de Navier Stokes, équations de la chaleur avec advection)	24
2.2	Représentation d'un problème parabolique à deux dimensions	26
2.3	Solutions exactes avec les fonctions de Green	28
2.4	Approximation avec un retard exponentiel d'ordre un	33
2.5	Analyse avec les moments temporels	34
2.6	Identification indirecte dans le domaine temporelle	38
2.7	Conclusion	39
CHAPITRE 3	APPLICATION AUX ECOULEMENTS DE DARCY SATURES AVEC DIFFUSION / ADVECTION DE TEMPERATURE	41
3.1	Généralités sur les modélisations numériques	42
3.1.1	Géométrie du modèle numérique	42
3.1.2	Conditions aux limites et conditions initiales	43
3.1.3	Paramètres physiques appliqués	48
3.1.4	Le modèle de l'écoulement de l'eau et le transport de la chaleur dans le milieu poreux	49
3.1.5	Validation du modèle numérique	51
3.2	Cas d'un sol homogène (validation de la solution approchée IRFA avec exacte et/ou les résultats de simulations numériques)	53
3.2.1	Réponse impulsionnelle – sollicitation de côté amont	55
3.2.2	Réponse indicielle	57
3.2.3	Sollicitation sinusoïdale unilatérale	60
3.2.4	Sollicitation sinusoïdale bilatérale	71
3.3	Cas d'un sol hétérogène (validation des résultats des simulations numériques)	77
3.4	Conclusion	80

CHAPITRE 4	APPLICATION À LA DIFFUSION DE LA CHALEUR DANS UN SOL PARTIELLEMENT SATURÉ	81
4.1	Validation sur le bassin expérimental à Aix-en-Provence	81
4.1.1	Description de l'installation (Guidoux et al, 2007 ; Guidoux, 2008)	82
4.1.2	Déroulement des mesures sur le bassin expérimental (Guidoux, 2008)	84
4.1.3	Analyse des mesures de la température pendant le remplissage sans géomembrane	85
4.1.4	Analyse des mesures de la température lors du remplissage du bassin avec géomembrane	97
4.2	Validation sur la digue du canal d'amenée d'Oraison	105
4.2.1	Description du canal et de l'installation	105
4.2.2	Analyse des mesures de la température	106
4.3	Conclusion	115
CHAPITRE 5		117
5.1	Généralités sur les modélisations numériques	118
5.1.1	Géométrie du modèle numérique et validation du maillage	118
5.1.2	Le modèle d'écoulement de l'eau et de transport de la chaleur dans le conduit et dans le milieu poreux	121
5.1.3	Conditions aux limites et conditions initiales	126
5.1.4	Paramètres physiques du milieu poreux	128
5.2	Méthodologie d'analyse de l'influence thermique d'un conduit partiel	129
5.2.1	Extraction de l'influence thermique d'un conduit	129
5.2.2	Modélisation stationnaire	131
5.2.3	Modélisation transitoire	132
5.3	Description générale de l'influence thermique d'un conduit partiel	133
5.4	Influence de la dimension du conduit sur le champ de température dans le sol	134
5.4.1	Zone de sol à côté du conduit	134
5.4.2	Zone entre la limite amont du système et la limite amont du trou	146
5.5	Influence de la dimension du conduit sur la température à l'exutoire	147

5.6	Modélisation d'une température transitoire à l'exutoire du trou avec le modèle IRFA	151
5.7	Conclusion pour un conduit partiel	155
6.	CONCLUSIONS GÉNÉRALES	157
	Références bibliographiques	159
	Annexes	165
	Annexe 1 : Les valeurs du paramètre α_{12} (eq. 3.57) en fonction de la distance adimensionnelle \bar{x} pour les valeurs différentes du nombre du Péclet	165
	Annexe 2 : Le schéma des étapes de l'analyse de la température de l'ouvrage hydraulique en terre réalisée par la fibre optique, avec le modèle de la réponse impulsionnelle à deux paramètres	165
	Annexe 3 : Les valeurs initiales et finales des paramètres α et η du modèle retard testées pour la sollicitation sinusoïdale thermique du côté amont Bląd! Nie zdefiniowano zakładki.	
	Annexe 4 : Les températures mesurées le long de la face ouest par les fibres « M » et « B » durant la première remplissage du bassin à Aix-en-Provence (après Guidoux 2007)	168
	Annexe 5 : Les séries caractéristiques de la température mesurés sur la digue Oraison, choisies pour les tests du choix du modèle retard et du choix des valeurs initiales des paramètres du modèle retard.	169
	Annexe 6 : Exemple du journal de la modélisation avec le modèle laminaire de Navier-Stokes pour Fluent v.6.2.16	171
	Annexe 7 : Les équations de la fermeture pour les modèles du type k-epsilon : Standard, Réalisable, RNG	172
	Annexe 8 : Les exemples des modélisations axisymétriques 3D thermo-hydraulique du quart de la cylindre poreuse avec le trou partielle de l'influence thermique du trou avec le logiciel Fluent v.6.2.16. Longueur de la cylindre égale à 1m, rayon du trou égale à 3mm	174

LISTE DES ILLUSTRATIONS

Figure 1- 1	La suffusion et l'érosion du contact d'après Fry et al. (1997).....	5
Figure 1- 2	Renard (credit photo Nadia Benhamed, Stéphane Bonelli, Droits Réservés Cemagref).....	5
Figure 1- 3	Exemple de la coupe thermométrique dans un remblai avec le transport de la chaleur. A gauche advection non dominante; à droite, advection dominante.....	10
Figure 1- 4	Abaque reliant le paramètre x' , l'écart thermique T' et l'épaisseur H , d'après Johansson (1997).....	13
Figure 1- 5	Intensité de la lumière rétrodiffusée en fonction de la fréquence.....	16
Figure 1- 6	Performances des mesures distribuées de température.....	16
Figure 1- 7	Installation typique des fibres optiques pour mesurer la température dans différents ouvrages hydrauliques d'après Pelzmailler (2007 b).....	17
Figure 1- 8	Application du modèle IRFA pour reproduire la variation de la pression interstitielle dans un barrage en terre d'après Bonelli (2007).....	20
Figure 2- 1	Représentation des frontières.....	26
Figure 2- 2	Le schéma du système considéré pour la représentation de la solution exacte.....	30
Figure 2- 3	Exemples des courbes des valeurs des paramètres α_{12} et η_{12} pour la distance adimensionnelle $\bar{x}=0.33$	37
Figure 3- 1	Représentation schématique des modèles modélisés numériquement.....	42
Figure 3- 2	Représentation des frontières du modèle de simulation numérique.....	44
Figure 3- 3	Approximation d'un fragment de mesures de la température de l'air du canal d'Oraison avec le polynôme trigonométrique.....	46
Figure 3- 4	Sollicitations thermique du côté aval et amont appliqués aux cas des sollicitations bilatérales du système.....	46
Figure 3- 5	Comparaison de la réponse impulsionnelle du système calculée d'après de la solution exacte (2.36) et du modèle retard exponentielle (2.37) dans l'échelle du nombre de Péclet _{ex} de 0 à 100. Le temps adimensionnel \bar{t} est défini par l'équation (2.28)......	56
Figure 3- 6	Exemples d'instabilité de la solution exacte calculé d'après l'équation (2.36) pour A) $Pe_{ex}=100$, $\bar{x}=0.9$, B) $Pe_{ex}=1000$, $\bar{x}=0.1$. Le temps adimensionnel \bar{t} est défini avec l'équation (2.28)......	57
Figure 3- 7	Comparaison des réponses indicielles du système pour un pas indiciel de température sur la frontière amont pour les nombres de Péclet _{ex} différents. Le temps adimensionnel \bar{t} est défini avec l'équation (2.28). \bar{x} est la distance adimensionnelle.....	58
Figure 3- 8	Comparaison des réponses indicielles du système pour un pas indiciel de température sur la frontière aval pour des nombres de Péclet _{ex} différents. Le temps adimensionnel \bar{t} est défini avec l'équation (2.28). \bar{x} est la distance adimensionnelle.....	59
Figure 3- 9	Comparaison entre les réponses du système sous sollicitation thermique sinusoïdale à la frontière amont calculées avec la solution exacte avec le modèle retard dont les paramètres sont calculés à partir des solutions exactes, pour les nombres de Péclet _{ex} différents. \bar{x} est la distance adimensionnelle.....	62
Figure 3- 10	Valeurs des nombres de Péclet _a ainsi que Péclet _η calculés pour la sollicitation thermique sinusoïdale du côté amont pour les nombres de Péclet _{ex} différents.....	65
Figure 3- 11	Comparaison entre les réponses du système sous sollicitation thermique sinusoïdale à la frontière aval pour les paramètres du modèle retard calculés des solutions exactes et pour les nombres de Péclet _{ex} différents.....	68

Figure 3- 12 Les valeurs du nombre Péclet _a ainsi que Péclet _η calculés pour la sollicitation thermique sinusoidale du côté aval pour les nombres de Péclet _{ex} différents.....	71
Figure 3- 13 Valeurs des nombres de Péclet _a ainsi que Péclet _η calculés pour la sollicitation thermique bilatérale pour les nombres de Péclet _{ex} différents.....	76
Figure 4- 1 Bassin expérimental à Aix-en-Provence.....	82
Figure 4- 2 Coupe type d'une digue constitutive du bassin (Guidoux, 2008 ; EWG, 2007)	83
Figure 4- 3 Vue de dessus du bassin, avec les fuites artificielles. Les fuites sont désignées par LXY, X désignant la face (E, S, etc.) et Y le numéro de la fuite sur la face, compté dans le sens des aiguilles d'une montre (Guidoux, 2008 ; EWG, 2007).....	83
Figure 4- 4 Exemples de la reproduction des données brutes par le modèle, selon les valeurs initiales des paramètres α et η	85
Figure 4- 5 Résultats d'analyse des séries de température en fonction	91
Figure 4- 6 Résultats d'analyse des séries de la température en fonction	93
Figure 4- 7 Résultats d'analyse des séries de la température en fonction	95
Figure 4- 8 Exemples de séries de température en différents points le long de la face Est et leur reproduction avec le modèle retard	97
Figure 4- 9 Exemples de données brutes avant et après le filtrage ainsi que leur modélisation avec le modèle retard.	98
Figure 4- 10 Résultats de l'analyse des séries de température en fonction.....	99
Figure 4- 11 Résultats de l'analyse des séries de température en fonction.....	101
Figure 4- 12 Résultats de l'analyse des séries de température en fonction.....	103
Figure 4- 13 Profil type du canal d'Oraison (Guidoux, 2008).....	105
Figure 4- 14 Schéma de principe de la disposition de la fibre optique sur le canal d'Oraison (Guidoux, 2008)	106
Figure 4- 15 Exemple d'analyse avec le modèle retard à deux ou quatre paramètres	107
Figure 4- 16 Comparaison de la température de l'air et de la température de la fibre optique dans la zone de la fibre de 700 m à 830 m.....	108
Figure 4- 17 Résultats de l'analyse des températures du canal Oraison avec le modèle retard, distance de 700 m à 1100 m,.....	109
Figure 4- 18 Résultats de l'analyse des températures du canal Oraison avec le modèle retard, distance de 700 m à 1100 m,.....	111
Figure 4- 19 La température de la fibre optique au droit de l'ovoïde situé à 858 m et dans la zone d'influence significative de la température de l'eau située à 908 m.	114
Figure 5- 1 : Représentation schématique des cas d'érosion régressive considérés selon le type d'ouvrage.....	120
Figure 5- 2 : Représentation schématique géométrique du domaine modélisé.....	120
Figure 5- 3 : Comparaisons des valeurs de la température dans l'axe du cylindre, pour les différents modèles de l'écoulement turbulent ainsi que pour le modèle laminaire de Navier-Stokes, appliqués dans le conduit.....	125
Figure 5- 4 : Exemple du champ de distribution de la pression (hPa) ainsi que du champ de la vitesse (ms ⁻¹) de l'écoulement correspondant.	128
Figure 5- 5 : Exemple de l'analyse graphique des mesures de la température dans les ouvrages hydrauliques en terre. A gauche, $T_{i,j}^c$ et à droite $T_{i,j}^*$. i varie de 0 à 200 m, j de 0 à 8 m.	130
Figure 5- 6 : Schéma d'extraction de l'influence thermique du trou dans une section amont aval.	131

Figure 5- 7 : Exemple de passage du front thermique dans le domaine poreux. $D_h= 4 \cdot 10^5 \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$, $Pe=100$, Maillage type IV, $l_c=50\text{cm}$, $r_c=5\text{cm}$	133
Figure 5- 8 : Exemples du champ des vecteurs de la vitesse d'écoulement dans le milieu poreux. $D_h= 4 \cdot 10^6 \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$, $Pe=10$, Maillage type III, $l_c=500 \text{ cm}$, $r_c=0.5 \text{ cm}$	135
Figure 5- 9 : Vecteurs de la vitesse d'écoulement dans le milieu poreux et dans le conduit. $D_h= 4 \cdot 10^6 \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$ ($Pe=10$), Maillage type III, $l_c=500 \text{ cm}$, $r_c=0.5 \text{ cm}$	136
Figure 5- 10 : Les différences thermiques pour différentes longueurs du trou et différentes valeurs du nombre de Péclet, obtenues dans les modélisations stationnaires. L'écart de T° entre l'entrée et la sortie du système égal à 20°C . Maillage type III, $r_c=0,5 \text{ cm}$	137
Figure 5- 11 : Valeurs maximales de la déficience de l'influence de la température d'entrée en fonction d'une longueur adimensionnelle du conduit $l' = l_c / L$. Modélisations stationnaires. Différence de température entre l'entrée et la sortie du système égal à 20°C . $D_h= 4 \cdot 10^6 \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$, $Pe=10$	139
Figure 5- 12 : Différences thermiques entre le système sans et avec le trou, comparés aux points arbitrairement choisis du système, pour la modélisation du passage du pas de la température de 5°C à 25°C . Maillage du type IV, $L=1\text{m}$, $l_c=0.5\text{m}$. $D_h= 4 \cdot 10^4 \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$, $Pe=1000$	140
Figure 5- 13 : Différences thermiques entre le système sans et avec le trou, comparés aux points arbitrairement choisis du système, pour la modélisation du passage du pas de la température de 5°C à 25°C . Maillage du type IV, $L=1\text{m}$, $l_c=0.5\text{m}$. $D_h= 4 \cdot 10^5 \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$, $Pe=100$	141
Figure 5- 14 : Différences thermiques entre le système sans et avec le trou, comparés aux points arbitrairement choisis du système, pour la modélisation du passage du pas de la température de 5°C à 25°C . Maillage du type IV, $L=1\text{m}$, $l_c=0.3 \text{ m}$. $D_h= 4 \cdot 10^4 \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$, $Pe=1000$	142
Figure 5- 15 : Différences thermiques entre le système sans et avec le trou, comparées aux points arbitrairement choisis du système, pour la modélisation du passage du pas de la température de 5°C à 25°C . Maillage du type IV, $L=1\text{m}$, $l_c=0.3 \text{ m}$. $D_h= 4 \cdot 10^5 \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$, $Pe=100$	143
Figure 5- 16 : Déplacement horizontal du point de l'influence négative maximale de la température d'entrée. Modélisations stationnaires. Gradient thermique entre l'entrée et la sortie du système égal à 20°C . Maillage du type II.....	144
Figure 5- 17 : Déplacement vertical du point d'influence négative maximale de la température d'entrée. Modélisations stationnaires. Gradient thermique entre l'entrée et la sortie du système égal à 20°C . Maillage du type II.....	145
Figure 5- 18 : Valeurs maximales de la différence de température entre le système sans et avec le trou, à la sortie du trou, en fonction du rayon du trou. Modélisation stationnaire. Les températures des limites amont et aval du système valent 25°C et 5°C respectivement. Maillage de type II.....	148
Figure 5- 19 : Différences adimensionnelles de la température (5.13), calculées à la sortie du trou en fonction de la longueur adimensionnelle du trou. $r_c=5\text{mm}$. Modélisation stationnaire.....	149
Figure 5- 20 : Différences adimensionnelles de la température (5.15), calculées à la sortie du trou en fonction de la longueur adimensionnelle du trou. Modélisation transitoire. Valeurs minimale et maximale d'échelon de la température égales à 5°C et 25°C , respectivement. Maillage du type IV. $r_c=0.5\text{cm}$	151
Figure 5- 21 : Variations de la température calculée dans l'axe du système sans le trou.....	152
Figure 5- 22 : Variations de la température calculée dans l'axe du système avec le trou.....	152

LISTE DES TABLES

<i>Tableau 3- 1 Caractéristiques géométriques des maillages pour les modélisations numériques du problème d'écoulement de Darcy saturé.....</i>	<i>43</i>
<i>Tableau 3- 2 Paramètres physiques de la matrice solide et du liquide, appliqués pour les simulations numériques.....</i>	<i>48</i>
<i>Tableau 3- 3 Les valeurs choisies du nombre de Péclet et les valeurs correspondantes de la perméabilité intrinsèque utilisées dans les modélisations numériques, calculées pour le domaine homogène.....</i>	<i>49</i>
<i>Tableau 3- 4 Influence de la valeur du critère de convergence d'énergie sur l'écart des résultats des calculs avec la modélisation stationnaire pour un écart de température de 20°C.....</i>	<i>51</i>
<i>Tableau 3- 5 Influence de la valeur de la porosité sur l'écart entre les résultats des calculs avec la modélisation stationnaire pour un écart de température de 20°C (critère de convergence d'énergie égal à 10^{-10}).....</i>	<i>52</i>
<i>Tableau 3- 6 Valeurs des critères de convergence appliqués aux simulations numériques.....</i>	<i>52</i>
<i>Tableau 3- 7 Résultats d'analyse des réponses thermiques du système modélisé sous sollicitation sinusoïdale thermique du côté amont pour les nombres de Péclet_{ex} différents.....</i>	<i>64</i>
<i>Tableau 3- 8 Résultats d'analyse des réponses thermiques du système modélisé sous sollicitation sinusoïdale thermique du côté aval pour des nombres de Péclet_{ex} différents.....</i>	<i>70</i>
<i>Tableau 3- 9 Résultats d'analyse des réponses thermiques du système modélisés.....</i>	<i>74</i>
<i>Tableau 3- 10 Les valeurs de la perméabilité intrinsèque choisies pour les modélisations du système à trois couches ainsi que la valeur de la vitesse d'écoulement de l'eau dans l'axe de la couche centrale.....</i>	<i>78</i>
<i>Tableau 3- 11 Comparaison des valeurs de la vitesse de Darcy obtenues par la modélisation numérique, avec le modèle retard et avec la méthode d'amplitude.....</i>	<i>78</i>
<i>Tableau 3- 12 Les résultats d'analyse obtenus avec le modèle retard pour le système à trois couches ...</i>	<i>79</i>
<i>Tableau 3- 13 Les résultats d'analyse obtenus avec le modèle d'amplitude pour le système à trois couches.....</i>	<i>79</i>
<i>Tableau 4- 1 Débits de fuite maximum mesurés entre septembre et novembre 2006 (Guidoux 2008).....</i>	<i>84</i>
<i>Tableau 5- 1 : Caractéristiques géométriques des maillages avec le conduit et leur application au type de modélisation.....</i>	<i>121</i>
<i>Tableau 5- 2 Valeurs de la température imposées sur les limites amont et aval du système pour les modélisations stationnaires.....</i>	<i>127</i>
<i>Tableau 5- 3 : Diffusivité et perméabilité intrinsèque utilisées dans les modélisations d'un système avec conduit.....</i>	<i>129</i>
<i>Tableau 5- 4 Résultats d'analyse impulsionnelle des températures mesurées dans l'axe du système sans le trou, en fonction de la distance précise.....</i>	<i>154</i>
<i>Tableau 5- 5 Résultats d'analyse impulsionnelle des températures mesurées dans l'axe du système avec le trou, en fonction de la distance précise.....</i>	<i>154</i>

SYMBOLES LATINS

c_s	Chaleur spécifique de la phase solide	[J kg ⁻¹ K ⁻¹]
c_f	Chaleur spécifique de la phase liquide	[J kg ⁻¹ K ⁻¹]
C	Capacité calorifique volumique du sol diphasique	[J m ⁻³ K ⁻¹]
C_f	Capacité calorifique volumique de la phase liquide	[J m ⁻³ K ⁻¹]
C_s	Capacité calorifique volumique de la phase solide	[J m ⁻³ K ⁻¹]
D	Diffusivité thermique	[m ² s ⁻¹]
D_H	Diffusivité hydraulique	[m ² s ⁻¹]
\vec{F}	Contribution des forces extérieures au fluide	[kg m ⁻² s ⁻²]
g	Accélération de la pesanteur	[m s ⁻²]
h	Réponse impulsionnelle	[-]
h_1	Réponse impulsionnelle à la sollicitation thermique de la frontière amont du système	[-]
h_2	Réponse impulsionnelle à la sollicitation thermique de la frontière aval du système	[-]
h_θ	Coefficient d'échange thermique	[W m ⁻² K ⁻¹]
H	Epaisseur de la couche plus perméable	[m]
k	Conductivité hydraulique	[ms ⁻¹]
$\frac{K_H}{l_C}$	Perméabilité intrinsèque	[m ²]
l_C	Longueur du conduit	[mm]
L	Longueur du système	[m] ou [mm]
M_K	K-ème moment temporel	[-]
n	Porosité	[-]
p	Pression	[Pa]
P_0	Pression initiale	[K]
P^{Dam}	Pression imposée sur la frontière amont du système	[Pa]
P^{Dav}	Pression imposée sur la frontière aval du système	[Pa]
Pe	Nombre de Péclet	[-]
Pe_{ex}	Nombre de Péclet défini <i>a priori</i> pour les données brutes	[-]
Pe_α	Nombre de Péclet calculé d'après la valeur du paramètre α	[-]
Pe_η	Nombre de Péclet calculé d'après la valeur du paramètre η	[-]
q	Vitesse de Darcy de l'écoulement de l'eau	[m s ⁻¹]
q_h	Flux thermique	[W m ⁻²]
q_θ	Flux de chaleur surfacique normale à la surface	[W m ⁻²]
q_H	Débit fluide par unité de surface	[m ³ s ⁻¹ m ⁻²]
r_C	Rayon du conduit	[mm]

R	Rayon du système	[m]
R^2	Coefficient de la détermination	[-]
s	Saturation	[-]
\bar{t}	Temps adimensionnel	[-]
t_d	Temps du retard du passage du signal thermique	[s]
T	Température	[K]
T'	Température adimensionnelle du modèle d'amplitude	[-]
$T_{\max,0}, T_{\min,0}$ et $T_{\max,1}, T_{\min,1}$	Valeurs extrêmes maximale et minimale de la température pendant un cycle annuel, respectivement de la retenue et du point de prise de la température	[°C]
$u(t)$	Fonction de Heaviside	[-]
v	Vitesse locale d'écoulement de l'eau	[m s ⁻¹]
v_θ	Vitesse du front thermique advectif	[ms ⁻¹]
V	Vitesse moyenne	[ms ⁻¹]
x'	Distance adimensionnelle du modèle d'amplitude	[-]
\bar{x}	Distance adimensionnelle	[-]

SYMBOLES GRECS

α	Amortissement du signal	[-]
$\delta(t)$	Fonction de Dirac	[-]
$\underline{\underline{\tau}}$	Tenseur des contraintes visqueuses	[Pa]
λ	Conductivité thermique du sol diphasique	[W m ⁻¹ K ⁻¹]
λ_{eff}	Conductivité effective	[W m ⁻¹ K ⁻¹]
λ_f	Conductivités thermiques de la phase liquide	[W m ⁻¹ K ⁻¹]
λ_s	Conductivités thermiques de la matrice solide du sol	[W m ⁻¹ K ⁻¹]
η	Temps caractéristique du transport du chaleur	[-]
θ_0	Température initiale	[K]
θ_e	Température imposée sur la frontière amont du système	[K]
θ_s	Température imposée sur la frontière aval du système	[K]
κ	Energie turbulente cinétique	[m ² s ⁻²]
μ	Viscosité dynamique	[kg m ⁻¹ s ⁻¹]
μ_t	Viscosité dynamique turbulente	[kg m ⁻¹ s ⁻¹]
ν_c	Viscosité cinématique	[m ² s ⁻¹]
ρ_f	Masse volumique du fluide	[kg m ⁻³]
ρ_s	Masse volumique du solid	[kg m ⁻³]

Introduction

L'objectif de ce travail de thèse est la contribution à la possibilité d'identification des fuites, ainsi que des paramètres physiques du milieu thermo-hydraulique du corps d'ouvrages hydrauliques en terre, par l'analyse des mesures de la température naturelle du remblai.

L'érosion interne est le danger le plus important pour la sécurité des ouvrages hydrauliques en terre, pouvant provoquer leur rupture complète. Un des buts principaux de leur surveillance est l'identification de ce processus et la prévision de sa cinétique. Le développement des processus érosifs est lié au changement des paramètres physiques du milieu poreux, particulièrement de ses paramètres hydrauliques. Ceux-ci influencent la vitesse d'écoulement de l'eau dans le remblai. En conséquence, l'identification des fuites dans le remblai est un des principaux modes d'identification des processus érosifs.

Il y a plusieurs méthodes d'auscultation des ouvrages hydrauliques en terre, dépendant des paramètres physiques du milieu poreux observé. Parmi ces méthodes, l'analyse thermométrique du corps d'ouvrage est considérée comme la méthode la plus simple, efficace et relativement bon marché, pour caractériser les zones d'écoulement importantes. Dans certaines situations, elle permet même de calculer la vitesse d'infiltration de l'eau. Un grand avantage de cette méthode est la possibilité d'utilisation de la fibre optique comme capteur de température. Grâce à cela, les mesures peuvent être réalisées sur de longues distances, avec une bonne précision pour un seul capteur et une seule calibration.

Cependant, la thermométrie des ouvrages hydrauliques en terre souffre de lacunes importantes. Il n'existe aucun modèle qui permette d'analyser les températures mesurées dans la partie partiellement saturée de l'ouvrage, ainsi que d'analyser les températures mesurées dans la zone saturée aval d'ouvrage, qui sont influencées par la température de l'air côté aval.

L'autre question traitée, et encore sans réponse, est l'influence d'un des processus de l'érosion interne, l'érosion régressive, sur la température du milieu poreux qui l'entoure. Ce problème est important, surtout en considérant que la cinétique de ce processus peut être extrêmement rapide.

Au cours de ce rapport nous appliquerons le modèle de la réponse impulsionnelle (modèle retard) au problème diffusif/advectif du transport de la chaleur et de l'eau dans le remblai pour détecter des fuites, par des mesures de la température dans les parties saturée et non saturée de sa structure. Nous prendrons en compte l'influence thermique des températures de l'eau ainsi que de l'air. Nous présenterons une solution exacte pour les paramètres du modèle retard qui permet de calculer la vitesse d'écoulement dans le milieu poreux homogène saturé.

Une partie de ce rapport est consacrée à la description de l'influence thermique de l'érosion régressive, dans la forme du conduit, sur le milieu thermo-hydraulique du sol saturé, ainsi qu'à l'identification de ses paramètres caractéristiques.

Le premier chapitre décrit le contexte général dans lequel s'inscrit ce travail de thèse. Le modèle retard ainsi que les solutions exactes pour ces paramètres sont décrits dans le chapitre 2. Le chapitre 3 contient la validation du modèle et celle de la possibilité des calculs de la vitesse d'écoulement dans le milieu poreux saturé en utilisant la solution exacte originale ainsi que les simulations numériques. L'application du modèle pour l'analyse des séries de mesures de température, réalisées dans le milieu partiellement saturé de deux ouvrages réels, est présentée dans le chapitre 4.

Le chapitre 5 est consacré à la description de l'influence thermique du trou présent dans le remblai, et à l'identification de ses paramètres caractéristiques. Cette caractérisation est ensuite complétée par un exemple d'analyse de la température sur l'exutoire du trou.

Cette thèse a été réalisée dans la cadre de la convention de co-tutelle entre l'Ecole Polytechnique de Cracovie (Pologne), l'ENGREF (France) ainsi que le CEMAGREF (Centre national du Machinisme Agricole, du Génie Rural, des Eaux et des Forêts) d'Aix-en-Provence (France).

Ce travail fait partie du projet de recherche « Safedyke » (initié en 2003 sous le nom de « Hydrodetect ») qui concerne la problématique de la gestion et du diagnostic des ouvrages hydrauliques en terre. Il est réalisé dans le cadre d'un consortium européen d'entreprises, d'institutions et de laboratoires différents, dont fait aussi partie, entre autres, le CEMAGREF d'Aix-en-Provence.

Les résultats de notre travail ne tombant pas sous le coup de la confidentialité, ont été présentés et publiés par le biais du Groupe Européen du Travail sur l'Erosion Interne du Comité Européen des Grandes Barrages dans les années 2007 et 2008.

Chapitre 1

Analyse bibliographique et position du problème

Pour assurer le bon fonctionnement et la sécurité des barrages et les digues, il est nécessaire d'analyser les séries des mesures obtenues à partir de leurs systèmes d'auscultation. Les points les plus importants en ce qui concerne leur surveillance, sont la prévision et la détection du développement des processus d'érosion dans le corps et dans les fondations de l'ouvrage. L'érosion interne provoque des variations de l'écoulement de l'eau dans le milieu. La connaissance de celles-ci permet d'identifier l'érosion interne.

Une des méthodes d'identification des fuites qui a déjà prouvé son efficacité, est la thermométrie sur les ouvrages hydrauliques en terre. Le développement de la méthode des mesures de la température par fibre optique permet de réaliser des mesures sur de longues distances linéaires avec une bonne précision, et pour un coût relativement bas. Ces mesures sont bien adaptées pour les ouvrages hydrauliques.

Parallèlement, il existe des méthodes d'analyse des séries de température qui permettent d'identifier des zones d'écoulement plus important ou même, qui permettent de calculer la vitesse Darcy.

Cependant, ces méthodes ont des problèmes de fiabilités qui limitent significativement leur application, particulièrement pour les zones proches de la face aval, et pour les zones non saturées.

Dans la littérature, il n'existe pas de publications qui décrivent l'influence thermique dans le cas important de l'érosion interne : l'érosion régressive. Cela peut conduire à des interprétations incorrectes des résultats de l'analyse thermique.

1.1 Erosion interne et le problème de la sécurité des ouvrages hydrauliques en terre

La rupture d'un barrage (surtout d'un grand barrage) est un risque bien connu pour la société. Dans le monde entier il y a environ 300 000 barrages, dont 20 000 grands barrages (selon la définition du Comité Internationale des Grands Barrages), et ce, sans tenir compte du cas de la Chine (de l'ordre de 20 000 de plus). Les barrages en terre constituent 70% des barrages existants (ICOLD, 1995).

Pareillement, les milliers de kilomètres de digues de protection contre les crues, des digues des canaux d'alimentation en eau et les digues des canaux de navigation créent un risque important pour la société. La longueur totale des digues en France est égale à environ 20 000 km (Wolf *et al.*, 2004). Les importants dégâts causés par des nombreuses ruptures des digues contre les inondations dans différents pays en Europe à la fin des années 90 et au début du nouveau siècle (p.ex. en Pologne en 1997 ou en France en 2001) montrent l'échelle de ce problème.

On constate que le risque majeur pour la sécurité des ouvrages hydrauliques en terre est l'érosion interne (EWG, 2007 ; Charles, 2001; Fry *et al.* 1997).

Dans les paragraphes ci-dessous, nous décrivons les définitions et les informations les plus importantes liées au phénomène de l'érosion interne, elles seront ensuite utilisées dans les parties suivantes de ce rapport. Pour avoir plus de détails concernant tous les aspects de ce sujet on se référera au Rapport Intermédiaire du Groupe Européen de Comité International des Grands Barrages (EWG, 2007).

L'érosion interne est définie comme l'entraînement vers l'aval des particules constitutives du remblai ou de la fondation sous l'action d'un écoulement provenant de la retenue ou de la nappe. D'après EWG (2007) on distingue : l'érosion de la fuite concentrée, l'érosion régressive, la suffusion et l'érosion du contact.

La première, *l'érosion de la fuite concentrée*, se présente dans les fissures déjà existantes, dans le remblai ou dans la fondation.

L'érosion régressive concerne le détachement des particules du sol par l'écoulement de l'eau vers la face libre (par exemple la face aval de l'ouvrage entre son corps et l'air, ou la surface entre le drainage et le noyau). L'érosion régressive, ainsi que l'érosion de la fuite concentrée peuvent finalement avoir une forme de tuyau qui traverse tout l'ouvrage ou qui se développe dans le corps vers la face amont, son exutoire aval imposé est sur la face libre. Le processus du développement de ce tuyau ou parfois directement le tuyau lui-même sont nommés « le renard » en français, ce qui est mieux explicité par « piping » en anglais.

La suffusion est une érosion sélective; les particules fines de la matrice solide, sont entraînées, mais pas les éléments grossiers qui forment le squelette.

Par l'érosion du contact, on entend l'érosion d'un matériau solide à l'interface d'un matériau grossier et d'un matériau fin.

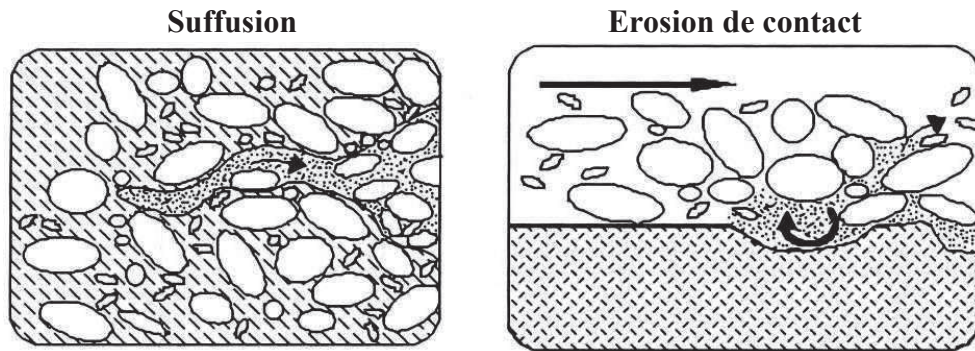


Figure 1- 1 La suffusion et l'érosion du contact d'après Fry et al. (1997)



Figure 1- 2 Renard (crédit photo Nadia Benhamed, Stéphane Bonelli, Droits Réservés Cemagref)

L'évolution de l'érosion interne peut avoir pour résultat la rupture de l'ouvrage. D'après Foster *et al.* (2000), la suffusion ou l'érosion de contact peuvent augmenter les pressions interstitielles, ce qui forme une zone instable à l'aval du barrage ou de la fondation. Elles peuvent aussi provoquer l'entraînement de matériaux et conduire à un effondrement.

Par contre, le renard crée une galerie dans le remblai. Il provoque un décompactage du sol autour de la galerie, et l'augmentation du gradient hydraulique dans la partie amont du noyau. Cela cause un écoulement encore plus fort et le développement du processus jusqu'à la rupture d'ouvrage par brèche. Le renard peut aussi conduire indirectement à un scénario de rupture; le développement d'un renard dans le remblai peut causer la saturation du talus aval, et initier un glissement de talus.

En conséquence, « la question principale qui se pose à l'exploitant, qui détecte une anomalie symptomatique d'une augmentation des fuites, est de savoir s'il a le temps d'intervenir pour éviter la rupture » (Fry *et al.* 1997). Une fois détecté un cas d'érosion, on cherche donc à connaître sa cinétique.

Pour bien surveiller les ouvrages hydrauliques on utilise des méthodes différentes qui permettent d'obtenir des informations sur les aspects physiques des processus qui se

développent dans le corps et la fondation et qui sont liés particulièrement à l'érosion interne et à l'écoulement. Leur choix et l'échelle de leur application dépendent de conditions différentes. Normalement c'est un équilibre entre la nécessité de posséder une image la plus précise et la plus claire du problème et de prévoir son évolution dans le futur, et les coûts de la réalisation d'auscultation, d'analyse du risque et finalement du respect des normes technique de chaque pays.

Par la « méthode » on comprend l'ensemble des prélèvements des données ainsi que leur analyse. Si on peut obtenir des données de bonne qualité mais que la méthode utilisée pour leur analyse n'est pas efficace, ou à l'inverse, si une méthode analysée est bien développée mais qu'il est difficile d'obtenir des données de qualité, les études pouvant être réalisées ne sont pas utilisables.

Il existe des méthodes qui se caractérisent par l'application périodique qui permet d'observer le changement des processus en temps dans le milieu investigué. Dans ce groupe on utilise le plus souvent : les mesures des niveaux piézométriques, des pressions interstitielles, des débits des exutoires de drainage, ainsi que le déplacement et les contraintes dans le corps et entre les différents éléments du corps d'ouvrage. On installe de plus en plus souvent des capteurs de température, particulièrement en Suède, en Allemagne et en France.

D'autres méthodes sont utilisées spontanément en cas de nécessité, par exemple l'injection d'un traceur chimique ou radioactif. Parfois, la même méthode peut être utilisée soit régulièrement, soit exceptionnellement, ceci dépendant des conditions.

Une description détaillée de ce sujet qui est en fait un état de l'art de la surveillance des ouvrages hydraulique est présentée dans de nombreux livres et articles. On énumère ici seulement quelques uns : Degoutte G. (1997), Fauchard C., Mériaux P. (2005), EWG (2007).

L'analyse de ces publications montre qu'il est nécessaire de développer la méthode qui permettrait :

- a) l'identification des processus érosifs au début de leur développement ;
- b) une claire interprétation des résultats ;
- c) une simple application ;
- d) une utilisation régulière ;
- e) une analyse relativement rapide des mesures réalisées ;
- f) l'installation des capteurs et la réalisation des mesures pour un coût financier peu élevé ;
- g) une application sur des distances longues (digues), qui pourrait être utilisée par des systèmes automatiques d'analyse des mesures (signalisation par alarme d'un problème identifié).

1.2 Introduction à l'utilisation de la température pour l'analyse des écoulements de l'eau

1.2.1 La description historique du développement de la thermométrie des ouvrages hydrauliques en terre

Les méthodes thermométriques profondes sont employées en géothermiques depuis plusieurs décennies pour les aquifères profonds (Fry *et al.*, 1997).

Malgré le développement des méthodes de thermodétection depuis la fin des années cinquante jusqu'à la fin des années soixante-dix, la mise en application de ces méthodes à l'auscultation des barrages n'a pas donné des résultats satisfaisants. Au début des années quatre-vingt, il est montré que ces méthodes peuvent être utilisées pour identifier l'écoulement dans le corps et dans la fondation des barrages en terre (Johansson, 1997).

Depuis le milieu des années quatre-vingt, on a commencé à effectuer des mesures régulières de températures sur les barrages en terre et les digues choisis dans quelques pays. Ces travaux ont commencé en Suède (Johansson, 1991), en Allemagne (Dornstädter, 1997), et au Canada (Konrad *et al.*, 2000). En même temps, deux familles différentes de méthodes de mesure et d'interprétation de ces mesures thermométriques ont été développées: les méthodes passives (Fry *et al.* 1997; Johansson 1997) et les méthodes actives (Dornstädter, 1997). Les premières s'appuient sur les mesures de la température naturelle dans le corps d'ouvrage hydraulique en terre. Elles sont ensuite analysées en fonction des températures soit de l'eau soit de l'air ou des deux ensembles. Par contre, dans le cas des méthodes actives, on analyse la dissipation de la chaleur qui est introduite artificiellement dans le corps de l'ouvrage en terre.

A la fin des années 1990, on a commencé à utiliser des fibres optiques comme capteurs de température pour mesurer les températures dans les corps des ouvrages hydrauliques en terre (Aufleger *et al.*, 2000; Johansson, 2000).

1.2.2 Processus hydrothermiques liés aux ouvrages hydrauliques en terre

Le remblai en terre et la nappe d'eau qui coule dans les pores ou les fissures constitue le milieu composé hydrothermique. A l'échelle macroscopique d'un remblai, on peut énumérer les processus suivants qui sont liés à la détermination et à la répartition du champ thermique dans le corps de l'ouvrage hydraulique en terre qui est en charge (réservoir du coté amont) :

- la conduction thermique – décrite par la loi de Fourier

$$\vec{q}_h = -\lambda \vec{\nabla} T \quad (1.1)$$

où : \vec{q}_h - le flux thermique [$\text{J m}^{-2} \text{s}^{-1}$]
 λ - la conductivité thermique du sol diphasique [$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$]

- l'advection – le transport de la chaleur dans la masse de l'eau. Elle est liée directement à l'écoulement de l'eau. Si la vitesse d'écoulement est nulle,

l'advection est nulle. L'équation (2.5) de la conservation d'énergie avec le terme qui décrit l'advection de la chaleur est traitée au chapitre 2.1

- La dispersion thermomécanique - est liée à la fluctuation de la vitesse et de la température dans l'espace des pores à cause de la présence des particules et du système poreux connecté. Les valeurs du coefficient de la dispersion thermique sont négligeables devant les valeurs du coefficient de la diffusion thermique dans une plage de valeur de vitesse d'écoulement beaucoup plus grande que pour le coefficient de dispersion hydraulique devant le coefficient de diffusion hydraulique (Bear 1972).
- Les processus liés au gel - les processus liés au gel concernent une partie superficielle du barrage. Normalement son influence sur les températures dans le barrage est faible, néanmoins dans les cas particuliers, il doit être pris en considération, soit pour les ouvrages localisés plus au nord (par exemple en Norvège), soit pour les ouvrages d'altitudes. On peut trouver plus d'informations la rôle de gel sur les ouvrages hydrauliques en terre dans le rapport EWG (2007).

Les conditions aux limites aux frontières de l'ouvrage (faces aval, amont et la crête), sont déterminées en principe par les charges hydrauliques (les niveaux de l'eau amont et aval, la pluie) et les conditions thermiques imposées (la température de l'eau dans le réservoir et la température de l'air). Cependant les processus suivants jouent aussi un rôle important :

- La convection de l'air et de l'eau - L'air autour du barrage ainsi que l'eau dans le réservoir bougent en permanence. Leur mouvement convectionnel le long des faces d'ouvrage change la répartition de la température de ces surfaces. Le coefficient qui décrit cette influence est le coefficient de convection h (2.14) défini dans le chapitre 2.2.
- Le rayonnement - L'influence de rayonnement du soleil ou de l'atmosphère est significative mais elle est limitée aux parties superficielles du corps du barrage. Par contre, elle est très importante pour la répartition de la température dans les réservoirs peu profonds ou dans la couche proche de la surface pour les réservoirs plus profonds (Hall et Saidu 2005).

1.2.3 La viscosité et le couplage thermique de l'eau et de la chaleur

Le transport de la chaleur et du fluide est un phénomène de couplage. En admettant l'homogénéité chimique ainsi que l'incompressibilité du fluide, la variation de la densité et de la viscosité du fluide dépend seulement de la température. Prenant en compte l'influence de la variation de la température sur la viscosité, et l'influence de l'écoulement de l'eau sur le transport de la chaleur, on peut distinguer trois types de couplage:

- Le couplage négligeable - Le flux du fluide est faible et le flux d'advection est négligeable en le comparant au flux de conduction.

- « Une direction » couplage - Le flux du fluide affecte le transport de la chaleur (advection). De l'autre côté, pour les petites variations de la température, l'influence de la température sur l'écoulement de l'eau est négligeable. Ce cas est appelé « la convection forcée »
- Le couplage plein - Le flux du fluide affecte le transport de la chaleur (advection), et la température affecte l'écoulement par la variation de la viscosité. La «convection naturelle» dans la retenue est un bon exemple de ce couplage.

1.3 Résumé des travaux sur les méthodes passives de l'analyse de température

1.3.1 Rôle principal du nombre de Péclet dans l'application des méthodes passives

Les méthodes passives d'analyse de la température s'appuient sur l'analyse du champ thermique des températures « naturelles », mesurées dans le corps de l'ouvrage hydraulique en terre. Ce champ est formé par les charges et les processus énumérés dans le sous-chapitre 1.2.2. Cependant, parmi ces processus la relation entre le transport de la chaleur par conduction et par advection joue le rôle le plus important. Cette relation est décrite par le nombre de Péclet thermique (Domenico et Palciauskas, 1973):

$$Pe = \frac{C_f q L}{\lambda} = \frac{\text{advection}}{\text{conduction}} \quad (1.2)$$

où : C_f - la capacité calorifique volumique de la phase fluide [$\text{J m}^{-3} \text{K}^{-1}$]

q - la vitesse de Darcy de l'écoulement de l'eau [m s^{-1}]

L - la longueur du système [m]

λ - la conductivité thermique du sol diphasique [$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$]

Pour les valeurs faibles du nombre de Péclet inférieures à 1, le transport de la chaleur par conduction est prépondérant. Cependant il est lent si l'on compare avec le transport de la chaleur par advection. Si la vitesse de l'eau augmente (pour la même longueur L), le nombre de Péclet augmente aussi. Pour un nombre de Péclet de l'ordre 10, la domination de l'advection est significative et elle est visible dans la répartition de la température donc aussi dans la configuration des isothermes.

En pratique, cela signifie que le champ thermique dans le corps de l'ouvrage résulte en principe de ces deux processus. Dans le cas de la zone de fuite préférentielle, les vitesses de l'eau sont plus rapides, donc plus de chaleur est transportée avec la masse de l'eau et en conséquence, elle influence le champ thermique intérieur de l'ouvrage. Bien évidemment, on peut identifier des différences dans la répartition de la température entre les zones du transport de chaleur par conduction et par advection ainsi que entre deux zones avec des intensités d'advection différentes.

Sur la Figure 1- 3 on présente un exemple de coupe longitudinale d'une digue en terre avant et après l'apparition d'une fuite importante.

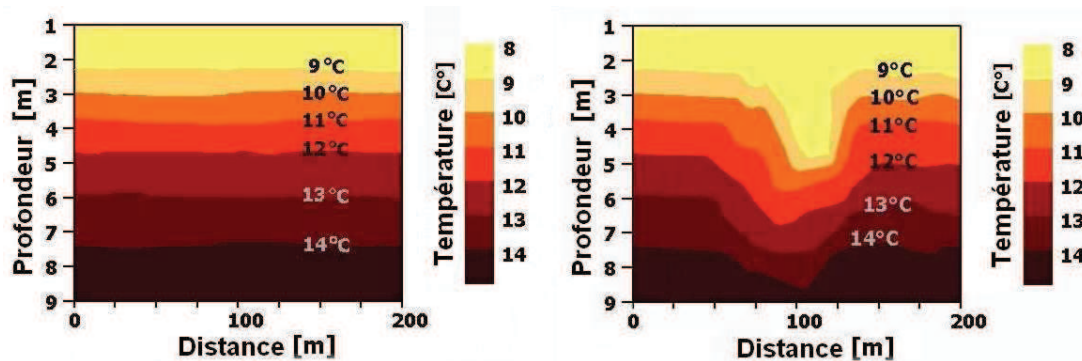


Figure 1- 3 Exemple de la coupe thermométrique dans un remblai avec le transport de la chaleur. A gauche advection non dominante; à droite, advection dominante

Les relations entre le transport de la chaleur et de l'eau présentées ci-dessus ont permis de construire plusieurs méthodes d'identification des zones qu'on peut supposées influencées par des écoulements importants. Ces méthodes sont décrites brièvement dans le sous-chapitre 1.3.2.

De plus, l'équation (1.2) qui définit le nombre de Péclet permet de calculer la vitesse de l'écoulement q , si le nombre de Péclet et les valeurs C_f , λ et L sont connus. Cette relation est utilisée par Johansson dans sa méthode d'amplitude, expliquée dans le sous-chapitre 1.3.3.

1.3.2 Méthodes d'identification des zones des anomalies thermiques par la comparaison des valeurs des températures

On clame aussi toutes les méthodes où on compare les températures mesurées avec des températures de référence. Ce sont soit les températures mesurées dans une section d'ouvrage choisie comme *a priori* non érodée, soit les températures modélisées par simulations numériques, soit les températures calculées avec les équations empiriques ou les équations exactes.

Les valeurs des températures de référence définissent soit le transport de la chaleur seulement par conduction donc sans écoulement de d'eau, soit le transport de la chaleur par un faible écoulement. En conséquence les zones où les températures mesurées sortent du cadre des plages de températures de référence, sont des zones avec écoulement, ou avec écoulement important.

Une de ces méthodes, la plus simple, est la comparaison des températures dans des points de mesure différents pour un même ouvrage. On choisit un point de mesure, ou une ligne de mesures, ou une coupe de mesures de la température pour lesquelles on suppose qu'elles ne sont pas influencées par l'érosion interne. Après on compare avec les valeurs des températures mesurées dans les autres parties de l'ouvrage, en faisant l'hypothèse que la géométrie du barrage est identique et que les paramètres physiques

des sols sont similaires. Une application d'une telle méthode est présentée dans le sous-chapitre 5.2.1 et sur la Figure 5- 1. La bibliographie qui concerne ces méthodes est la suivante: Dornstadter (1997); Fry et al.(1997); Johansson (1997, 2000); Hellström et Johansson, (2001).

Une autre méthode, un peu différente, s'appuie sur les calculs du temps de transition de la température que par conduction, pour les températures soit de l'air soit de l'eau dans le réservoir, ceci dépendant de la localisation du capteur. Si la variation des températures est plus grand que celles calculées, ça signifie qu'il y a un transport advectif de la chaleur, donc écoulement de l'eau (Konrad *et al.*, 2000; Vélasquez, 2007). Cependant ça ne signifie pas que l'écoulement de l'eau soit important.

Les méthodes présentées ci-dessus ne sont pas précises. Ils ne permettent pas sur la comparaison et l'évaluation des paramètres hydrauthermiques du milieu analysé.

On peut aussi comparer les températures mesurées et les températures modélisées avec les modèles des simulations numériques (Vélasquez, 2007), cependant cette méthode repose sur la fiabilité des méthodes de description interne : la nécessité de la définition précise de la géométrie et des paramètres hydrothermiques du sol, de ce fait elle ne peut pas être utilisée de façon simple et universelle.

1.3.3 Les méthodes d'estimation de la vitesse d'écoulement de Darcy

Il existe deux méthodes qui permettent d'estimer la vitesse d'écoulement dans le remblai par l'analyse d'une série des mesures de température : la méthode du temps retard, et la méthode d'amplitude. Dans les deux, la vitesse du transport v_θ de la chaleur est liée à la vitesse de Darcy q par l'équation :

$$v_\theta = \frac{C_f}{C_s} q \quad (1.3)$$

où : C_s - la capacité calorifique volumique de la phase solide [$J m^{-1} K^{-1}$]

Méthode du temps de retard

C'est une méthode à une dimension où $0 \leq x \leq L$. Le temps de retard t_d est défini comme le temps du passage du signal thermique entre la frontière amont $x = 0$, et le point de la mesure de la température $x = L$. Il est calculé en comparant l'écart de temps entre les valeurs, soit maximales, soit minimales des séries saisonnières de la température mesurées dans le réservoir et dans le corps d'ouvrage. En admettant que l'influence de la température de la face aval de l'ouvrage est négligeable et en ne considérant pas conduction thermique, la vitesse du transport de la chaleur est calculée directement à partir d'une relation entre le temps de retard et la longueur du chemin d'écoulement x :

$$v_{\theta} = \frac{t_d}{x} \quad (1.4)$$

En partant des équations (1.3) et (1.4) on obtient l'équation qui permet de calculer la vitesse Darcy pour le transport advectif de la chaleur:

$$q = \frac{t_d}{x} \frac{C_s}{C_f} \quad (1.5)$$

Méthode d'amplitude

Depuis plus d'une dizaine d'années, un nombre important de barrages en terre en Suède est équipé avec des systèmes d'auscultation thermique passifs. Pour interpréter les mesures de la température obtenues sur ces ouvrages, et pour calculer la vitesse d'écoulement ainsi que le débit des fuites, Johansson (1997) a développé une méthode à deux dimensions qui est connue comme la méthode d'amplitude. Cette méthode est construite pour le cas d'une couche poreuse plus perméable que la reste du corps de la digue. Elle est plus précise que la méthode du temps du retard car elle prend en compte l'influence thermique conductive des couches poreuses supérieures et inférieures.

On suppose que la variation de la température amont est sinusoïdale, et que l'écoulement est limité dans la couche centrale perméable, ou que le transport de la chaleur n'est effectué que par advection dans la direction horizontale de la frontière amont vers l'aval. Pour les couches supérieures et inférieures, on suppose que seule la conduction dans les directions verticale et horizontale est présente, sans advection. L'influence de la température aval doit être négligeable.

Les paramètres essentiels pour cette méthode sont la température adimensionnelle T' , et la distance adimensionnelle x' définies de la façon suivante :

$$T' = \frac{T_{\max,0} - T_{\min,0}}{T_{\max,1} - T_{\min,1}} \quad (1.6)$$

où : $T_{\max,0}, T_{\min,0}$ et $T_{\max,1}, T_{\min,1}$ - valeurs extrêmes pendant un cycle annuel de la température de la retenue pour un point de prise de la température.

$$x' = \frac{\lambda_s x}{C_f v_{\theta} H^2} \quad (1.7)$$

où : H - la hauteur de la couche plus perméable [m]

C_f - la capacité calorifique volumique de la phase liquide [$\text{J m}^{-3} \text{K}^{-1}$]

λ_s - la conductivité thermique de la matrice solide du sol

On trouve la valeur du paramètre x' sur le diagramme adimensionnel $T'(x')$ pour une valeur de H connue (Figure 1- 4).

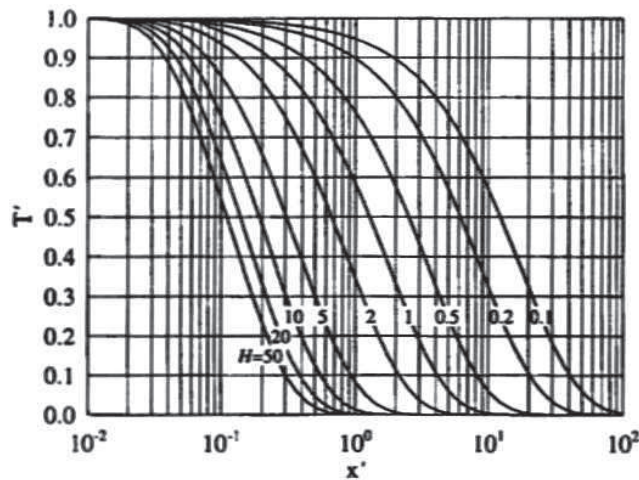


Figure 1- 4 Abaque reliant le paramètre x' , l'écart thermique T' et l'épaisseur H , d'après Johansson (1997)

La vitesse d'écoulement de Darcy découle de la relation :

$$q = \frac{\lambda_s x}{C_f x' H^2} \quad (1.8)$$

La méthode d'amplitude n'est pas valide a priori dans le milieu partialement saturé ni non saturé, et quand l'influence de la température de la face aval d'ouvrage est significative.

De plus, les mesures de la température dans le barrage ainsi que celles de la température du réservoir, doivent être réalisées pendant une période de temps suffisamment longue pour enregistrer le minimum et le maximum de la température annuelle de l'eau et du corps de l'ouvrage. Enfin, cette méthode ne peut pas être appliquée pour un transport de chaleur avec influence significative de la conduction, donc pour un nombre de Péclet inférieur ou égal à 1.

Un exemple d'application de la méthode d'amplitude pour analyser une série de mesures de la température est présenté dans le chapitre 3.3.

1.4 Résumé des travaux sur les méthodes actives de l'analyse de température

Les méthodes actives de la mesure et de l'analyse de la température pour estimer la vitesse d'écoulement de Darcy dans les ouvrages hydrauliques en terre sont développées depuis le début des années 1990. Les principes de la méthode s'appuient sur le chauffage artificiel d'un dispositif de chauffe et sur l'analyse de la dissipation de la chaleur dans le temps.

Elle dépend des propriétés thermiques du milieu qui entoure le dispositif, ce qui dépend particulièrement de la présence de l'eau et de la vitesse d'écoulement dans le sol (Pelzmaier *et al.*, 2007). Cette méthode est dérivée de la méthode dite du fil chaud, utilisée pour caractériser des matériaux et mesurer des débits liquides ou gazeux.

Les mesures sont reportées sur des abaques établis avec des simulations numériques pour des types de sol et des vitesses d'écoulement différents soit avec l'équation empirique qui lie la vitesse d'écoulement avec le nombre de Reynolds ainsi que avec le nombre de Prandtl. On peut alors estimer les valeurs de ceux-ci (Pelzmaier *et al.*, 2007).

Au départ, cette méthode a été appliquée à la chaîne des capteurs de température installés avec l'appareil de chauffage dans des tubes qui étaient enfoncés dans le remblai (Dornstädter 1997). Maintenant elle est appliquée plutôt avec la fibre optique qui permet la mesure de la température, et sa gaine métallique peut servir comme un générateur de la chaleur grâce à une alimentation électrique (Aufleger *et al.*, 2000).

Dans suite de ce rapport, nous ne nous occuperons plus, du problème des méthodes actives, cependant elles sont une approche importante dans la thermométrie des ouvrages hydrauliques, qui est développée parallèlement avec les méthodes d'analyse des mesures passives de la température.

1.5 La fibre optique comme capteur de la température

La qualité, la répartition dans l'espace et dans le temps des mesures de la température sont prépondérantes pour les résultats de l'analyse thermique des ouvrages hydrauliques.

Au début de la thermométrie des barrages, les mesures étaient effectuées avec des capteurs thermiques différents (mécanique, électrique, thermocouple) qui ont permis des mesures ponctuelles dans l'espace. Ils étaient installés soit directement dans le corps, soit dans des tubes des piézomètres existants (méthode peu précise à cause du problème de la convection dans le tube), soit dans des tubes qui étaient spécialement enfoncés dans le sol. Les sondes les plus utilisées (jusqu'à présent) étaient les sondes PT100. Cependant le nombre de points des mesures a été toujours limité par le prix du système d'auscultation thermique, ainsi que par les difficultés techniques de son installation et sa complexité. De plus après quelques années d'utilisation, un nombre important de sondes était hors d'usage.

Le développement de la fibre optique comme capteur thermique et son application aux ouvrages hydrauliques en terre a changé significativement la méthodologie de la mesure de température.

Cependant, les sondes thermiques sont toujours utilisées pour mesurer la température de l'eau et de l'air, ainsi que pour calibrer le système d'auscultation thermique construit avec de la fibre optique.

La fibre optique permet de réaliser des mesures de température jusqu'à 30 km, avec une résolution spatiale d'un mètre. Elles sont légères, d'un diamètre très faible, résistantes à la corrosion et à la fatigue, et insensibles aux perturbations électriques. De plus toutes les mesures sont calibrées pour un seul appareil d'acquisition. La fibre optique utilisée pour les mesures est la même que la fibre téléphonique, avec de la gaine renforcée. Son coût est relativement faible. Tous ces avantages font de la fibre optique le capteur le mieux adapté pour réaliser des mesures de température sur des ouvrages hydrauliques.

Dans ce rapport l'analyse des mesures de température réalisées avec la fibre optique sera présentée dans le chapitre 5. Des informations plus détaillées sur les mesures de la température par fibre optique sont disponibles par exemple dans les rapports des thèses de Guidoux (2007) et Vélasquez (2007).

1.5.1 Principes de la mesure de température par la fibre optique

Une fibre optique est constituée d'un cœur de silice qui est entouré d'une gaine d'indice de réfraction inférieur à l'indice de réfraction du cœur. Le renforcement mécanique et la protection contre le contact de l'eau est assuré par la gaine extérieure composée d'un polymère. Finalement la fibre optique est un guide d'onde diélectrique (les rayons lumineux) de source de lasers, qui se propage par réflexion aux interfaces entre la silice et la gaine.

Le long de la fibre, on observe l'atténuation linéique du signal lumineux qui est lié principalement à : la diffusion Rayleigh, l'absorption dans l'infrarouge, le pic d'absorption dû au radical hydroxyle (OH), et les diffusions inélastiques Raman et Brillouin. Ces deux dernières permettent d'utiliser la fibre optique comme un instrument de mesure de la température.

La diffusion Rayleigh, dite élastique, conserve la fréquence de la lumière incidente et les diffusions inélastiques Brillouin et Raman produisent un décalage de fréquence autour de la fréquence incidente (Figure 1- 5). Les pics de rétrodiffusion de fréquence inférieure et supérieure à la fréquence incidente sont respectivement nommés Stokes et anti-Stokes.

Les rétrodiffusions inélastiques sont créées à cause de la présence de zones désorganisées dans la structure cristalline de la fibre optique. Cependant, dans la fréquence anti-Stokes, l'amplitude de la rétrodiffusion Raman dépend aussi de la température de cette structure cristalline, et parallèlement, la localisation du pic de la rétrodiffusion Brillouin dépend de la température et des contraintes appliquées. Ces phénomènes de diffusion inélastiques permettent de mesurer la température tout le long de la fibre.

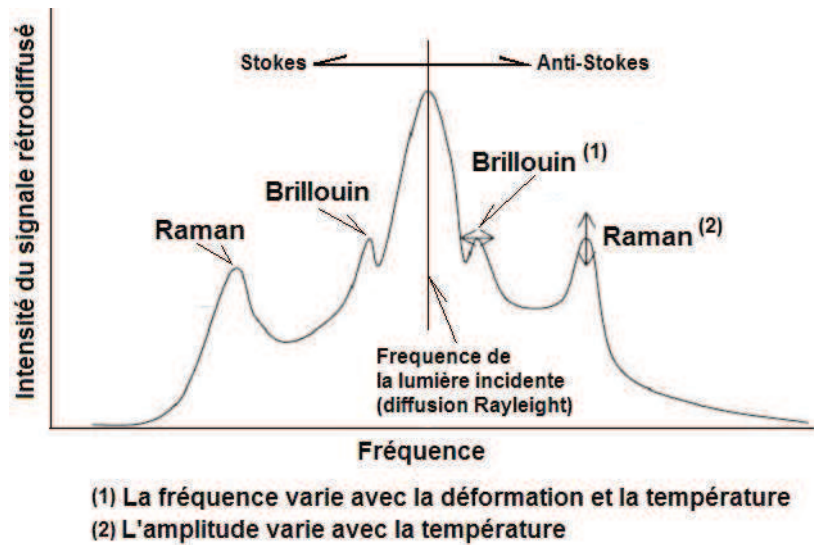


Figure 1- 5 Intensité de la lumière rétrodiffusée en fonction de la fréquence (Guidoux , 2007)

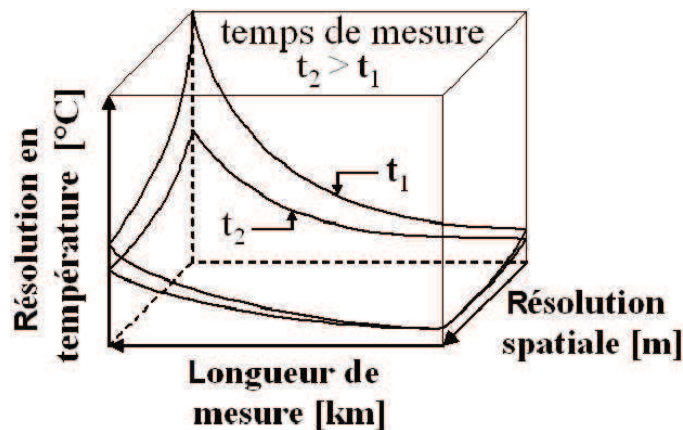


Figure 1- 6 Performances des mesures distribuées de température (Guidoux , 2007)

La sensibilité des mesures dépend de la longueur d'auscultation, du temps d'acquisition et de la résolution spatiale (Figure 1- 6). Les systèmes actuels permettent des longueurs d'auscultation de l'ordre de 30 km pour les mesures par effet Brillouin, et 10 km pour les mesures par effet Raman, avec une résolution en température de 0,5 °C pour la partie de la fibre localisée le plus loin de la source d'injection de la lumière. Ces performances sont obtenues avec un temps d'acquisition et une résolution spatiale de 10 minutes et de 1,5 m pour les mesures Brillouin, et de 5 minutes et de 1 m pour les mesures Raman. Les mesures réalisées pour des distances plus courtes sont plus précises, on peut obtenir une précision de l'ordre 0,1 °C et 0,01 °C respectivement pour les effets de Brillouin et Raman.

1.5.2 Installation de la fibre optique dans l'ouvrage hydraulique

On distingue deux principaux types d'installation de la fibre optique dans les ouvrages hydraulique en terre. Le premier est lié à l'identification de la fuite le long du corps du remblai. La fibre est installée au pied d'ouvrage dans le filtre. Ce type d'instrumentation n'exige pas d'intervention profonde dans le corps d'ouvrage.

Le deuxième permet de analyser les fuites sur la longueur et aux différents niveaux des éléments de l'étanchéité du remblai avec la fibre optique qui est installé proche de ces éléments.

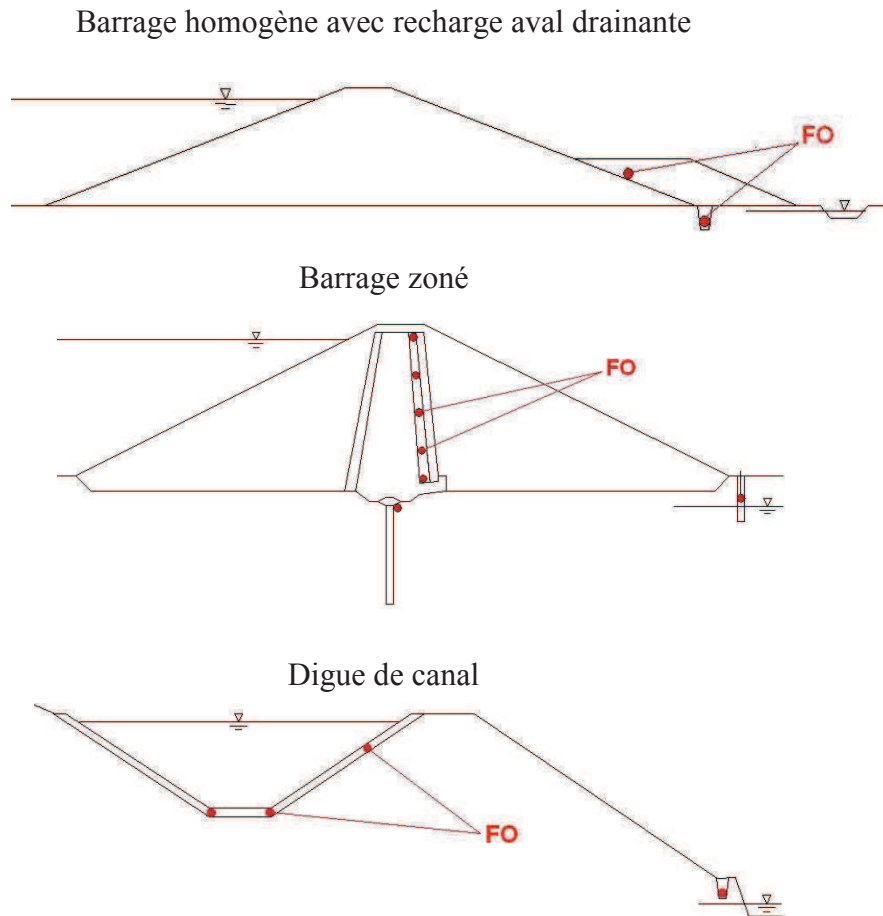


Figure 1- 7 Installation typique des fibres optiques pour mesurer la température dans différents ouvrages hydrauliques d'après Pelzmailler (2007 b)

1.6 Identification thermique de l'érosion régressive

L'érosion régressive peut connaître une cinétique rapide, ce qui est alors très dangereux pour la sécurité d'un ouvrage hydraulique en terre. Cependant dans la bibliographie de la thermométrie des barrages et des digues, il existe un manque important d'information concernant l'influence de ce processus sur le champ thermique du corps de ces ouvrages.

On ne trouve aucune d'information concernant l'influence thermique du tuyau (renard) qui se développe vers la face amont. Pour le renard qui traverse tout l'ouvrage, des résultats de modélisations numériques récente sont proposés par Guidoux (2007). Elles montrent l'influence importante de la thermique du tuyau sur les températures dans le milieu poreux. Cependant il manque une analyse méthodologique et des paramètres qui décrivent cette influence.

De plus il faut constater que les directions et les valeurs des vecteurs de la vitesse d'écoulement de l'eau dans le cas du tuyau qui traverse tout l'ouvrage et celui du renard qui se développe vers la face amont, sont différentes. Nous montrerons dans le chapitre 6 que le tuyau fonctionne comme un drain pour l'eau dans le milieu poreux. Par contre quand le tuyau est ouvert du coté amont, l'alimentation en eau se fait majoritairement avec l'eau du réservoir.

L'autre question concerne la différence entre la réponse thermique de la suffusion et celle du renard. Même si la fibre optique est localisée tous les mètres dans le corps de l'ouvrage hydraulique, la probabilité qu'elle soit dans le trou ou très proche du trou est faible. Donc il faut se demander comment on distingue le processus de la suffusion et du renard dans ce cas. On peut prendre en considération une situation encore plus complexe mais probable qui concerne le développement du renard dans la zone où suffusion déjà existante.

1.7 Etat de l'art d'analyse de signal des systèmes d'auscultation des ouvrages hydraulique en terre.

Même si l'analyse des séries des mesures obtenues par les systèmes d'auscultation, est très importante de point de vue de la sécurité d'ouvrages en terre pour définir la cinétique des processus érosifs dans le corps et dans la fondation de l'ouvrage hydraulique en terre, le développement des modèles dans ce domaine est pauvre. Comme nous l'avons déjà signalé, l'analyse des données des auscultations des ouvrages hydrauliques, exige particulièrement une description externe et une identification indirecte.

Actuellement on peut énoncer que deux modèles sont bien développés et efficaces pour l'analyse des données par la régression linéaire : le modèle simple HST, présenté au sous chapitre 1.7.1 et celui de la régression non linéaire avec le modèle IRFA (*impulse reponse function analysis*), présenté au sous chapitre 1.7.2. Celui-ci permet l'analyse de la distribution de la pression interstitielle et il prend en compte l'effet retard dans la réponse du système sur une sollicitation, il permet d'obtenir la signification mécanique des paramètres.

1.7.1 Modèle HST

Le modèle HST (*Hydrostatic-Season-Time*) ou (Hauteur-Saison-Temps) est un modèle classique dans de nombreux domaines (Young, 1998) qui est utilisé depuis quelques décennies pour des centaines de barrages dans des pays différents. Il permet d'analyser

les variations du niveau de l'eau dans les piézomètres, les débits des fuites, les déplacements (Bonelli, 1998).

Ce modèle prend en considération trois effets : hydrostatique, saisonnier et le temps. Le premier est représenté par un polynôme qui rend compte de la variation de la mesure provoquée par les variations de la retenue. Il fonctionne bien pour les barrages en terre, mais une relation polynomiale (normalement de degré quatre au plus) entre un niveau piézométrique ou le débit des fuites et le niveau de la retenue n'est pas mécaniquement justifiée.

Le second est la date dans l'année, qui rend compte des variations saisonnières de la mesure, de période un an et six mois. Il est représenté par les deux premiers termes d'un développement en série de Fourier. Lorsque l'exploitation de la retenue est saisonnière, les composantes hydrostatique et saisonnière sont fortement corrélées, ce qui rend l'analyse statistique et son interprétation délicates.

Le troisième rend compte des effets du temps sur les variations de la mesure. Son expression est variable, et dépend du phénomène étudié. Le plus souvent, il est exprimé par le terme exponentiel (e^t ou e^{-t}) qui estime bien la progression ou la régression du processus dans le temps.

L'approche présentée dans le modèle HST est robuste et conduit dans la plupart des cas à des résultats convenables. Elle comporte toutefois deux lacunes. La première est le manque d'information de nature mécanique des paramètres. La seconde est de supposer que l'influence des variations de la retenue sur les variations de la mesure est instantanée : il ne prend pas donc en compte un comportement dissipatif de l'écoulement en milieu poreux et le retard de la réponse du système sur la sollicitation.

1.7.2 Résumé du travail de Bonelli (2004) sur le modèle IRFAA

Bonelli (2003, 2007) a appliqué les méthodes de l'analyse du traitement de signal d'un système linéaire pour construire un modèle IRFA (*impulse reponse function analysis*) d'analyse de la variation de la pression interstitielle dans le corps d'ouvrage hydrauliques.

C'est un problème parabolique linéaire de la diffusion, décrit par l'équation de Richards qui peut avoir une représentation exacte à partir de la fonction de Green et une représentation approchée à partir d'un modèle retard avec une signification mécanique des paramètres du modèle.

Le modèle IRFA permet de bien reproduire la variation de la pression interstitielle avec des valeurs du coefficient de détermination très proches de la valeur 1. Un exemple de l'application du modèle sur un barrage réel en terre est présenté sur la Figure 1- 8. L'hystérésis qui est représentée par le graphe de la relation du niveau piézométriques et du niveau du réservoir, confirme l'effet retard de la réponse du système sur la sollicitation imposée. Le trajet de la courbe n'est pas le même pour une augmentation ou pour une diminution du niveau de l'eau dans le piézomètre, respectivement pour la même valeur de l'augmentation et de la diminution du niveau d'eau du réservoir.

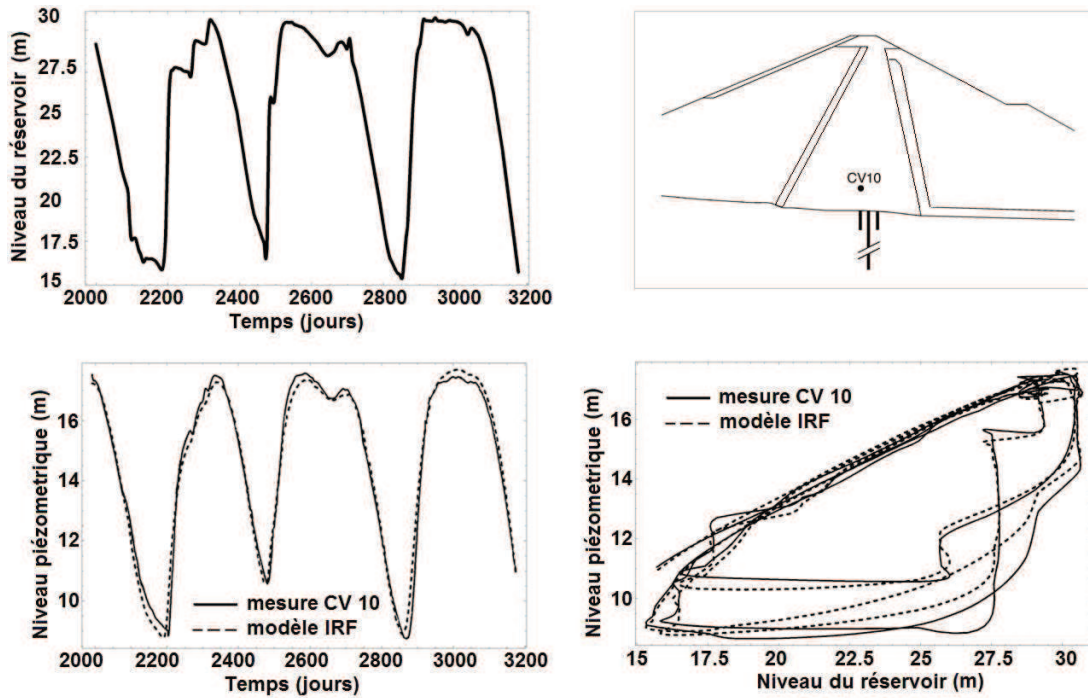


Figure 1- 8 Application du modèle IRFA pour reproduire la variation de la pression interstitielle dans un barrage en terre d'après Bonelli (2007)

Les deux paramètres du modèle (α_{IRF} et η_{IRF}) décrivent respectivement l'amortissement du signal et temps de son passage entre la source de la sollicitation et le point de la mesure. Leur connaissance permet d'identifier la valeur de la diffusivité hydraulique.

Pour nous, il est très intéressant de constater que le problème du transport couplé de la chaleur et de l'eau dans le milieu poreux est aussi un problème parabolique linéaire, comme pour le problème de la distribution de la pression interstitielle. Cependant, le transport de la chaleur est plus complexe (diffusion et advection), il exige une interprétation physique a priori différente de celle décrite par Bonelli pour la pression interstitielle.

1.8 Conclusion

L'analyse des séries de mesures des systèmes d'auscultations des barrages et des digues est l'outil principal de leur surveillance, particulièrement pour minimiser le risque et les coûts des dommages liés aux processus érosifs.

Une méthode efficace de l'identification de l'érosion interne est la thermométrie des ouvrages hydrauliques en terre par la relation couplée entre le transport de la chaleur et de l'eau. Un grand avantage de cette méthode est une possibilité de mesure de la température par fibre optique.

Cependant on constate qu'il n'existe pas de description de l'influence thermique de l'érosion régressive sur le champ thermique du corps en terre, pour identifier ce processus et sa cinétique ainsi que pour le distinguer de la suffusion.

De plus, on remarque que les méthodes d'analyse des séries de température sont fiables et on voit l'intérêt de l'élaboration d'un modèle plus utile et plus complexe que les modèles existants, par l'application des méthodes de l'analyse de traitement de signal pour les systèmes linéaires.

Chapitre 2

Le modèle d'analyse IRFA (Impulse Response Function Analysis)

Ce chapitre est gardé confidentiel par souhait de Cemagref

Chapitre 3

Application aux écoulements de Darcy saturés avec diffusion/advection de température

Ce chapitre est gardé confidentiel par souhait de Cemagref

Chapitre 4

Application à la diffusion de la chaleur dans un sol partiellement saturé

Après la validation numérique du modèle retard exponentiel dans le domaine poreux saturé, dans ce chapitre on présente l'application de ce modèle à l'analyse des températures dans un sol partiellement saturé. Les mesures de température ont été effectuées avec la fibre optique sur deux sites réels. Le premier site est le bassin expérimental construit au Cemagref à Aix-en-Provence, et le deuxième est la digue du canal d'amenée EDF d'Oraison (Alpes de Haute Provence).

On ne peut pas déduire la vitesse d'écoulement de Darcy à partir des valeurs des paramètres du modèle retard pour le cas du milieu poreux partiellement saturé. Néanmoins, nous montrerons qu'une variation de l'humidité du sol liée à l'existence des fuites permet d'identifier leur localisation par l'application du modèle retard exponentiel et que le modèle retard est un outil qui permet d'obtenir des informations nombreuses et importantes qui concernent les propriétés hydro-thermiques de l'ouvrage, même pour les mesures de température réalisées dans sa partie partiellement saturé.

4.1 Validation sur le bassin expérimental à Aix-en-Provence

Le bassin expérimental à Aix-en-Provence a été construit dans le cadre de la coopération entre les participants suivants : le Cemagref, la société Tencate Geosynthetics France, EDF, LTHE (université Joseph Fourier) et l'ANR. L'installation et la surveillance du système d'auscultation thermique avec les fibres optiques ainsi que la récupération des mesures de la température de ce système ont été parmi les buts de la thèse de Guidoux (2008).

4.1.1 Description de l'installation (Guidoux et al, 2007 ; Guidoux, 2008)

L'installation du bassin expérimental au Cemagref à Aix-en-Provence est décrite dans la thèse de Guidoux (2008). Nous ne présentons que sa description succincte qui est nécessaire pour bien comprendre dans les sous-chapitres suivants les résultats d'analyse avec le modèle retard des séries de température obtenues sur ce bassin.



Figure 4- 1 Bassin expérimental à Aix-en-Provence

Le bassin a une forme rectangulaire du 36 m x 23 m à la base, formé de quatre digues de 2,8 m de hauteur avec des fuites artificielles réparties sur deux niveaux (à 20 cm et 160 cm de hauteur). Les faces de bassin sont orientées dans le sens des aiguilles d'une montre et leur nom correspond à leur orientation géographique. Chaque face aval est couverte par un géotextile drainant, sur lequel les fibres optiques sont installées horizontalement, à trois niveaux différents. Dans les coins du bassin, toutes les fibres descendent vers le pied du remblai où il y a une boîte de connexion. Le géotextile et les fibres sont à leur tour couverts d'un deuxième géotextile de protection puis d'une recharge en graviers (Figure 4- 2).

On nommera la fibre posée le plus haut comme la fibre <T>, et respectivement les fibres localisées à mi-hauteur et le plus bas, comme les fibres <M> et .

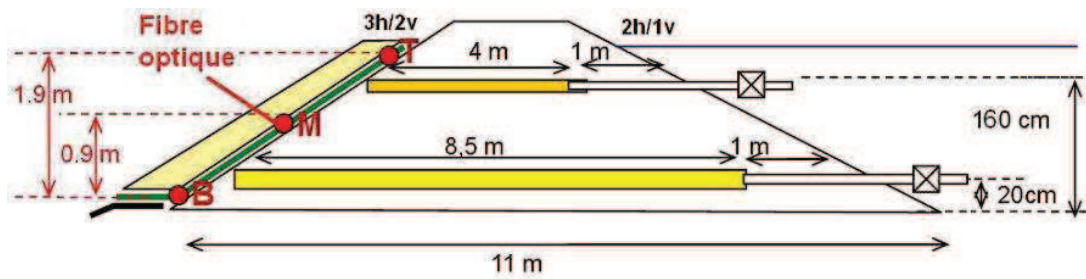


Figure 4- 2 Coupe type d'une digue constitutive du bassin (Guidoux, 2008 ; EWG, 2007)

Les digues ont été réalisées avec le matériau en place, un limon argileux très imperméable, avec une conductivité hydraulique à saturation de l'ordre de 10^{-11} ms^{-1} .

Les fuites artificielles ont été faites de sable entouré par un géotextile, avec une conductivité hydraulique du sable de l'ordre de 10^{-3} ms^{-1} . L'extrémité amont de la fuite est connectée, selon le type de fuite artificielle, à un ou deux tubes en PVC équipés d'une vanne servant au réglage du débit, le débit étant mesuré par un débitmètre électromagnétique étanche.

Trois types des fuites artificielles de différentes géométries ont été aménagées (Figure 4- 3). Cinq ont une forme cylindrique, de 0,3 m de diamètre (LE1, LE2, LO1, LO2, LO3, LN) et deux une section rectangulaire de 0,2 m de hauteur et de 1 m ou 4 m de largeur, respectivement pour la face Est (LE2) et la face Sud (LS).

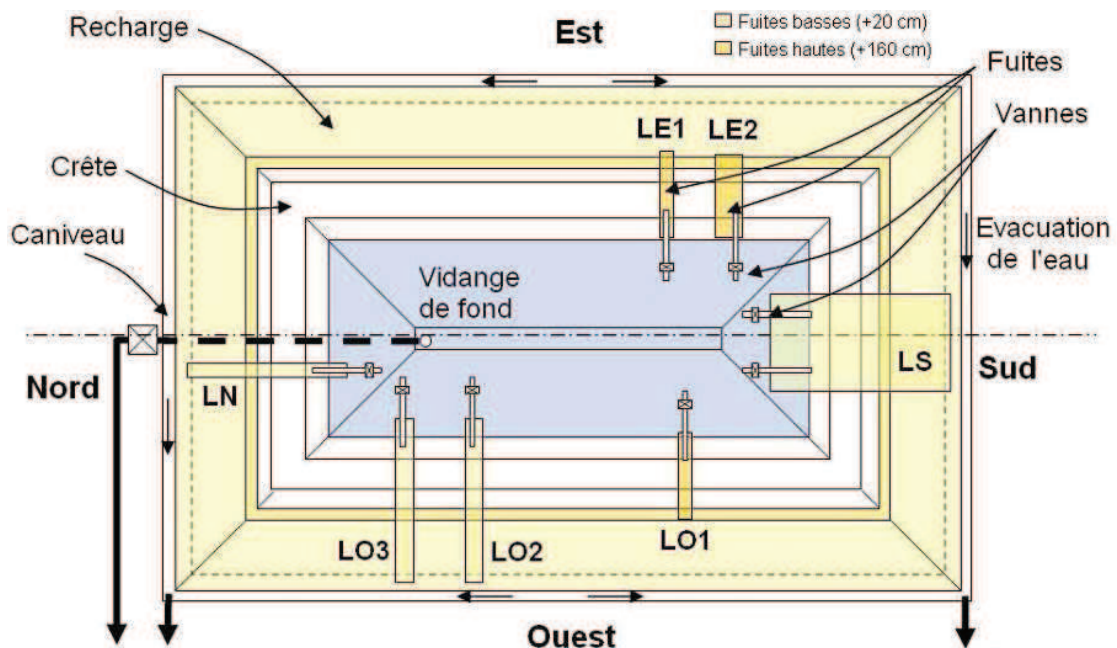


Figure 4- 3 Vue de dessus du bassin, avec les fuites artificielles. Les fuites sont désignées par LXY, X désignant la face (E, S, etc.) et Y le numéro de la fuite sur la face, compté dans le sens des aiguilles d'une montre (Guidoux, 2008 ; EWG, 2007).

Pour les mesures de la température avec la technologie Raman, deux dispositifs, de marques Sensornet et Sensa, ont été utilisés alternativement.

Les sondes de température PT-100 ont été installées pour mesurer la température de l'air (à l'ombre), de l'eau lorsque le bassin est rempli, et de la surface de talus ouest (localisé à 1 cm de profondeur dans les graviers, au sommet de la recharge).

4.1.2 Déroulement des mesures sur le bassin expérimental (Guidoux, 2008)

Les différents essais et mesures ont été réalisés sur le bassin expérimental à différentes périodes. Nous ne décrivons ici que la partie qui est liée strictement à nos études.

Nous avons analysé séparément avec le modèle retard deux périodes de mesure de la température dans le corps de l'ouvrage, pour deux remplissages du bassin. Le deuxième remplissage a été réalisé avec les faces amont et le fond du bassin couvertes d'une géomembrane imperméable (sauf aux points de localisation des fuites artificielles). Par contre, pendant le premier remplissage, la géomembrane n'était pas installée. L'eau du bassin pouvait donc filtrer par les faces amont et le fond de l'ouvrage.

Les températures mesurées avec des sondes PT100 couvrent la période du 22 juin 2006 au 15 avril 2007 qui inclut les deux périodes de remplissage, l'intervalle du temps entre elles, ainsi que la période de 81 jours avant le premier remplissage.

Remplissage sans géomembrane

Pendant le premier remplissage du bassin qui n'était pas couvert par la géomembrane, l'acquisition des mesures de la température a été réalisée avec l'appareil Sensa du 12 septembre au 16 novembre 2006. Les acquisitions de la température ont été réalisées à fréquence de dix minutes, avec une résolution spatiale de un mètre et un temps d'acquisition de cinq minutes.

Les fuites hautes ont été laissées fermées et les vannes des fuites basses ont été réglées de 1 à 2 litre.min⁻¹ puis, après un mois, elles ont été ouvertes à leur débit maximum, dont les valeurs sont présentées dans le Tableau 4- 1. Cependant, après environ 10 jours, le débit dans des fuites LS, LO2 et LN a diminué jusqu'à la valeur de 2 à 4 litre.min⁻¹. Le débit de la fuite LO3 est resté constant.

Fuite	LS	LO2	LO3	LN
Débit maximum (l.min ⁻¹)	8,7	16,3	14,6	15,5

Tableau 4- 1 Débits de fuite maximum mesurés entre septembre et novembre 2006 (Guidoux 2008).

On voit donc une variation importante du débit des fuites pendant le temps des mesures. Dans la même période, on a observé aussi des variations du niveau de l'eau du réservoir de 1,9 à 2,3 m.

Remplissage avec géomembrane

Le bassin a été entièrement plein du 26 janvier 2007 au 15 avril 2007, le niveau du réservoir étant constant pendant cette période. Cette fois-là, les vannes de toutes les fuites ont été ouvertes et les débits ont été réglés à 1 litre.min⁻¹. Ensuite, les vannes ont été ouvertes progressivement, durant deux mois et demi de mesure, jusqu'au maximum.

Des mesures de température ont été effectuées toutes les dix minutes avec une résolution spatiale d'un mètre et un temps d'acquisition de cinq minutes.

4.1.3 Analyse des mesures de la température pendant le remplissage sans géomembrane

Nous avons exclu de notre analyse la face Nord du bassin sur laquelle a été construite une rampe permettant de monter sur la crête de l'ouvrage. Cela a changé la géométrie régulière de la digue nord sur une longueur importante. De plus, Guidoux (2008) remarque que la fuite LN, qui exhibe un débit maximal conforme à nos attentes, ne semble pas déboucher sur la face aval du talus nord. En effet, celui-ci est resté sec durant toute l'expérience. Etant donnée la proximité des fuites artificielles LN et LO3, il est fort probable que l'eau entrant dans la fuite LN soit détournée par une fissure communicant avec LO3, ou bien s'infiltré directement dans le sol de fondation.

Pour toutes les analyses effectuées, les tests des valeurs initiales des paramètres α et η , appliqués pour lancer le processus de la régression non linéaire, étaient nécessaires pour trouver les minimums globaux de la fonction d'erreur. Sur la Figure 4- 4 on présente un exemple des résultats de deux modélisations différentes dépendant des valeurs initiales des paramètres du modèle.

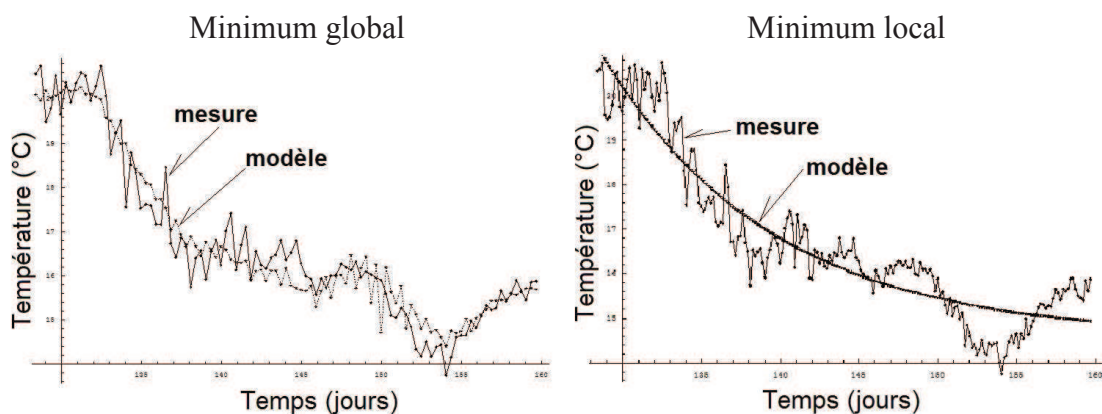


Figure 4- 4 Exemples de la reproduction des données brutes par le modèle, selon les valeurs initiales des paramètres α et η

Dans le premier cas, les paramètres permettent de calculer le minimum global de la fonction de minimisation d'erreur et, dans le deuxième cas, seulement un des minimums locaux.

Analyse des données en fonction de la température de l'air

Premièrement, les mesures de la température obtenues par les fibres optiques ont été analysées en fonction de la température de l'air mesurée par la sonde PT-100. Nous avons commencé l'analyse des données avec le modèle retard à quatre paramètres (2.28) en prenant en compte les deux variables thermiques, la température de l'eau (coté amont) et de l'air (coté aval).

Les premiers résultats obtenus ont montré que l'influence de la température du coté amont est négligeable. Finalement, pour tous les calculs, on a choisi le modèle retard à deux paramètres (2.40) pour prendre en considération l'influence de la température de l'air, ce qui simplifie le processus de calcul et diminue sa durée, en comparaison avec le modèle à quatre paramètres.

Nous présentons sur la Figure 4- 5 les valeurs des paramètres α et η , ainsi que les valeurs du coefficient de détermination R^2 , obtenues le long des faces Est, Ouest et Sud, pour les trois fibres <T>, <M> et . On voit que la variation des valeurs de η et de R^2 est significative et on ne peut pas identifier les zones de localisation des fuites volontaires.

Cependant, on discutera ci-après d'autres observations qui peuvent être faites sur les résultats dont on dispose.

Dans les zones où les fibres optiques sont localisées horizontalement (les distances de 6 à 40 m pour la face Est, de 6 à 40 m pour la face Ouest et de 6 à 28 m pour la face Sud), les valeurs les plus basses du coefficient de détermination R^2 sont obtenues pour la fibre optique <T>, qui est localisée le plus haut et le plus près de la surface (environ 20 cm sous la crête de la risberme). Pour cette fibre, les températures sont influencées significativement par le rayonnement, qui n'est pas pris en compte dans la température de l'air en fonction de laquelle on fait la modélisation. Naturellement, le temps retard de transmission du signal depuis la surface est le plus court pour la fibre <T>, ce que l'on constate dans les valeurs du paramètre η , qui sont plus faibles, si on les compare avec celles des fibres <M> et installées plus en profondeur.

On voit aussi quelles parties des fibres optiques, particulièrement <T> et <M>, passent très près de la surface du sol aux coins de l'ouvrage vers les boîtes de la connexion. Ce sont les distances de 0 à 6 m pour la face Est, de 0 à 6 m et de 40 à 47 m pour la face Ouest et de 28 à 30 m pour la face Sud. L'influence du rayonnement ou d'autres influences extérieures (par exemple le vent) sur la température du sol, qui ne sont pas prises en compte par le modèle retard, abaissent significativement les valeurs du coefficient de détermination R^2 . Pour les zones de 0 à 6 m pour la face Est, de 0 à 6 m zones pour les faces Est la face Ouest et de 28 à 30 m pour la face Sud, les valeurs du

paramètre η diminuent très significativement lorsque la distance est très courte entre la fibre et la surface.

Par contre, pour la distance de 40 à 47 m pour la face Ouest, l'influence du rayonnement est assez significatif que le modèle IRFA ne reproduit pas les données brutes dans les cadres des valeurs réels des paramètres α et η .

Analyse des données en fonction de la température de surface du talus Ouest

Nous avons donc essayé d'éliminer les influences thermiques extérieures. A la place de la température de l'air, nous avons répété les calculs en fonction de la température de la surface du talus Ouest, mesurée par la sonde PT-100. Cette mesure est influencée par la radiation et les autres influences thermiques extérieures éventuelles.

Les résultats de l'analyse ainsi effectuée, présentés sur la Figure 4- 6, montrent que, dans les parties des fibres optiques qui sont posées horizontalement, les variations du paramètre η et du coefficient de détermination R2 sont significativement réduites ; cependant, les zones des fuites volontaires ne sont pas visibles sans ambiguïté. Pourtant, on constate que les valeurs du coefficient R2 ont augmenté, en les comparant avec les résultats des modélisations précédentes en fonction de la température de l'air. Cela montre une meilleure reproduction des données brutes par le modèle retard.

Analyse des données en fonction de la température mesurée par la fibre <T>

En conséquence, pour améliorer encore les résultats de l'analyse, nous avons décidé de prendre en considération l'influence locale des influences thermiques extérieures pour chaque point de mesure. Pour analyser les mesures de température des fibres et <M>, on a utilisé les mesures de température de la fibre <T>.

On présente les résultats obtenus sur la Figure 4- 7. En les comparant avec les résultats précédents (analyses en fonction de la température mesurée par la sonde PT-100 sur la crête), on a obtenu encore une augmentation significative des valeurs du coefficient de détermination R2, qui est alors proche de 1 en tous points des fibres dans leurs parties horizontales, sauf au droit des fuites. Leur présence diminue les valeurs du coefficient de détermination.

C'est-à-dire que l'analyse avec les séries de mesures locales de la fibre <T> a permis d'éliminer toutes les influences thermiques extérieures qui varient significativement le long de l'ouvrage.

Comme nous l'avons signalé, l'analyse effectuée montre que l'influence de la température amont est négligeable même au droit d'une zone de fuite volontaire. Cela signifie que l'écoulement de l'eau ne touche pas directement la fibre optique. Probablement il passe dans la partie basse du géotextile quand la fibre optique a été installée de l'autre coté du géotextile.

Bien évidemment, si la fibre optique n'est pas en contact direct avec l'écoulement, on ne peut pas calculer la vitesse de Darcy ; par contre, comme montré ci-après, on peut bien identifier les zones de fuite.

Une variation de débit des fuites change la valeur de l'humidité du sol et en conséquence l'intensité de la conduction. Elle influence le coefficient de détermination R^2 , parce que le modèle est construit avec l'hypothèse de paramètres thermiques du milieu constants en fonction du temps. Finalement, on arrive à la conclusion intéressante que la variation du coefficient de détermination R^2 peut permettre d'identifier les zones de fuites.

Cependant, le facteur le plus important pour détecter l'existence de la fuite est le changement très significatif de la valeur du paramètre η . L'humidité du sol augmentée autour de la zone de fuite influence significativement le temps de passage du signal thermique, donc directement les valeurs du paramètre η (réduction de η). A contrario, les variations de l'amortissement du signal α , dans la zone non influencée par les températures aval, sont pratiquement introuvables, même en cas de variation de l'humidité autour de la fuite.

Ci-après, nous décrivons plus en détail les résultats de l'analyse des mesures de la température pour les autres faces du bassin. Cependant, en préalable, il faut poser une remarque importante. Dans la description du premier remplissage du bassin (sous-chapitre 5.1.2), on a indiqué que les fuites volontaires hautes sont restées fermées. Néanmoins, nous verrons que leur influence est bien visible sur les valeurs des paramètres du modèle obtenu. En fait, on constate que les connexions entre les parties amont des dispositifs de fuites et le sol du bassin n'ont pas été suffisamment étanchées, et, même vannes fermés, des fuites involontaires significatives existaient.

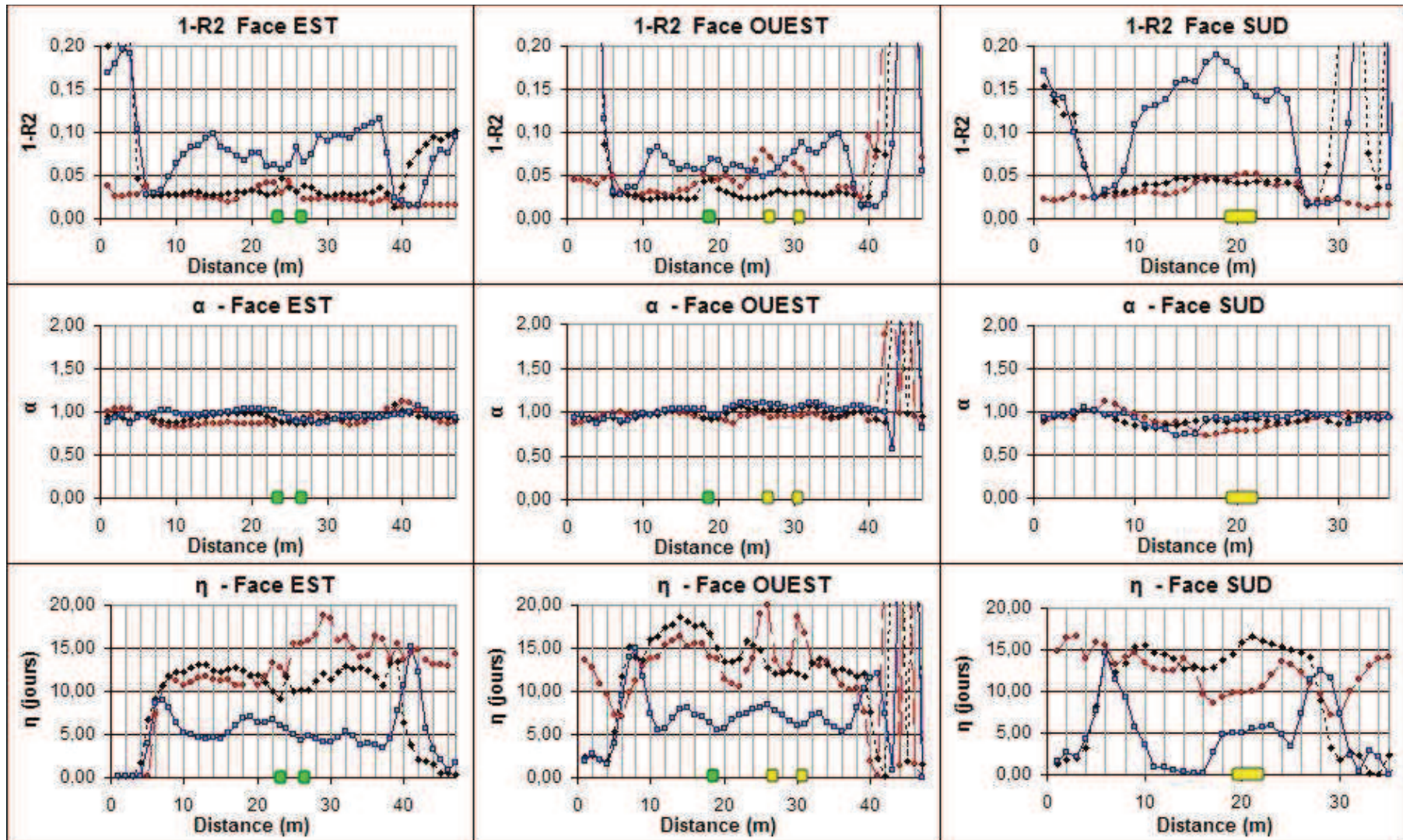
Sur la face Est du bassin, il y a deux fuites hautes LE1 et LE2 mal étanchées (Figure 4-3). En conséquence, leur localisation haute influence les températures des deux fibres <M> et . Pour la fibre <M> posée à mi-hauteur, l'influence est plus directe, et on observe (Figure 4-7) la diminution significative des valeurs du paramètre η avec deux pics des valeurs minimales qui montrent l'existence de deux fuites différentes. Par contre, pour la fibre qui est installée plus bas, probablement à cause de la présence du géotextile, il y a une dispersion de l'influence des fuites, et les pics ne sont pas visibles séparément dans les valeurs du paramètre η .

L'existence des fuites est décelable aussi avec les valeurs du paramètre R^2 , qui diminue, mais pas significativement. Sa valeur la plus basse, qui vaut environ 0,95, peut être considérée comme très bonne du point de vue de l'application du processus de régression.

Sur la face Ouest du bassin on a installé deux fuites volontaires en position basse LO2 et LO3, ainsi qu'une fuite haute LO1. Dans les valeurs du coefficient de détermination R^2 , on voit bien les pics au droit de la localisation des fuites. De plus, on identifie un

seul pic sur la fibre <M> pour la fuite LO1, et trois pics sur la fibre qui est influencée par la fuite LO1 et aussi par les deux fuites basses. Dans les valeurs du paramètre η , contrairement aux résultats obtenus pour R2, l'influence des trois fuites se fait sentir sur les deux fibres. L'influence de LO1 est bien séparée, tandis que l'influence de LO2 et LO3 forme une zone commune.

La dernière face analysée, la face Sud, contient la fuite basse LS de 4 m de largeur avec deux vannes de fuites volontaires. Logiquement, l'influence de cette zone est visible seulement sur la fibre basse , par les valeurs du paramètre η et du coefficient de détermination R2, mais peu significativement.



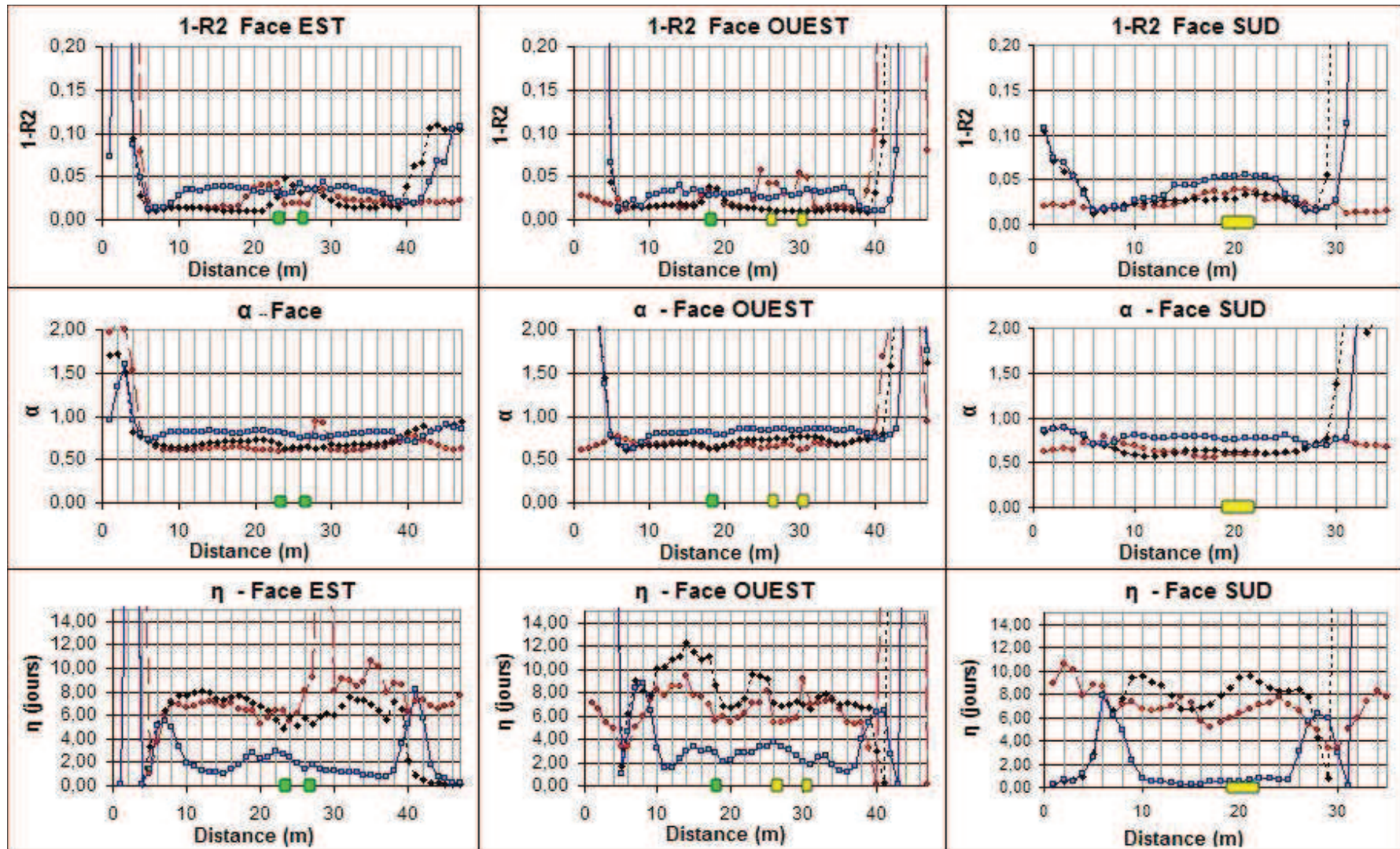
Fibre optique:

B —●— M —◆— T —■—

Localisation de la fuite :

■ haute ■ basse

Figure 4- 5 Résultats d'analyse des séries de température en fonction de la température de l'air, pour le remplissage sans la géomembrane



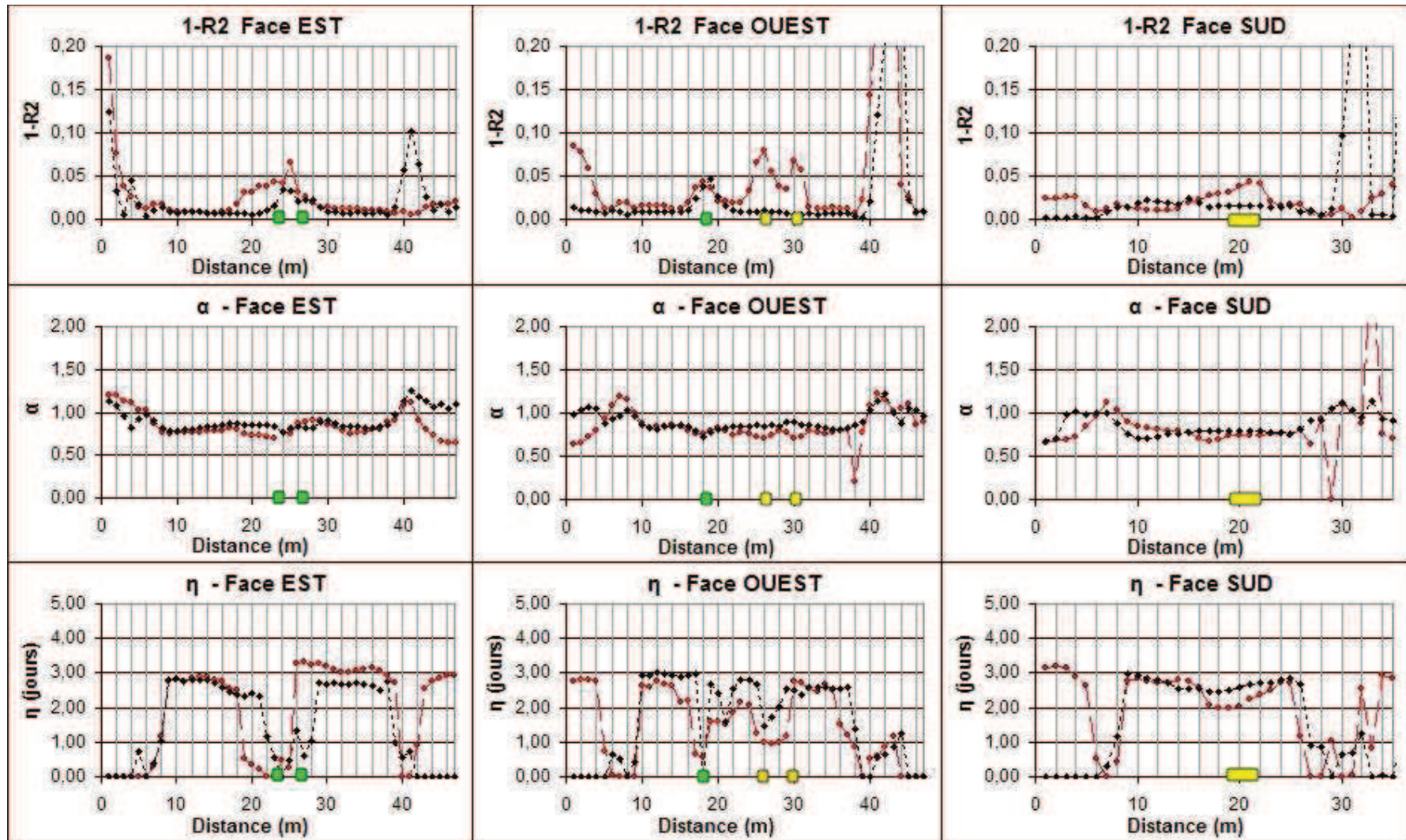
Fibre optique:

B —●— M —◆— T —■—

Localisation de la fuite :

■ haute ■ basse

Figure 4- 6 Résultats d'analyse des séries de la température en fonction de la température mesurée par PT-100, pour le remplissage sans la géomembrane



Fibre optique:

B —●— **M** - -◆- -

Localisation de la fuite :

■ haute ■ basse

Figure 4- 7 Résultats d'analyse des séries de la température en fonction de la température mesurée par fibre $\langle T \rangle$, pour le remplissage sans la géomembrane

Sur la Figure 4- 8, on montre quelques exemples de séries de température locale mesurée le long de la face Est du bassin et leur reproduction obtenue avec le modèle retard pour la fibre . Le chiffre lié à la lettre représente la distance en mètres. Pour tous ces points, les valeurs du coefficient de détermination R2 dépassent 0,95. Au point 4B au coin du bassin, la fibre passe très près de la surface ; en conséquence, les variations de la température sont les plus importantes. Les points 12B, 26B, 32B sont localisés sur la partie horizontale de la fibre. L'influence de l'humidité plus importante dans la zone de la fuite LE1 se fait sentir au point 26B (augmentation du transport conductif de la chaleur). On voit cela finalement aussi dans la variation de la température qui est plus importante.

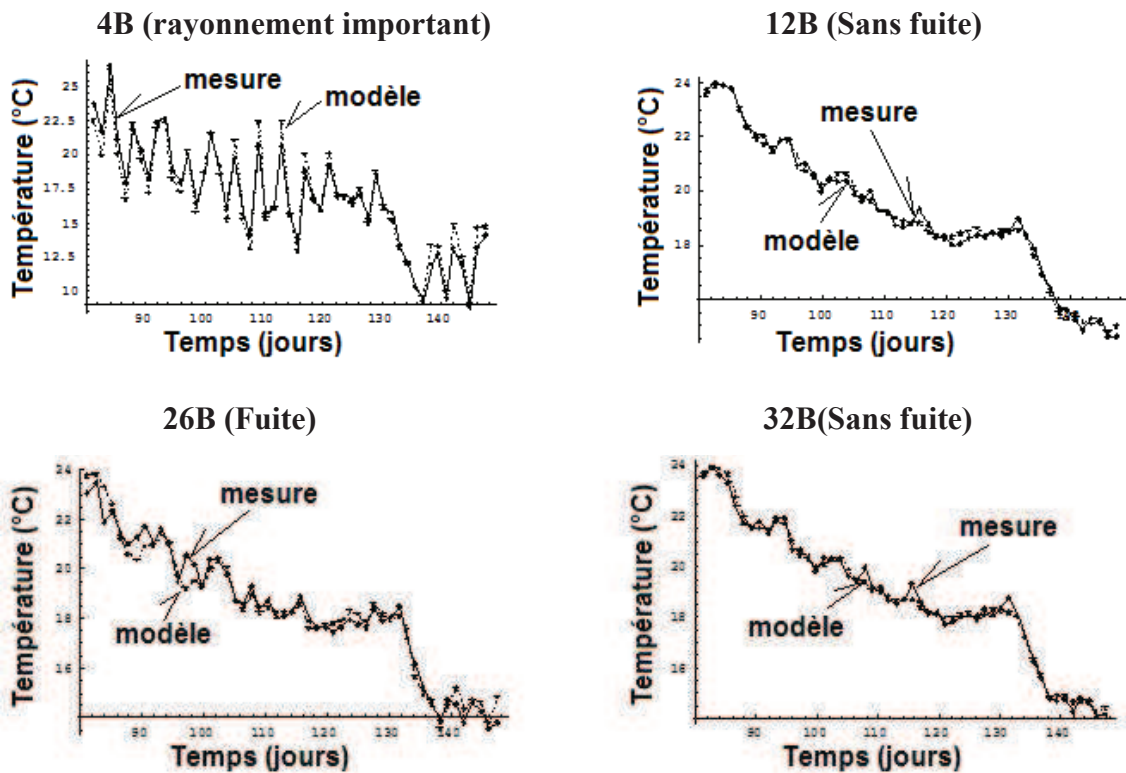


Figure 4- 8 Exemples de séries de température en différents points le long de la face Est et leur reproduction avec le modèle retard

4.1.4 Analyse des mesures de la température lors du remplissage du bassin avec géomembrane

L'analyse des mesures de température réalisées lors du remplissage du bassin avec une géomembrane a été significativement plus difficile et finalement les résultats obtenus ne montrent pas clairement des zones des fuites. Pour des raisons de disponibilité, l'appareil d'acquisition des données a été changé pour ce deuxième cycle des mesures. L'appareil utilisé s'est révélé peu précis, avec un bruit important dans les données brutes et des valeurs maximales d'erreur proches de 1.5 °C (Figure 4- 9). On a donc appliqué un filtrage des données, en calculant la moyenne sur 12 heures de mesure. On

a ainsi pu effectuer une analyse des données de température ainsi filtrées, ce qui a réduit très significativement les temps des calculs.

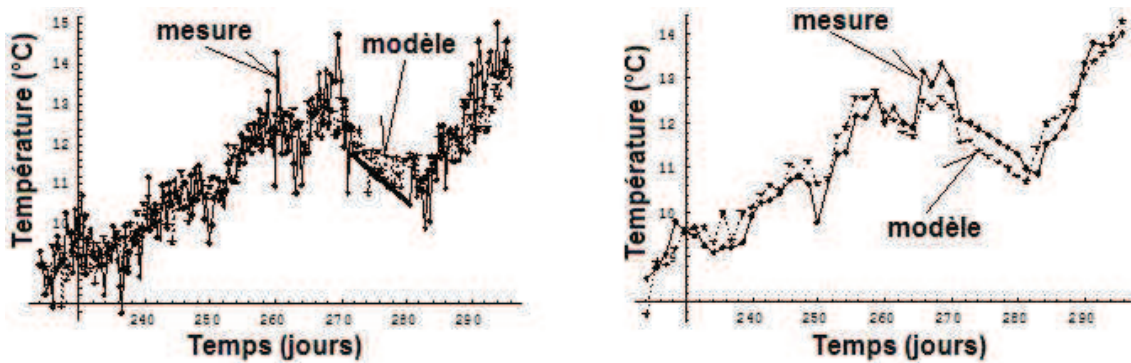
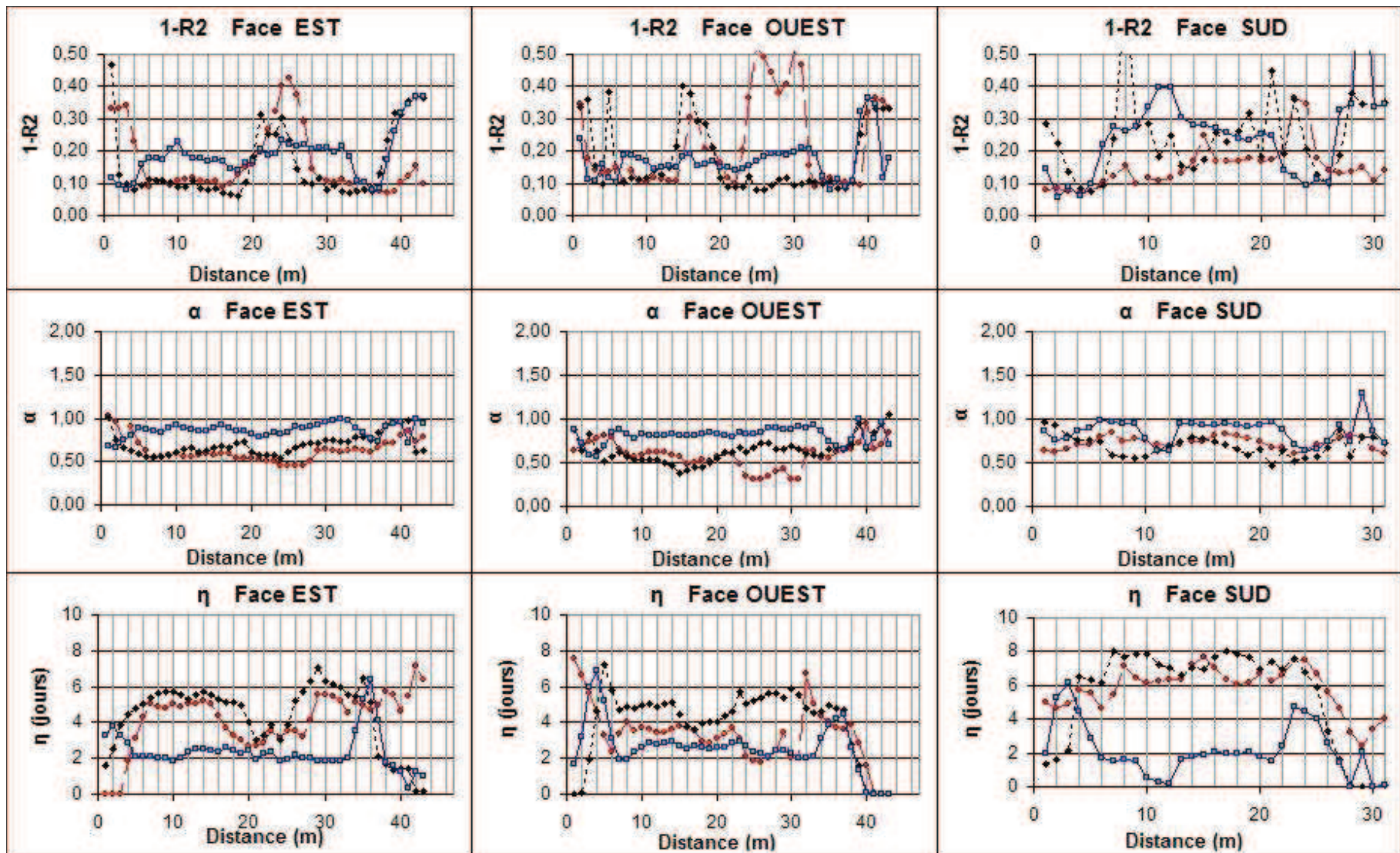


Figure 4- 9 Exemples de données brutes avant et après le filtrage ainsi que leur modélisation avec le modèle retard.

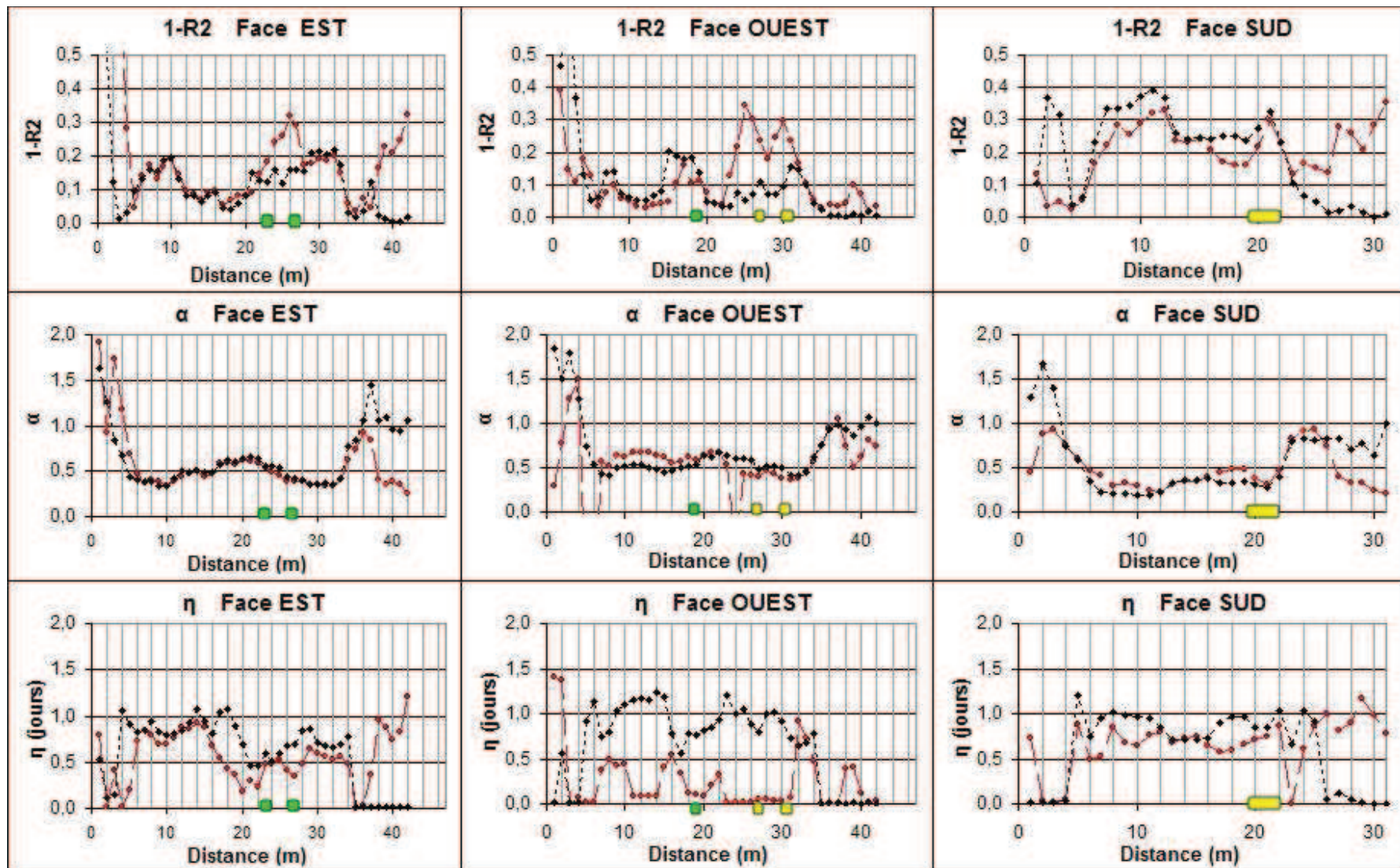
Finalement sur les Figure 4- 10, 4-11 et 4-12 nous présentons les résultats de l'analyse des températures tous les mètres de fibre optique, le long des faces Est, Ouest et Sud du bassin. Comme précédemment, nous avons analysé les données d'abord en fonction de la température de l'air, ensuite en fonction de la température mesurée par la sonde PT-100 sur la crête du bassin, et enfin en fonction des températures mesurées par la fibre <T>. Cependant, comme nous l'avons signalé, on constate que pour les trois analyses, les zones des fuites ne peuvent pas être clairement identifiées à cause de la mauvaise qualité des données brutes.



Fibre optique :
B —●— **M** —◆— **T** —□—

Localisation de la fuite :
■ haute ■ basse

Figure 4- 11 Résultats de l'analyse des séries de température en fonction de la température mesurée par PT-100, pour le remplissage avec géomembrane



Fibre optique:

B —●— **M** - -◆-

Localisation de la fuite :

■ haute ■ basse

Figure 4- 12 Résultats de l'analyse des séries de température en fonction de la température mesurée par la fibre $\langle T \rangle$, pour le remplissage avec géomembrane

4.2 Validation sur la digue du canal d'amenée d'Oraison

La deuxième site où nous avons appliqué l'analyse des mesures thermiques avec le modèle retard est le canal d'amenée d'Oraison, propriété de EDF, et équipé d'une installation de mesures passives de la températures par fibre optique.

Pour l'analyse des données du canal, on a utilisé le modèle retard à quatre paramètres (3.38). L'influence de la température de l'air est essentielle, cependant l'influence de la température du sol coté aval a dû être aussi prise en compte.

On verra que, même si les résultats de l'analyse montrent que la digue du canal ne présente pas de fuites, ils donnent des informations nombreuses et importantes concernant les propriétés hydro-thermiques de l'ouvrage et la validation du modèle sur un site réel à grande échelle.

4.2.1 Description du canal et de l'installation

La hauteur de la digue du canal augmente au fur et à mesure qu'on se rapproche de l'usine, jusqu'à une hauteur maximale de 27 m. L'étanchéité est assurée par des dalles de béton. Dans la digue du canal, sont installés un certain nombre de collecteurs de drains, appelés ovoïdes. Ils débouchent au pied de la digue, coté aval (Figure 4-14).

Le corps de l'ouvrage a été significativement modifié en 1965 après des désordres survenus pendant l'été 1964. L'ancien et le nouveau profil transversal sont présentés sur la Figure 4- 13.

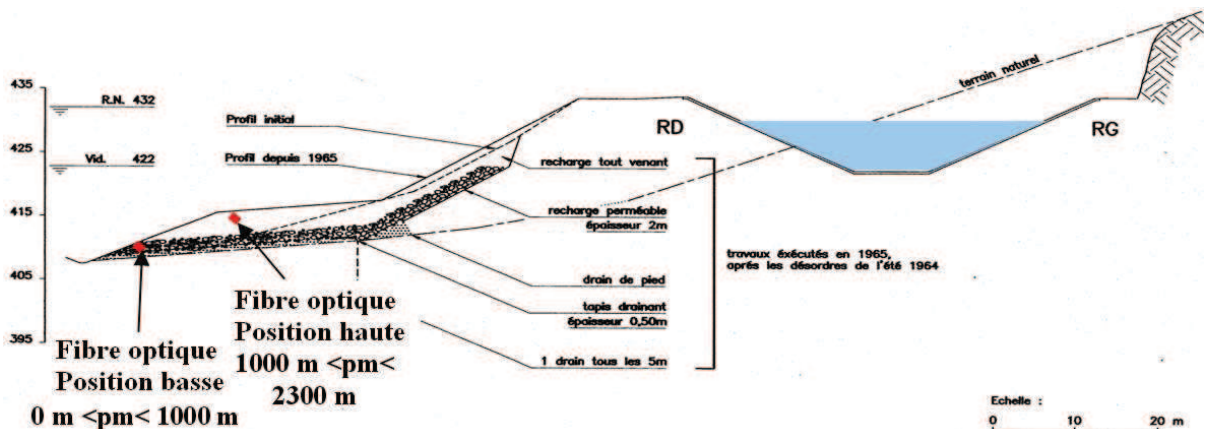


Figure 4- 13 Profil type du canal d'Oraison (Guidoux, 2008)

La fibre optique est installée en pied de la digue pour les 1 000 premiers mètres, ensuite, sur quelques dizaines de mètres, elle monte progressivement pour passer sous la crête de la risberme (Figure 4-14). Sur toute sa longueur, elle est située à 0,8 m sous la

surface du sol. Les mesures passives de température ont été réalisées en utilisant la technologie Raman. La nappe est située à plus de 10 m sous la fibre.

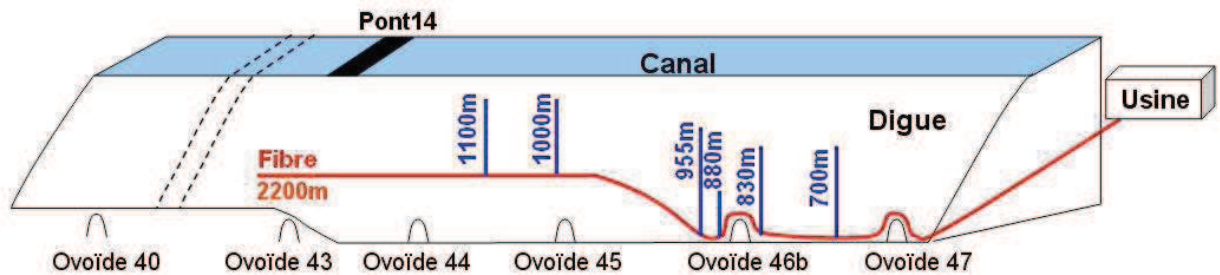


Figure 4- 14 Schéma de principe de la disposition de la fibre optique sur le canal d'Oraison (Guidoux, 2008)

4.2.2 Analyse des mesures de la température

La température de la fibre a été mesurée toutes les 30 minutes avec une résolution spatiale d'un mètre entre février 2005 et février 2006. Pour la même période, on dispose aussi des valeurs horaires de la température de l'air et de l'eau. Cependant, pour la température de l'eau, il y a une absence de données entre le 10 et le 26 mai 2005.

Nous avons disposé les mesures thermiques de la fibre optique sur le tronçon allant du PM 700 m au PM 1100 m. Cette section commence entre les ovoïdes 47 et 46b. La fibre passe dans la position basse, proche du drainage, jusqu'à l'ovoïde 46b, qui se trouve au PM 858 m de la fibre. La fibre contourne l'ovoïde par dessus, puis après elle retourne à sa position basse. A partir du PM 960 m, la fibre monte progressivement sur la risberme, où à partir du PM 1000 m, elle est installée en position haute sous la risberme (Figure 4-14).

Après des tests initiaux, on a constaté qu'on obtient la meilleure valeur du coefficient de détermination R^2 en utilisant le modèle retard à quatre paramètres qui permet d'analyser l'influence de la température de l'air et de l'eau ; aussi, la période d'analyse commence fin mai 2005. L'exemple de l'analyse de la même série de mesures de température avec le modèle retard à deux ou quatre paramètres est présenté sur la Figure 4- 15.

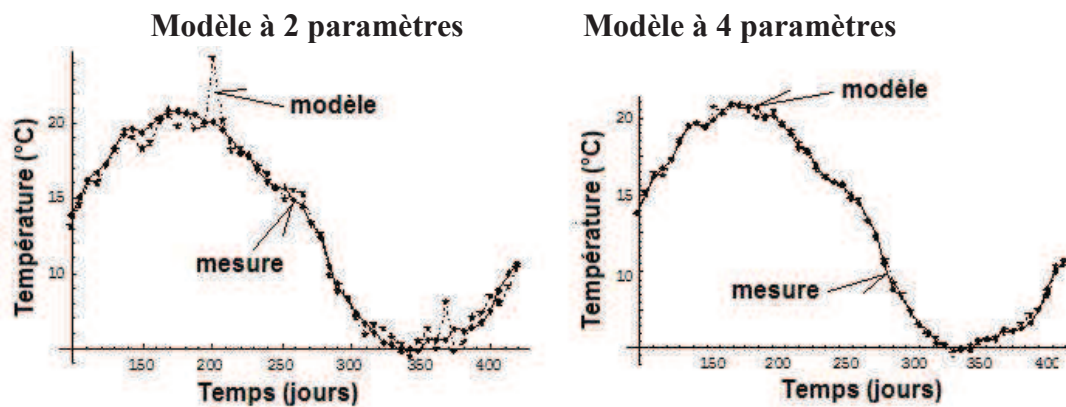


Figure 4- 15 Exemple d'analyse avec le modèle retard à deux ou quatre paramètres

Dans la suite de ce chapitre, pour rendre plus claire la présentation des résultats, on va utiliser les paramètres suivants du modèle retard :

- α_{am} , η_{am} paramètres qui décrivent la transformation du signal du côté amont (eau) ;
- α_{av} , η_{av} paramètres qui décrivent la transformation du signal du côté aval (air).

Les résultats de l'analyse des séries de température de la digue Oraison sont présentés sur la Figure 4- 17 et

Figure 4- 18.

Pour tous les points de mesure, les valeurs du coefficient de détermination sont excellentes, supérieures à 0,98.

Sur la longueur de la fibre, l'analyse effectuée permet d'identifier cinq zones de réponses thermiques caractéristiques : de 700 m à 830 m, de 830 m à 880 m, de 880 m à 955 m, de 955 m à 1000 m et de 1000 m à 1100 m.

Dans la première zone, de 700 m à 830 m, la fibre est installée en partie basse, près du drainage. On voit que sur cette zone, toutes les valeurs des paramètres du modèle ainsi que le coefficient de détermination sont généralement stables. L'influence de la température de l'air est très significative. L'amortissement du signal du côté aval est égal à environ 20 % - 30 % (α_{av} varie autour de 0,75) et les valeurs du paramètre η_{av} sont égales à environ 20 - 30 jours. La bonne qualité de l'analyse confirme la comparaison de la différence en temps entre les valeurs minimales de la température de l'air et de la température de la fibre optique, ainsi qu'entre leurs valeurs maximales. Ces différences valent aussi environ 20 - 30 jours comme les valeurs du paramètre η_{av} (exemple Figure 4- 16).

L'influence de la température du côté amont est faible. La valeur du paramètre α_{am} varie autour de 0,15. Cependant, comme nous l'avons montré auparavant, la prise en compte de cette influence est importante pour obtenir une excellente reproduction des températures mesurées par le modèle retard. Le temps du retard de la réponse η_{am} est égale à environ 20 jours.

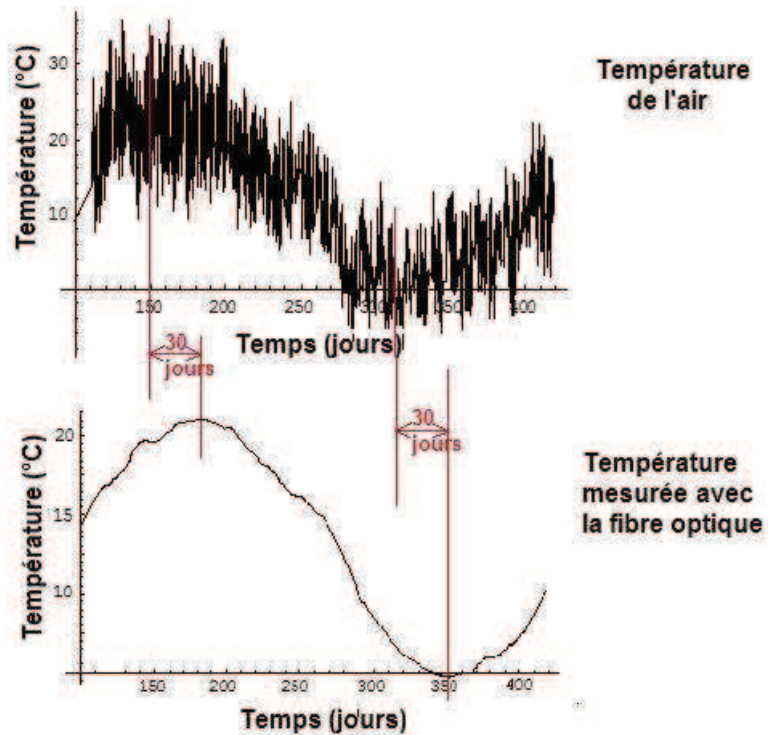


Figure 4- 16 Comparaison de la température de l'air et de la température de la fibre optique dans la zone de la fibre de 700 m à 830 m

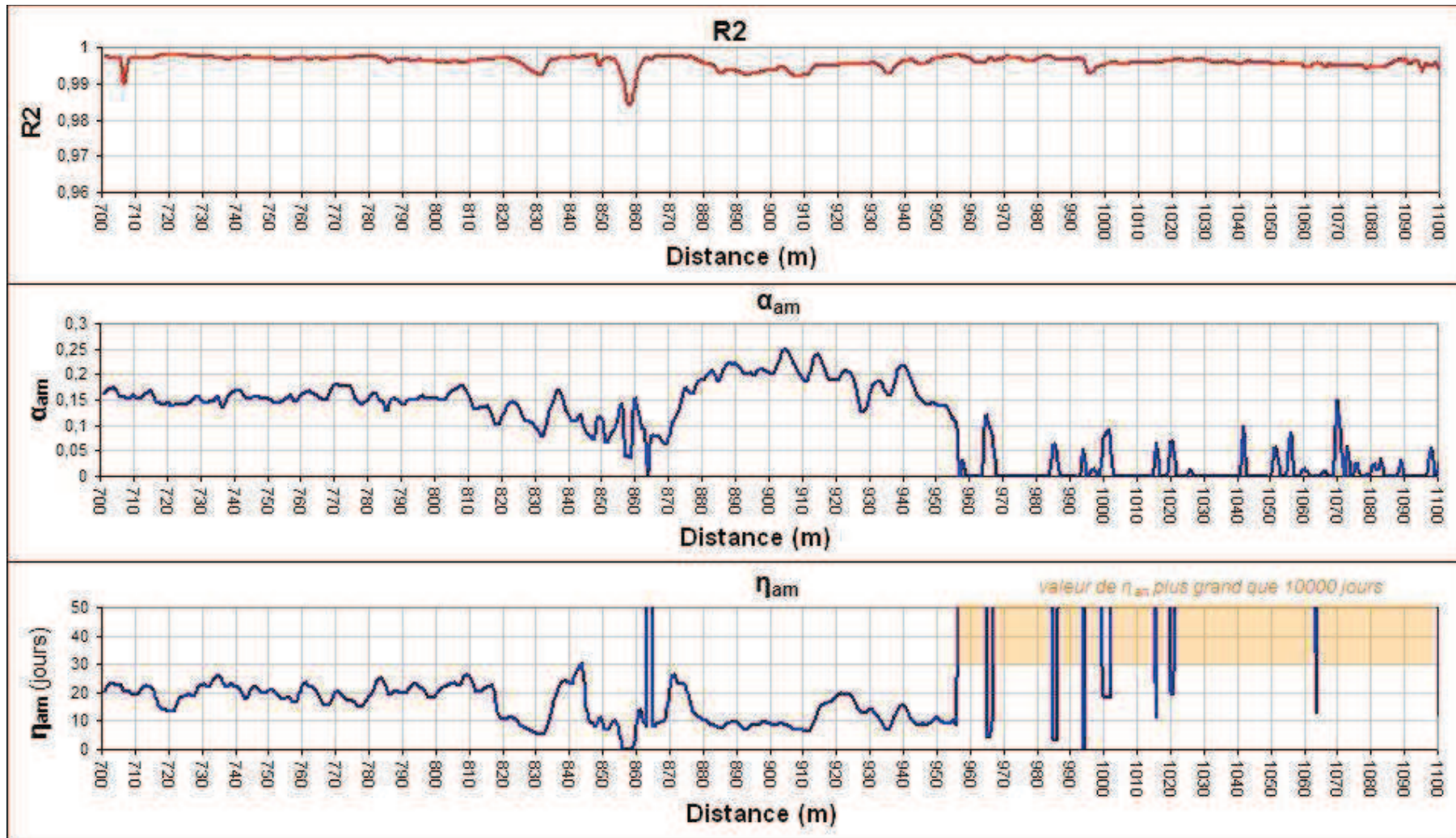


Figure 4- 17 Résultats de l'analyse des températures du canal Oraison avec le modèle retard, distance de 700 m à 1100 m, valeurs du coefficient de détermination et des paramètres α_{am} et η_{am}

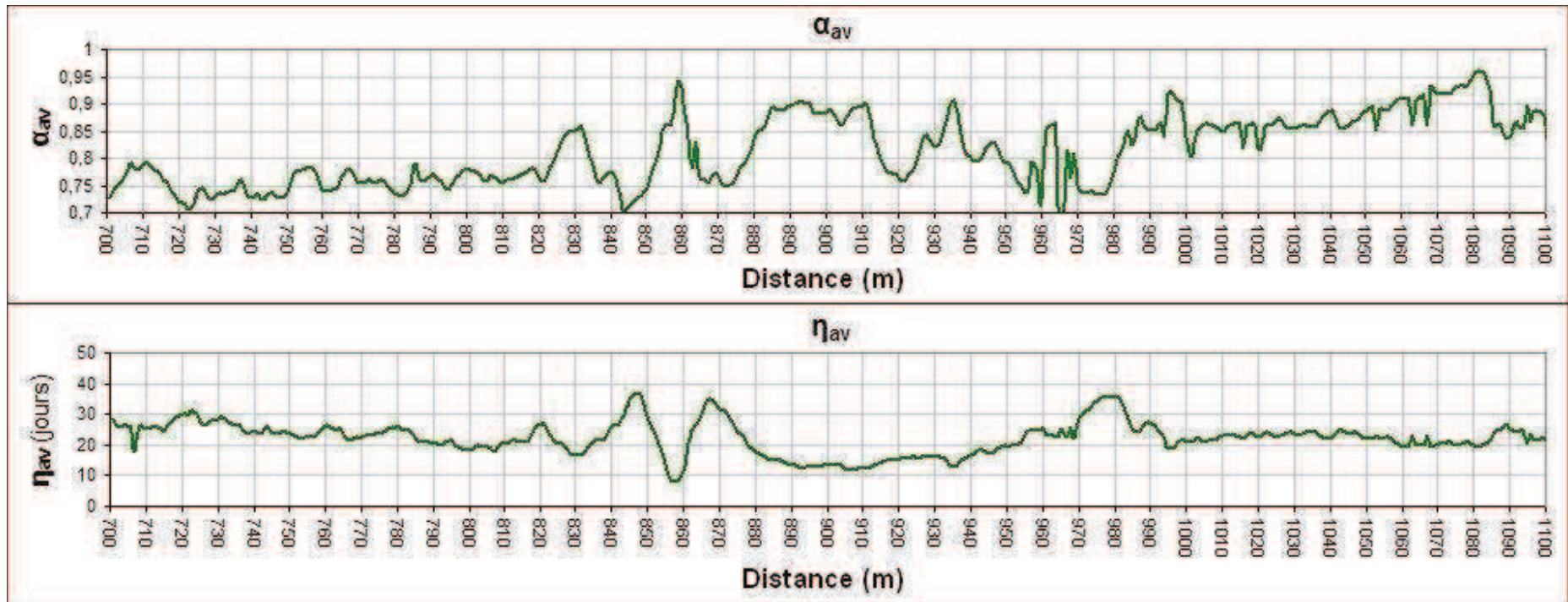


Figure 4- 18 Résultats de l'analyse des températures du canal Oraison avec le modèle retard, distance de 700 m à 1100 m, valeurs des paramètres α_{av} et η_{av}

La seconde zone, située sur la fibre optique entre 830 m et 880 m, est liée à l'existence de l'ovoïde 46b. Dans la zone de 857 à 859 m, où la fibre est installée au plus près de l'ovoïde, la variation des paramètres du modèle retard en fonction de la température de l'air est très claire. L'influence de la température du côté aval augmente très significativement et la valeur maximale de α_{av} égale 0,95. Le temps de passage du signal η_{av} est le plus court sur toute la longueur de la fibre analysée : il est de 8 jours. En conséquence, l'influence de la température du côté amont est négligeable ($\alpha_{am}=0,05$).

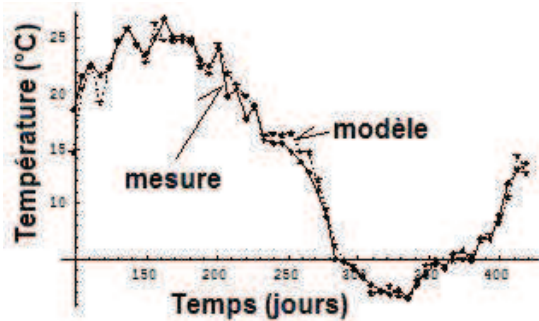
Cependant, pour le moment, nous ne pouvons pas expliquer clairement les valeurs des paramètres du modèle sur les deux côtés de l'ovoïde, pour les zones de la fibre de 830 m à 857 m et de 859 m à 880 m qui sont presque symétriques par rapport à l'ovoïde. Pour ces deux parties de la fibre, l'influence de la température de l'air diminue, et le temps du transport de chaleur du côté aval augmente significativement (η_{av} égale environ 37 jours). Simultanément, l'influence de la température amont reste toujours faible.

On retrouve le même type de réponse à la température de l'air dans la zone de 970 à 985 m, où la valeur de α_{av} diminue et celle de η_{av} augmente. Cette partie de la fibre est localisée à côté de l'ovoïde 45 et pas encore sous la risberme. Par contre, de l'autre côté de cet ovoïde, la fibre est localisée déjà dans sa position haute, ce qui explique que l'on ne retrouve pas la même symétrie de réponse visible autour de l'ovoïde 46b. Malheureusement, contrairement au bassin d'Aix, nous n'avons pas eu accès à toutes les informations détaillées concernant la description technique du canal d'Oraison, ce qui rend plus difficile l'interprétation de l'effet thermique.

La section suivante de la fibre optique, de 880 m à 955 m, montre la plus grande influence de la température du côté amont, sur toute la longueur de la section. On peut expliquer ces résultats de deux façons. Tout d'abord on constate que cette zone d'ouvrage a été humide en janvier 2000, humidité ayant pu provenir du canal. La deuxième explication est l'influence de l'eau du contre-canal qui s'infiltre dans le sol et influence la température de la fibre localisée en position basse. Les valeurs des paramètres du modèle obtenues pour cette zone sont les suivantes : la valeur maximale du paramètre d'amortissement du signal amont α_{am} vaut environ 0,25 et le temps du retard de la réponse η_{am} au point de mesure vaut environ 10 jours. De l'autre côté, on observe la même relation dans les valeurs des paramètres qui décrivent le changement du signal de l'air. Le paramètre α_{av} est significatif. Il vaut environ 0,9 quand η_{av} minimal vaut seulement 10 jours. Si l'on faisait l'hypothèse que cette zone est plus humide que les autres, cela expliquerait le transport conductif plus important et aussi plus court du côté aval du remblai.

On constate que les valeurs des paramètres α_{av} et η_{av} sont comparables au droit de l'ovoïde (distance 858 m) et dans cette zone d'influence significative de la température de l'eau (distance 908 m). Cependant les valeurs des paramètres α_{am} et η_{am} sont différentes mais demande à être vérifié sur d'autres exemples. Cela prouve que le modèle retard est bien sensible pour montrer ces différences.

**Température au droit de l'ovoïde
(distance 858 m de FO)**



**Température dans la zone d'influence
la plus significative de la face amont
(distance 908 m de FO)**

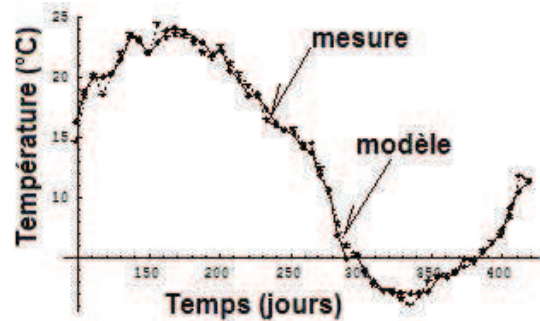


Figure 4- 19 La température de la fibre optique au droit de l'ovoïde situé à 858 m et dans la zone d'influence significative de la température de l'eau située à 908 m.

La quatrième section identifiée, de 955 m à 1 000 m, constitue un passage de la fibre optique de sa position basse vers sa position haute. Une variation des valeurs des paramètres qui décrivent l'influence de la température aval est significative dans cette section. Un essai d'explication de ce phénomène a été déjà présenté dans la description de la deuxième section thermique de la fibre, où est localisé l'ovoïde 46b.

La dernière section qui se distingue, se trouve dans la zone de 1 000 à 1 100 m de la fibre. La fibre passe plus haut que précédemment et est installée dans la risberme, loin du drainage du pied de digue. Cette zone est particulièrement influencée par le rayonnement, ce qui a été confirmé par la modélisation numérique de Guidoux (2008). En fait, la fibre est posée sous la surface de la risberme qui est presque horizontale et subit donc plus l'influence du soleil que le talus incliné du remblai. Dans cette zone de la fibre, on trouve que l'influence de la température de l'eau est négligeable. Le paramètre α_{am} est égal à zéro dans plupart des points de mesures et les valeurs du paramètre η_{am} sont supérieures à 10 000. Si on regarde l'équation (3.37), on voit que paramètre η est au dénominateur, donc pour des valeurs élevées du paramètre η , l'influence de la température de l'eau est pratiquement nulle. La valeur du paramètre α_{am} varie de 0,85 à 0,95 alors que la valeur du retard η_{av} ne varie pas significativement et vaut de 20 à 25 jours.

Remarque:

L'analyse complète d'un ouvrage hydraulique, même si l'on en reste à l'analyse des seules données thermiques, exige des études approfondies de toutes les informations disponibles sur l'histoire de l'ouvrage (toutes les phases depuis sa construction), ses paramètres géo-mécaniques, ainsi que l'histoire des mesures d'autres systèmes d'auscultations (par exemple des piézomètres), etc. Cela sort du cadre de cette thèse. Malgré ces réserves, les résultats de nos études semblent être satisfaisants du point de vue de la validation du modèle retard sur un ouvrage de grande échelle. Sur le canal

d'Oraison, on constate qu'on ne voit pas d'influence significative des températures du côté amont qui pourrait signifier une fuite importante dans le corps de la digue.

4.3 Conclusion

Nous avons analysé deux cas différents d'ouvrages, un bassin expérimental avec des fuites artificielles, et une digue réelle de canal de grandes dimensions. La fibre optique était installée dans la partie non saturée de leurs corps, pour mesurer la température. Le paramètre important qui a permis d'identifier des fuites et des différences dans le transport de l'eau, est la variation de l'humidité qui influence le transport conductif de la chaleur dans la partie non saturée de l'ouvrage.

L'analyse des mesures du bassin expérimental montre que dès que l'on dispose de mesures thermiques de bonne qualité, le modèle retard permet très bien d'identifier les zones de fuites. Néanmoins, on constate que l'influence des conditions thermiques extérieures peut localement influencer significativement les résultats d'analyse. Pour éviter ce problème, l'analyse a été effectuée en fonction des températures mesurées par une autre fibre installée près de la surface, hors de la zone d'influence des fuites.

L'analyse des températures de la digue de grandes dimensions a montré que le modèle retard permet d'obtenir des informations hydro-thermiques nombreuses et importantes concernant le comportement de la digue, qui complètent celles obtenues par les méthodes classiques de surveillance.

Chapitre 5

Application à un écoulement laminaire / turbulent dans un conduit partiel

Dans les deux chapitres précédents on a traité le cas du milieu poreux continu. En prenant en compte le développement intensif des méthodes thermiques passives et actives pour l'auscultation des ouvrages hydrauliques en terre, on voit aussi la nécessité importante d'une connaissance profonde de l'influence thermique du renard. D'abord pour être capable d'identifier ce processus, mais – ce qui est aussi important – pour interpréter correctement les données thermiques.

Nous limitons nos recherches au développement du renard par érosion régressive. On rappelle que l'érosion régressive développe un conduit depuis une surface libre aval de l'ouvrage vers l'amont. Par surface libre aval de l'ouvrage, on entend la limite par laquelle les particules du sol sont transportées hors d'un domaine érodé. Cela peut être la face aval de l'ouvrage ou la surface entre le sol érodé (par exemple le matériau du noyau) et le filtre (voir Figure 5- 1).

Cette partie du rapport concerne l'évaluation de la possibilité d'identification de l'érosion régressive par l'analyse des mesures thermiques, ainsi que l'estimation de ses paramètres géométriques et de sa cinétique. On présente aussi un essai d'application du modèle de la réponse impulsionnelle pour modéliser les températures sur l'exutoire du conduit partiel.

Tout d'abord, nous présenterons la description d'un système simplifié et la méthodologie appliquée pour analyser l'influence thermique d'un conduit partiel. Ensuite, une description générale du couplage du champ des vecteurs de la vitesse de l'écoulement de l'eau et du transport de la chaleur dans un cas de conduit partiel sera décrite, comme une introduction à la présentation de résultats plus détaillés.

Puis, nous analyserons les relations entre les dimensions du trou et nous décrivons son influence thermique sur le champ de la température dans le sol environnant.

Finalement, nous détaillerons l'effet thermique de la géométrie du trou sur la température mesurée à son exutoire, et nous présentons l'analyse de celui-ci, pour les conditions simplifiées, avec le modèle à deux paramètres de la réponse impulsionnelle.

5.1 Généralités sur les modélisations numériques

Les formes du renard peuvent être différentes. Elles dépendent des conditions initiales et des conditions de progression du processus qui sont présentées par exemple dans le Rapport Intermédiaire de EWG (2007 EWG). Dans un sol peu cohésif, le renard peut prendre la forme d'un arbre avec des conduits nombreux qui se développent sous forme ramifiée vers la face amont. Le cas opposé est celui d'un seul conduit, dans un sol plus cohésif.

L'axe du conduit normalement n'est pas linéaire. De plus, le bord du conduit est irrégulier, et peut changer significativement.

La mécanique du développement du renard dans les sols cohésifs, qui sont les matériaux élémentaires des corps des ouvrages hydrauliques en terre, n'est pas encore bien définie. Wan et Fell (2002, 2004) ainsi que Bonelli *et al.* (2006, 2007) ont étudié et décrit l'augmentation du rayon du conduit d'un renard qui traverse le corps d'une digue. Mais le modèle d'interprétation de l'érosion régressive sous forme d'une conduite qui se développe de la surface aval vers la surface amont n'est pas encore construit. Il n'existe pas de modèle qui couple la progression mécanique du renard avec le transport de l'eau et de la chaleur.

Dans ce chapitre, on simplifiera le cas réaliste d'une digue avec un renard, sa géométrie (Figure 5- 1) ainsi que les charges réelles hydrauliques et thermiques aux limites de l'ouvrage. Cela nous permettra d'identifier des paramètres essentiels de l'influence thermique du trou. Nous analyserons des phases successives du développement du trou dans l'espace, mais nous ne considérerons pas l'évolution de l'érosion au cours du temps dans la modélisation. Le milieu solide est considéré statique.

Comme dans les paragraphes précédents, on utilise le logiciel Fluent pour les calculs numériques. Contrairement à l'écoulement laminaire dans le milieu poreux, la présence du conduit exige une vérification approfondie de la possibilité de l'apparition d'un écoulement turbulent et de son influence sur le champ thermique du système. Nous analysons ce problème au sous-chapitre 5.1.2.

5.1.1 Géométrie du modèle numérique et validation du maillage

On considère le domaine poreux cylindrique avec un conduit partiel cylindrique dont les axes de symétrie sont confondus (Figure 5- 2). Si on suppose que la gravité est nulle, que le milieu poreux est isotrope et saturé, et que l'eau remplit totalement le conduit, on peut modéliser sous Fluent le système défini ci-dessus comme un problème

axisymétrique. C'est-à-dire que pour le système à trois dimensions cylindrique, on modélise seulement une surface rectangulaire, constituée du demi-espace d'une coupe longitudinale du cylindre. Elle est limitée horizontalement par une paroi d'un côté, et par l'axe de symétrie du cylindre de l'autre côté. Les limites verticales représentent les frontières amont du côté réservoir et aval du côté de l'air. Les différences entre le modèle à trois dimensions et à deux dimensions axisymétrique sont négligeables (Bolla 2006).

Plusieurs maillages rectangulaires ont été préparés, pour différentes dimensions du domaine poreux et du conduit. Leurs paramètres géométriques sont énumérés dans le Tableau 5- 1. Les maillages du type I, II et III ont été dessinés pour chercher, particulièrement par des modélisations stationnaires, le rayon minimal du conduit qui influence significativement le champ thermique du système. En revanche les maillages du type IV, qui ont le rayon du conduit le plus grand et les dimensions de mailles les plus grandes, pour minimiser la nombre des mailles, permettent de réaliser les calculs transitoires plus chargé pour la grappe de calcul. Les différents maillages seront, à partir de maintenant, désignés par le numéro qui leur est attribué dans le Tableau 5- 1.

Les dimensions des mailles ont été diminuées dans le sol au bord du conduit et à l'intérieur du conduit, là où les gradients de la vitesse de l'écoulement de l'eau et les gradients thermiques atteignent leurs plus grandes valeurs.

Les dimensions maximales des mailles ont été déterminées avec des modélisations couplées du transport de la chaleur et de l'eau pour un réglage des paramètres physiques du sol et géométriques du conduit (dans l'échelle des valeurs des paramètres choisies pour les modélisations) qui donnent des vitesses maximales de l'écoulement de l'eau dans le trou, donc simultanément les plus grands gradients de vitesse d'écoulement et de la température dans le système, ainsi que la turbulence maximale dans le trou.

Les réductions successives des dimensions des mailles jusqu'à leurs dimensions finales ont permis d'obtenir une précision de la modélisation de 0,003°C pour les modélisations stationnaires, et de 0,05°C pour les modélisations transitoires.

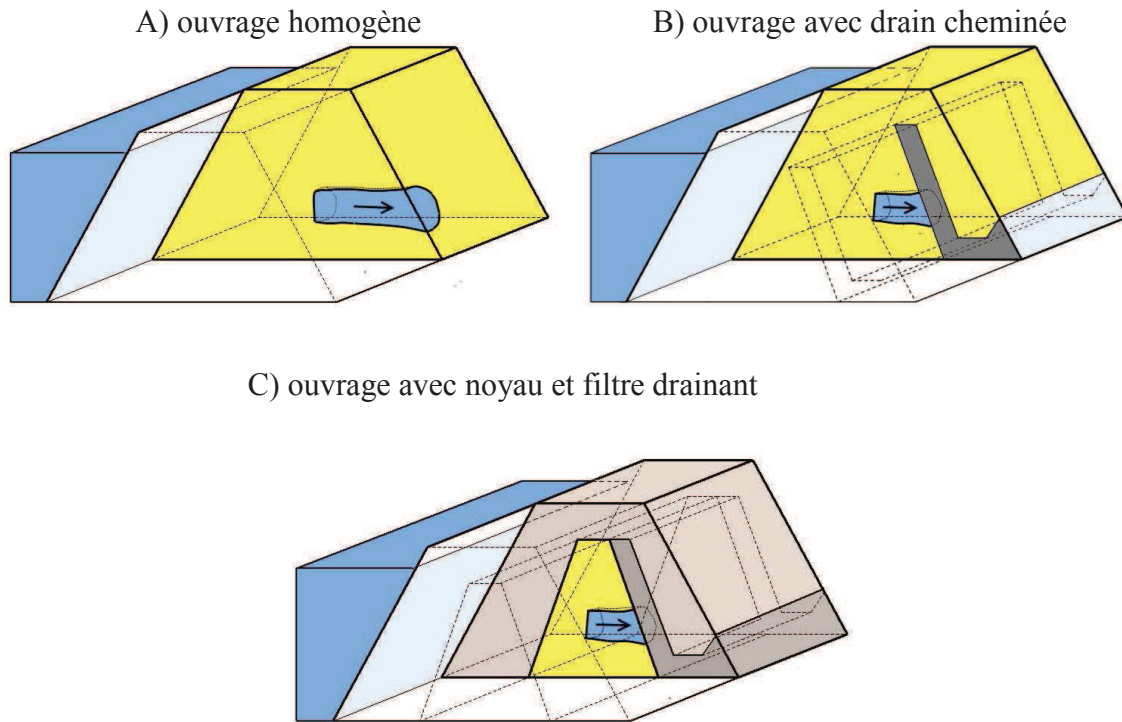


Figure 5- 1 : Représentation schématique des cas d'érosion régressive considérés selon le type d'ouvrage

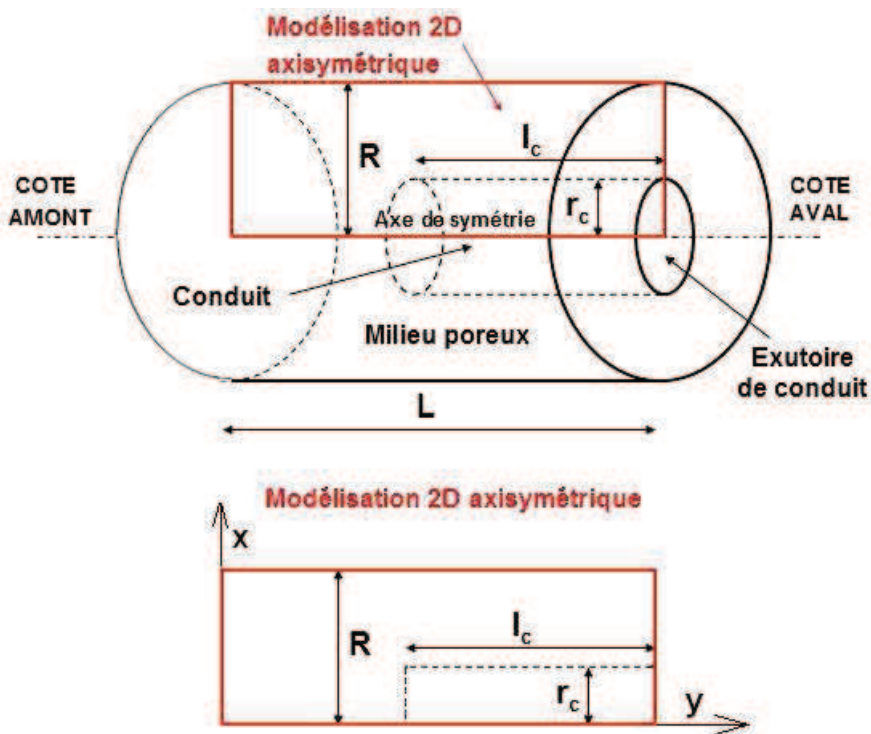


Figure 5- 2 : Représentation schématique géométrique du domaine modélisé

Type du maillage	Longueur du cylindre L [mm]	Rayon du cylindre R [mm]	Rapport de la longueur du conduit à la longueur du cylindre l_c / L					Rayon du conduit r_c [mm]					Application au type de modélisation	
			0,1	0,2	0,3	0,5	0,9	1	2	3	5	10		50
I	1000	250	X	X	X	X	X				X			stationnaire
II	1000	1000	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X		
III	10000	1000	X	X	X	X	X				X			
IV	1000	1000	X		X	X	X						X	transitoire

Tableau 5- 1 : Caractéristiques géométriques des maillages avec le conduit et leur application au type de modélisation.

5.1.2 Le modèle d'écoulement de l'eau et de transport de la chaleur dans le conduit et dans le milieu poreux

On suppose le fluide incompressible. L'équation de la conservation de l'énergie (2.5) définie dans le chapitre 2.1.4 est valable pour le transport de la chaleur dans le domaine poreux ainsi que dans le conduit.

Pour le milieu poreux, nous supposons *a priori* que l'écoulement de l'eau est laminaire, de la même façon que dans les modélisations précédentes réalisées dans le chapitre 3. Nous pouvons donc utiliser les équations de Navier-Stokes de type laminaire (2.3). Cependant, la solution analytique du régime de l'écoulement dans le trou n'est pas possible. L'eau est drainée par le trou. De l'amont du trou vers sa sortie aval, on observe l'accumulation de la masse de l'eau et l'accroissement de la vitesse de l'écoulement dans le conduit. Finalement on peut s'attendre à l'apparition de turbulences, particulièrement dans l'axe du trou proche de sa sortie, et à leurs influences éventuelles sur la réponse thermique intérieure et extérieure (dans le domaine poreux) du trou.

Le logiciel Fluent offre cinq grands modèles de la turbulence : un modèle de résolution directe, le LES (*Large Eddy Simulation*), et quatre modèles utilisant les RANS (*Reynolds Averaged Navier Stokes* équations) avec une ou plusieurs équations de fermeture. Parmi ces quatre modèles, on distingue le modèle de Spallart-Allmaras (une équation de fermeture), les modèles k- ϵ et k- ω (deux équations de fermeture) et enfin le modèle des contraintes de Reynolds (sept équations de fermeture). Chaque modèle possède ses particularités, qui le rendent plus ou moins efficace selon la nature de la turbulence et souvent selon la géométrie du problème.

L'analyse bibliographique (particulièrement : Fluent company, www, Bolla 2005, Chen 2000, Mohammadi et Pironneau 1994) a permis de choisir les modèles k- ϵ , avec deux équations de fermetures, comme les meilleurs pour les modélisations considérées. Ci-dessous, nous présentons une brève justification de ce choix.

La résolution directe des équations de Navier Stokes avec le modèle LES nécessite une capacité de calcul trop grande. Dans notre problème l'application des modèles qui utilisent l'équation moyennée de Navier-Stokes est plus pratique et ne produit pas de perte significative de la qualité pour les résultats. Fluent offre quatre modèles de ce type ; le premier, le modèle de Spallart-Allmaras, a une équation de fermeture trop simple. Il ne peut en particulier pas prédire la décroissance de la turbulence. Le modèle des contraintes de Reynolds qui constitue de nos jours le plus complet, apparaît comme étant trop complexe pour nos modélisations. Entre autres il permet de calculer les effets des courbures des lignes de courant, de rotations, de rouleaux et de rapides changements de pression de manière plus précise et plus efficace. Il est également meilleur dans les cas où l'anisotropie intervient, mais son grand nombre d'équations implique un grand nombre de constantes à régler et il est difficile de trouver les bons ajustements pour notre problème, comme l'a montré Bolla (2005).

Enfin, entre les deux modèles restants avec deux équations de fermeture, nous avons choisi le modèle k-ε qui s'avère robuste et économique et qui donne de bons résultats dans de nombreuses configurations classiques de l'écoulement les plus couramment utilisées. Le deuxième modèle k-ω se montre particulièrement efficace en ce qui concerne les écoulements avec décollement de couche limite, de vagues et de jets.

Nous faisons maintenant une parenthèse pour présenter les équations de base de la turbulence utilisée dans le modèle k-ε.

En suivant la théorie de Reynolds, on peut décomposer la vitesse du fluide \vec{v} (en vecteur) comme étant la somme de la vitesse moyenne \vec{V} et d'une vitesse dite fluctuante \vec{v}' :

$$\vec{v} = \vec{V} + \vec{v}' \quad (5.1)$$

pour laquelle on peut écrire :

$$\langle \vec{v} \rangle = \langle \vec{V} \rangle \Leftrightarrow \langle \vec{v}' \rangle = \vec{0}$$

L'implémentation de l'éq. (5.1) dans (2.5) donne :

$$\rho \cdot \frac{\partial \vec{V}}{\partial t} + \rho \cdot \nabla (\vec{V} \otimes \vec{V}) = -\vec{\nabla} P + \vec{\nabla} (\underline{\underline{\tau}} - \underline{\underline{\tau}}_R) \quad (5.2)$$

où pour le système à trois dimensions, le terme des contraintes de Reynolds est :

$$\underline{\underline{\tau}}_R = \rho \vec{u}' \otimes \vec{u}' = \rho \cdot \begin{pmatrix} \overline{u'u'} & \overline{u'v'} & \overline{u'w'} \\ \overline{u'v'} & \overline{v'v'} & \overline{v'w'} \\ \overline{u'w'} & \overline{v'w'} & \overline{w'w'} \end{pmatrix} \quad (5.3)$$

Les équations présentées pour la conservation de la masse (2.4) et du moment (5.2) sont utilisées dans les modèles de type k-ε mais en utilisant l'hypothèse de Boussinesq, où le terme des contraintes de Reynolds (5.3) est modélisé par des gradients de la vitesse moyenne :

$$\underline{\underline{\tau}}_{R_{ij}} = -\mu_t \left(\frac{\partial \mu_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \mu_j}{\partial x_i} \right) + \frac{2}{3} \left(\rho \cdot k + \mu_t \cdot \frac{\partial \mu_i}{\partial x_i} \right) \cdot \delta_{ij} \quad (5.4)$$

où μ_t est la viscosité dynamique turbulente.

Cette simplification présente le désavantage de supposer que la turbulence est isotrope. Elle n'est pas correcte si l'anisotropie de la turbulence a une influence dominante sur l'écoulement moyen.

Pour trouver une solution des équations de la conservation de masse et du moment, on utilise des équations supplémentaires pour fermer le système. Dans la famille des modèles $\kappa - \varepsilon$, qui dans Fluent est représentée par trois modèles « Standard », « RNG (*Renormalization-group*) » et « Réalisable », on a deux équations de fermeture, une pour l'énergie cinétique turbulente κ et une autre pour la dissipation de la turbulence ε . Les différences principales entre ces modèles concernent :

- les méthodes de calcul de la viscosité turbulente ;
- la définition du nombre de Prandtl ;
- la création et la destruction des termes dans l'équation pour « ε »

Les équations de fermeture pour les trois modèles sont présentées dans l'Annexe 7.

Nous avons comparé et vérifié les modèles du type k-ε ainsi que le modèle laminaire de Navier Stokes. Pour les modèles turbulents, l'intensité de la turbulence maximale obtenue, qui est définie comme une relation de la fluctuation turbulente à la vitesse moyenne de l'écoulement, variait de 5% à 20% en partie aval du conduit. En revanche le régime laminaire a été dominant dans la plus grande partie du conduit.

Les valeurs faibles de l'intensité de turbulence ont exclu de notre considération le modèle Standard qui est a priori valable seulement si l'intensité de la turbulence dépasse 10%. En comparant avec le modèle laminaire, l'autre modélisation a montré, que le deuxième modèle, « Réalisable », produit une influence significative sur le champ thermique dans le milieu environnant à la sortie du trou, pour une valeur maximale de l'intensité de la turbulence presque nulle ($\approx 0,05\%$). L'origine de ce problème est connue (Fluent company). Le modèle produit des viscosités turbulentes non physiques quand le domaine de calcul comporte à la fois des écoulements rotatifs et stationnaires.

Le troisième et dernier modèle disponible RNG peut être appliqué de deux façons. La première, où la formule de la viscosité turbulente est définie par l'équation suivante :

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (5.5)$$

où $C_\mu = 0,0845$,

n'est valable que pour de grandes valeurs du nombre de Reynolds, donc n'est pas utile dans le cas des modélisations considérées.

La seconde formule, plus complète, est valable aussi pour les valeurs faibles du nombre de Reynolds et se transforme en l'équation (5.6) en cas de grand nombre de Reynolds :

$$d \left(\frac{\rho^2 k}{\sqrt{\varepsilon \mu}} \right) = 1.72 \frac{\hat{v}}{\sqrt{\hat{v}^3 - 1 + C_v}} d\hat{v} \quad (5.6)$$

où $C_v \approx 100$,

Elle permet d'obtenir les résultats de calculs valables avec le modèle laminaire.

La variable \hat{v} est identifiée en utilisant la définition de la viscosité effective μ_{eff} (une description plus détaillée est présentée dans l'Annexe 7).

La comparaison des températures calculées dans l'axe du système du type II, obtenues avec les modélisations stationnaires pour les modèles Laminaire, Standard, RNG de grand valeur de nombre de Reynolds (5.5) equation reference goes here, et RNG de toute échelle du nombre de Reynolds (5.6) equation reference goes here, est présentée sur la Figure 5- 3. La longueur du trou et son rayon valent respectivement 0,2 m et 2 mm. Les modélisations ont été effectués pour trois valeurs de la diffusivité hydraulique : $4 \cdot 10^{-8}$, $4 \cdot 10^{-7}$ et $4 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$ (définies pour le système sans le trou, et pour une viscosité dynamique égale à $1,257 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$ qui correspond à 11°C). Ces valeurs correspondent aux valeurs du nombre de Péclet suivantes : 0,1, 1 et 10. Les températures sur les faces amont et aval du système valent respectivement 25°C et 5°C .

En regardant la Figure 5- 3, on remarque que les différences dans les valeurs de la température obtenue avec les modèles Laminaire et RNG de toute échelle du nombre de Reynolds sont négligeables.

On voit aussi clairement les différences significatives entre ces deux modèles et les modèles Standard et RNG de grande valeur du nombre de Reynolds. Les différences les plus importantes sont visibles pour la diffusivité hydraulique $4 \cdot 10^{-7}$ et $4 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$, particulièrement dans le conduit (distance de 0,8 à 1 m), où on applique les modèles turbulents. L'influence sur le champ thermique de l'utilisation des modèles Standard et

RNG de grande valeur du nombre de Reynolds est visible aussi dans la zone poreuse de l'écoulement laminaire avant l'extrémité l'amont du trou.

Finalement, après l'exclusion des modèles Standard, Réalisable et du modèle RNG de grande valeur de nombre de Reynolds, nous avons décidé d'utiliser pour la modélisation de l'écoulement dans le conduit le modèle de Navier-Stokes laminaire. Nous avons en effet considéré que le modèle RNG de toutes valeurs du nombre de Reynolds exige un temps de calcul plus long que le modèle Navier-Stokes laminaire.

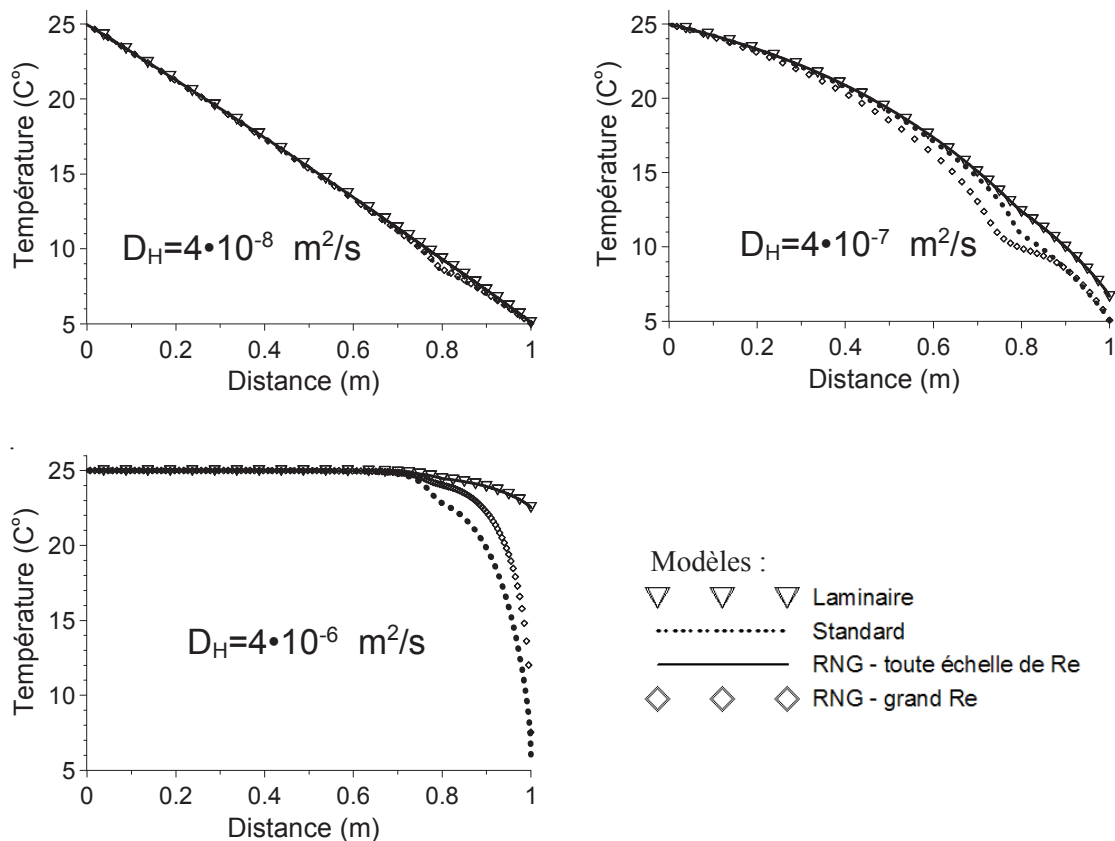


Figure 5- 3 : Comparaisons des valeurs de la température dans l'axe du cylindre, pour les différents modèles de l'écoulement turbulent ainsi que pour le modèle laminaire de Navier-Stokes, appliqués dans le conduit

En outre, dans les modélisations numériques du système avec le conduit, nous avons utilisé la viscosité dépendant de la température, en considérant que dans le cas d'un long conduit, le transport de la chaleur par le système est significativement plus rapide que dans le système sans le conduit, et qu'autour du conduit il y a localement de grands gradients thermiques. Enfin, il y a une possibilité d'influence significative de la viscosité sur les valeurs locales des vecteurs de la vitesse de l'écoulement, et par suite sur le transport advectif de la chaleur et donc sur la forme d'un champ thermique autour du conduit.

La relation entre la valeur de la viscosité cinématique ν_c et la température θ est décrite par l'équation (Rup 1978) :

$$\nu_c = \frac{(1.8 \cdot 10^{-6})}{(1 + 0.0368\theta + 0.000221\theta^2)} \quad (5.7)$$

qui pour l'utilisation dans Fluent a été recalculé pour la viscosité cinématique μ et développée en polynôme de troisième degré :

$$\mu = -1,87916 \cdot 10^{-8} \theta^3 + 1,69546 \cdot 10^{-5} \theta^2 - 5,12036 \cdot 10^{-3} \theta + 5,18402 \cdot 10^{-1} \quad (5.8)$$

Ce développement est valable avec l'équation (5.7) dans l'échelle de températures de 0°C à 25°C, avec une erreur maximale de l'ordre de grandeur de 0,002°C.

5.1.3 Conditions aux limites et conditions initiales

5.1.3.1 Conditions aux limites

On considère le domaine spatial à deux dimensions Ω limité par la frontière Γ , composée des éléments disjoints définis comme pour le domaine isotrope sans le trou (chapitre 3.1.2.1). On a donc les limites thermiques Γ_θ^D et Γ_θ^N ainsi que les limites hydrauliques Γ_H^D et Γ_H^N où D et N symbolisent les limites de type Dirichlet et Neumann, respectivement. La présence du conduit n'exige pas de définir de limites additionnelles. Les limites de type Dirichlet sont définies aux frontières amont et aval, respectivement Γ_θ^{Dam} et Γ_θ^{Dav} . Les limites de type Neumann sont imposées aux parois horizontales du système. Leurs formulations mathématiques ont été déjà exprimées dans les formules (2.8) à (2.11), et leur description est présentée dans le sous-chapitre 2.2.

Sur les limites hydrauliques aval et amont du système, on a défini les valeurs de la pression. Dans Fluent cela nous permet de recalculer les valeurs de pressions aux limites sur les valeurs de la pression locale et de la vitesse locale pour des mailles les plus proches des limites, en prenant en considération l'influence du conduit sur les champs de pression et de vitesse de l'eau dans le système.

5.1.3.2 Valeurs thermiques appliquées

Dans le cas de la limite adiabatique Γ_θ^N le flux thermique est nul :

$$\forall x, y, t \in \Gamma_\theta^N, q_H(x, y, t) = 0 \quad (5.9)$$

Par contre, les valeurs de la température sur les limites amont et aval Γ_θ^{Dav} dépendent du type de calcul considéré. Le Tableau 5- 2 nous énumère les valeurs de la température choisies pour les modélisations stationnaires, où les températures θ_e et θ_s sont les températures imposées par l'utilisateur, sur les frontières amont et aval respectivement.

$\theta_e [^{\circ}C]$	$\theta_s [^{\circ}C]$
5	6
5	15
5	25
25	5

Tableau 5- 2 Valeurs de la température imposées sur les limites amont et aval du système pour les modélisations stationnaires.

Dans le cas de la modélisation transitoire avec un saut de température sur la limite amont, les limites thermiques sont définies comme suit :

$$\forall x, y, t \in \Gamma_{\theta}^{Dam}, \begin{cases} t = 0, \theta_e = 5^{\circ}C \\ t > 0, \theta_e = 25^{\circ}C \end{cases} \quad (5.10)$$

$$\forall x, y, t \in \Gamma_{\theta}^{Dav}, \theta_s = 5^{\circ}C$$

Enfin, pour la modélisation des charges thermiques sinusoïdales sur la limite amont, on utilise la formule (3.3) déjà utilisée pour le système homogène (chapitre 3.1.2)

Remarque :

Le cas limite, pour lequel les températures minimale et maximale égalent 5°C et 25°C respectivement, est appliqué dans les modélisations stationnaires ainsi que dans la modélisation transitoire avec un saut de température. C'est une situation possible, où le renard dans le noyau est alimenté par l'eau de la couche superficielle du réservoir chauffé pendant l'été. A l'autre extrémité, la sortie du conduit est localisée dans le drainage aval du noyau, où il y a encore des températures du front thermique de l'hiver.

5.1.3.3 Valeurs hydraulique appliquées

Les valeurs des limites hydrauliques Γ_H^D et Γ_H^N sont identiques aux valeurs appliquées dans les calculs du système isotrope sans le trou, qui sont présentés dans le sous-chapitre 3.1.2.3.

5.1.3.4 Conditions initiales

Les conditions initiales imposées dépendent du problème considéré. Leurs définitions sont identiques au système isotrope sans trou déjà décrit dans le chapitre 3.1.2.4.

Des exemples de champ de pression et de champ de vitesse de l'écoulement correspondant sont présentés sur la Figure 5- 4a et la Figure 5- 4b, respectivement. La modélisation stationnaire a été effectuée pour une diffusivité hydraulique égale

à $4 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$ (diffusivité hydraulique calculée pour le système sans trou et pour une viscosité constante égale à $12,57 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$), et avec le maillage de type IV. La longueur et le rayon du trou valent 0,5 m et 50 mm, respectivement.

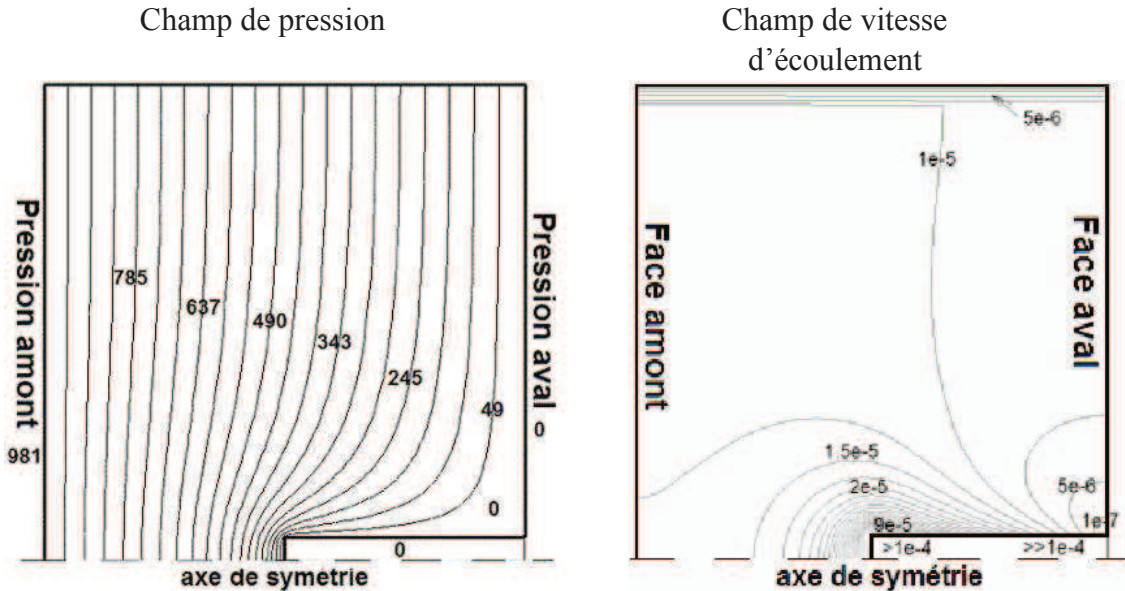


Figure 5- 4 : Exemple du champ de distribution de la pression (hPa) ainsi que du champ de la vitesse (ms^{-1}) de l'écoulement correspondant.

5.1.4 Paramètres physiques du milieu poreux

Exceptées les valeurs de la conductivité hydraulique, nous prenons pour tous les autres paramètres physiques de l'eau, du solide, et du milieu poreux (porosité), les valeurs définies dans le chapitre 3.1.3 et présentées dans le Tableau 3-2.

Les valeurs de la conductivité hydraulique ont été calculées (pour le système homogène sans le conduit) en utilisant les équations (3.7), (2.15) et (1.2) ainsi qu'une valeur constante de la viscosité de l'eau égale à $1,257 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ (pour une température de 11°C), respectivement pour les valeurs du nombre de Péclet suivants : 0,1 ; 1 ; 10 et 100. Ces valeurs du nombre de Péclet permettent d'analyser toute l'échelle de transport de la chaleur dans le système, en commençant par un transport par conduction uniquement (nombre de Péclet égal à 0,1, l'influence de l'advection est négligeable), jusqu'à une domination totale du transport par advection (Péclet égal à 100, l'influence de la conduction est négligeable).

Les valeurs calculées de la perméabilité intrinsèque K_H , pour les nombres de Péclet choisis ainsi que les valeurs de la diffusivité hydraulique correspondante sont présentées dans le Tableau 5- 3.

Nombre de Peclet	Perméabilité intrinsèque K_H (m ²)	Conductivité hydraulique k [m/s]	Diffusivité hydraulique D_h (m ² s ⁻¹)
0,1	$5,14 \cdot 10^{-16}$	$4,01 \cdot 10^{-9}$	$4 \cdot 10^{-8}$
1	$5,14 \cdot 10^{-15}$	$4,01 \cdot 10^{-8}$	$4 \cdot 10^{-7}$
10	$5,14 \cdot 10^{-14}$	$4,01 \cdot 10^{-7}$	$4 \cdot 10^{-6}$
100	$5,14 \cdot 10^{-13}$	$4,01 \cdot 10^{-6}$	$4 \cdot 10^{-5}$

Tableau 5- 3 : Diffusivité et perméabilité intrinsèque utilisées dans les modélisations d'un système avec conduit.

5.2 Méthodologie d'analyse de l'influence thermique d'un conduit partiel

On cherche les paramètres qui peuvent décrire l'influence thermique d'un conduit partiel qui apparaît, coté aval, puis qui se développe par un processus d'érosion régressive.

Pour isoler l'influence thermique du trou et pour identifier ses paramètres géométriques nous avons modifié une des méthodes graphiques utilisées pour identifier des fuites dans les ouvrages hydrauliques en terre et leurs fondations. Cette nouvelle méthode a ensuite été appliquée pour analyser les résultats des modélisations numériques stationnaires et transitoires effectuées.

5.2.1 Extraction de l'influence thermique d'un conduit

5.2.1.1 Méthode actuelle d'analyse des mesures de la température des remblais

Dans une des méthodes graphiques d'analyse des mesures de la température des digues et des barrages en terre (Dornstädter, 1997), on compare des températures mesurées dans une coupe transversale de l'ouvrage (exemple - Figure 5- 5 a) avec des températures d'une section verticale i , choisie dans cette coupe. L'indice i repère les abscisses ; l'indice j repère les cotes. On cherche la section caractéristique i qui n'est pas érodée. Ensuite, on construit une figure de la différence des températures entre la coupe thermique et cette section caractéristique (exemple - Figure 5- 5 b). On compare enfin les températures à la même hauteur, ce qui peut être écrit comme :

$$\forall i, j \in \Omega, T_{i,j}^c - T_j^{ch} = T_{i,j}^* \quad (5.11)$$

où : $T_{i,j}^c$ est la température de la coupe thermique aux points horizontaux i et verticaux j du maillage ;

T_j^{ch} est la température aux points verticaux j du maillage, dans la section caractéristique verticale ;

$T_{i,j}^*$ est la différence entre la température de la coupe thermique et la température de la section caractéristique verticale aux points horizontaux i et verticaux j du maillage.

Des différences significatives de température montrent qu'il existe une ou plusieurs zones dans l'ouvrage qui ne reproduisent pas les paramètres physiques du sol de la section choisie. Cela montre l'hétérogénéité du sol et en conséquence peut aussi signifier qu'il existe une érosion interne.

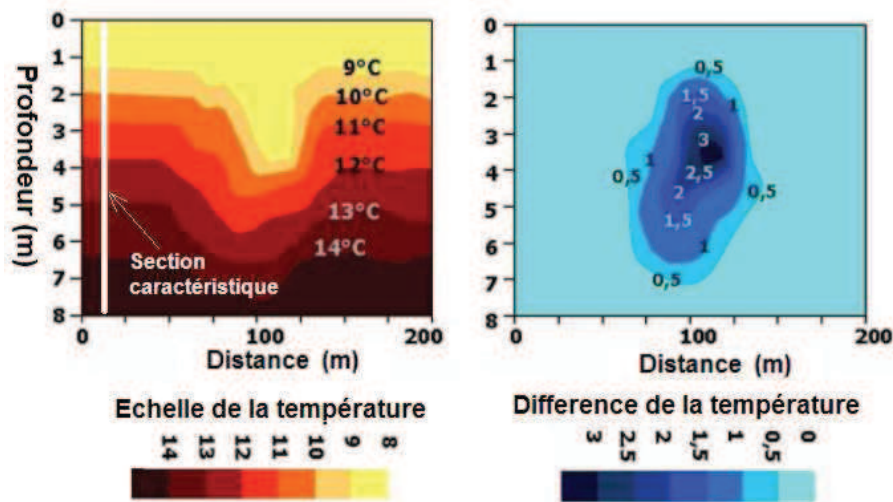


Figure 5- 5 : Exemple de l'analyse graphique des mesures de la température dans les ouvrages hydrauliques en terre. A gauche, $T_{i,j}^C$ et à droite $T_{i,j}^*$. i varie de 0 à 200 m, j de 0 à 8 m.

5.2.1.2 Nouvelle méthode proposée pour isoler l'influence thermique d'un conduit

Pour mettre en évidence l'effet thermique du trou, nous avons modifié la méthode présentée ci-dessus. On applique le raisonnement suivant : si on connaît les paramètres hydrauliques du milieu poreux du système sans conduit, quels changements dans le champ thermique montreront l'apparition du trou et la progression de l'érosion régressive ?

En pratique, on compare chaque champ thermique obtenu pour le système avec le trou avec le champ thermique obtenu pour le système sans le trou, pour les mêmes paramètres physiques du sol, de l'eau et du milieu poreux (porosité), et les mêmes conditions aux limites initiales. On écrit :

$$\forall i, j \in \Omega, T_{i,j}^{trou} - T_{i,j}^{sans_trou} = T_{i,j}^{**} \quad (5.12)$$

où : $T_{i,j}^{trou}$ est la température de la coupe thermique pour le système avec trou aux points horizontaux i et verticaux j du maillage ;

$T_{i,j}^{sans_trou}$ est la température de la coupe thermique pour le système sans trou aux points horizontaux i et verticaux j du maillage ;

$T_{i,j}^{**}$ est la différence de température entre la température du système sans et avec trou aux points horizontaux i et verticaux j du maillage

On obtient alors un champ de différences de température qui montre l'influence thermique d'un conduit. Le schéma de principe de cette procédure est présenté sur la Figure 5- 6.

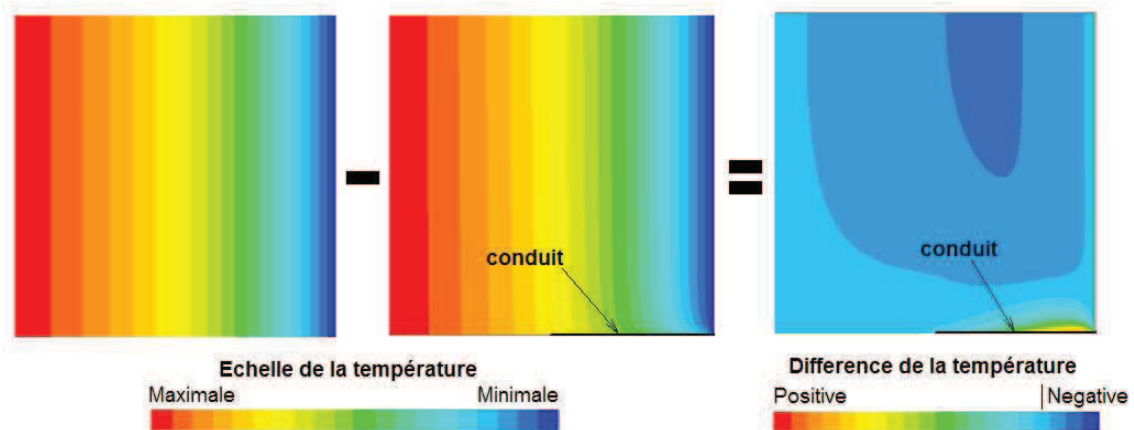


Figure 5- 6 : Schéma d'extraction de l'influence thermique du trou dans une section amont aval.

Des valeurs positives dans le champ thermique extrait signifient une augmentation de l'influence de la température de la frontière amont du système. Inversement, les valeurs négatives représentent la diminution de cette influence. Dans nos analyses, nous avons pris en compte les différences thermiques dont les valeurs absolues sont supérieures ou égales à $0,1^{\circ}C$.

5.2.2 Modélisation stationnaire

Les modélisations stationnaires ont été planifiées pour identifier les paramètres principaux de l'influence thermique du trou on utilisant particulièrement les maillages du type I et II (Tableau 5- 1). Nous avons cherché le rayon et la longueur minimale pour lesquels on peut identifier le conduit, en cas de progression, par les changements caractéristiques du champ thermique. Le rayon du trou de 1mm a été choisi comme le plus petit de tous les rayons utilisés, prenant en compte la grandeur du maillage numérique et la taille du temps de calcul.

L'effet de l'augmentation de l'échelle (de la longueur) de l'ouvrage a été vérifié avec les maillages plus grands du type III.

Les trois valeurs de diffusivité hydraulique (calculées précédemment pour le système sans trou) ont été appliquées aux modélisations stationnaires, pour les nombres de Péclet choisis :

$$D_h = 4 \cdot 10^{-8} \text{ m}^2\text{s}^{-1} \text{ pour le système sans le trou correspondant à } Pe = 0,1 ;$$

$$D_h = 4 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2\text{s}^{-1} \text{ pour le système sans le trou correspondant à } Pe = 1 ;$$

$$D_h = 4 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2\text{s}^{-1} \text{ pour le système sans le trou correspondant à } Pe = 10.$$

Nous n'avons pas considéré un nombre de Péclet égal à 100, car dans ce cas, le transport advectif de la chaleur serait assez grand et en conséquence la plupart du domaine de calcul serait dicté uniquement par la valeur de la température de la frontière amont (transportée loin au sein du système). Cela exclut dans ce cas la possibilité d'analyse de l'influence thermique du trou par les modélisations simplement stationnaires.

5.2.3 Modélisation transitoire

Les modélisations transitoires d'un incrément de température ont été réalisées pour compléter et vérifier les résultats des modélisations stationnaires, ainsi que pour analyser la distribution de la température pour les valeurs du nombre de Péclet de l'ordre de grandeur de 100.

Nous avons effectué aussi deux modélisations transitoires d'une variation sinusoïdale de la température amont pour le système sans et avec trou afin de les analyser avec le modèle de la réponse impulsionnelle.

Toutes les modélisations transitoires ont été réalisées pour des maillages du type IV.

Quatre valeurs de la diffusivité hydraulique (précédemment calculées pour le système sans le trou) ont été appliquées aux modélisations transitoires, pour les quatre nombres de Péclet choisis : $D_h = 4 \cdot 10^{-8} \text{ m}^2/\text{s}$ pour le système sans le trou correspondant à $Pe = 0,1$;

$$D_h = 4 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s} \text{ pour le système sans le trou correspondant à } Pe = 1 ;$$

$$D_h = 4 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s} \text{ pour le système sans le trou correspondant à } Pe = 10 ;$$

$$D_h = 4 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s} \text{ pour le système sans le trou correspondant à } Pe = 100.$$

La méthode d'extraction de l'influence thermique du trou présentée dans le chapitre 5.2.1, où on compare les températures de toute coupe du système sans et avec trou, a été modifiée dans le cas des modélisations transitoires. Pour chaque modélisation du système avec le trou, on choisit seulement quelques points de la coupe du système sans et avec trou. Pour chaque point, on compare des valeurs d'une fonction de la température calculée en ce point dans le temps, avec une autre fonction mesurée au même point mais pour le système sans le trou, pour les mêmes conditions aux limites et initiales.

5.3 Description générale de l'influence thermique d'un conduit partiel

L'analyse des modélisations numériques effectuées a permis de définir quatre zones caractéristiques de l'influence thermique du conduit. Trois zones (zones A, B et C ; Figure 5- 7) sont localisées à l'extérieur du trou et la quatrième est localisée à l'intérieur du trou. Ci-dessous, on présente une description générale de ces quatre zones, comme introduction avant leur analyse approfondie dans les sous-chapitres suivants.

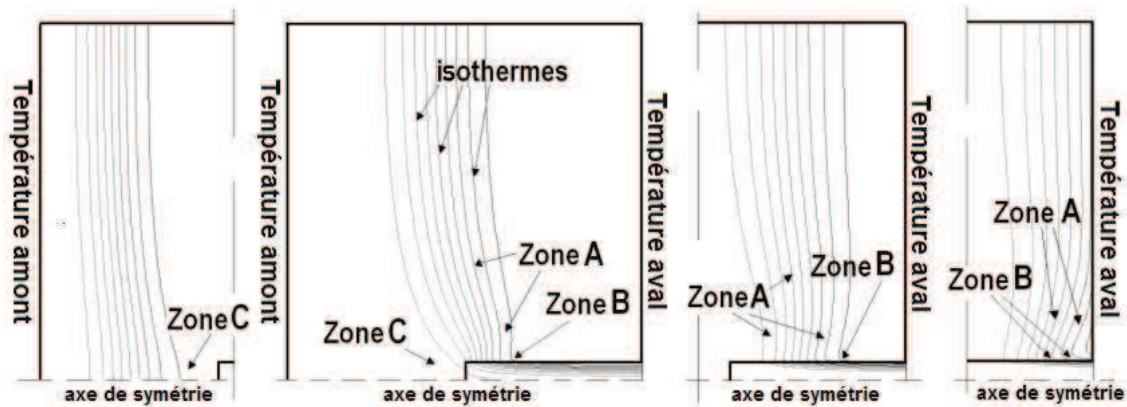


Figure 5- 7 : Exemple de progression du front thermique dans le domaine poreux.
 $D_h = 4 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$, $Pe=100$, Maillage type IV, $l_c=50\text{cm}$, $r_c=5\text{cm}$

Le trou fonctionne comme un drain qui draine l'eau en dehors du domaine poreux, avec la chaleur qui est liée à la masse d'eau drainée. C'est un moteur des changements dans le champ thermique du système. Un des effets de ce processus est une accumulation de la chaleur dans le trou, qui forme la zone thermique caractéristique, l'intérieur du trou.

Ensuite, on observe deux zones caractéristiques thermiques dans le milieu poreux qui entoure le conduit (Zones A et B ; Figure 5- 7)

La première (zone B), la plus proche du trou, est caractérisée par une confrontation du transport advectif de la chaleur vers le trou et du transport conductif de la chaleur du trou vers le milieu poreux. Dans cette zone, on observe toujours une augmentation de l'influence thermique des températures d'entrée en comparant les températures avec les températures du système avec le trou plus court ou sans le trou.

La deuxième (zone A) est localisée plus profondément au sein du domaine poreux que la zone précédente. Elle est caractérisée par une confrontation du transport advectif de la chaleur vers le trou et du transport conductif de la chaleur de la face aval de l'ouvrage vers la face amont. Dans cette zone, on observe la croissance ou au contraire la diminution de l'influence des températures d'entrée, évolutions qui sont liées aux changements de la direction et de l'intensité du transport advectif de la chaleur, qui dépend des directions et des valeurs des vecteurs de la vitesse de l'écoulement de l'eau.

Enfin, dans la partie amont du système (Zone C, Figure 5-7), entre la limite amont du système et la limite amont du trou, on trouve un transport de chaleur plus intensif de la face amont de l'ouvrage vers le conduit. Ce transport est lié à l'augmentation locale de la vitesse de l'écoulement de l'eau, en raison d'un chemin d'écoulement plus court.

5.4 Influence de la dimension du conduit sur le champ de température dans le sol

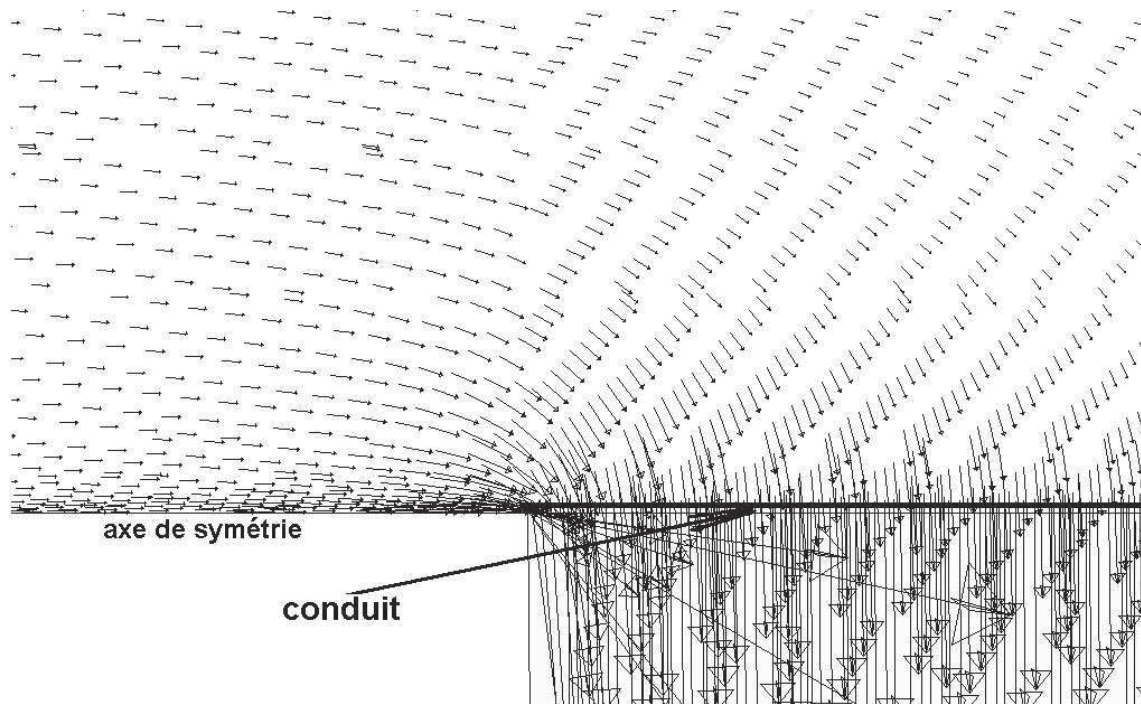
Dans ce chapitre, nous présenterons les paramètres caractéristiques et leur changement, de la réponse thermique du milieu poreux sur l'apparence du trou et sur son développement géométrique, ainsi que l'explication physique des processus observés.

5.4.1 Zone de sol à côté du conduit

Les vecteurs de la vitesse d'écoulement de l'eau dans le milieu poreux qui entoure le conduit, dans la zone de l'influence hydraulique du conduit, sont orientés en oblique vers celui-ci. A proximité des parois du trou ils sont presque perpendiculaires aux parois.

En effet, le long du trou, il y a une perte d'eau qui est drainée par le trou. Il en résulte une réduction progressive de la vitesse d'écoulement de l'eau dans le milieu poreux vers la face aval du système. L'analyse des valeurs et des directions des vecteurs de la vitesse d'écoulement permet d'expliquer les principes de la distribution de chaleur du côté du conduit, qui peut avoir deux allures. On peut observer une augmentation ou une réduction de l'influence de la température d'entrée, en comparant le champ thermique du domaine avec le trou et le champ thermique du domaine sans le trou.

A) Entrée amont du conduit



B) Exutoire du conduit

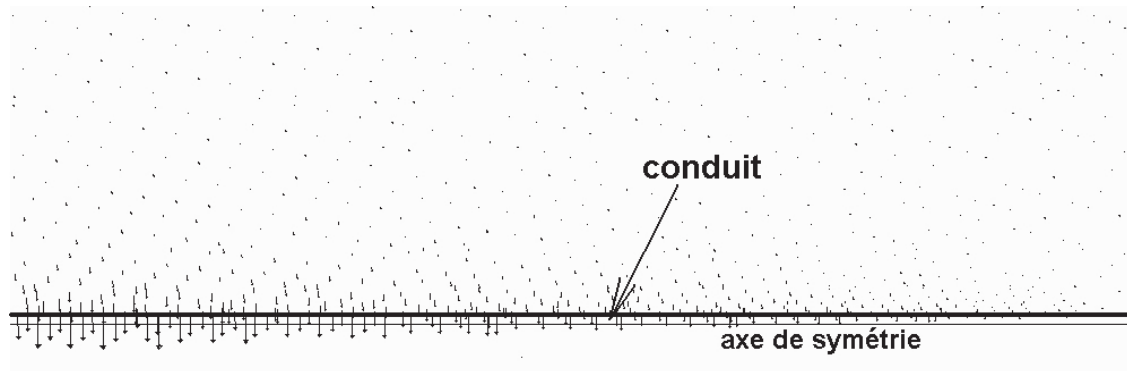


Figure 5- 8 : Exemples du champ des vecteurs de la vitesse d'écoulement dans le milieu poreux. $D_h = 4 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$, $Pe = 10$, Maillage type III, $l_c = 500 \text{ cm}$, $r_c = 0,5 \text{ cm}$

Entrée amont du conduit

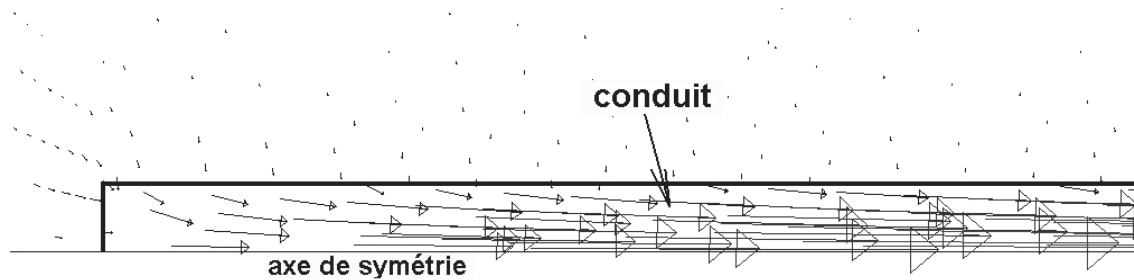


Figure 5- 9 : Vecteurs de la vitesse d'écoulement dans le milieu poreux et dans le conduit. $D_h = 4 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$ ($Pe=10$), Maillage type III, $l_c=500 \text{ cm}$, $r_c=0,5 \text{ cm}$

5.4.1.1 L'augmentation de l'influence de la température d'entrée

Le premier type de réponse du système à la présence du trou, l'augmentation de l'influence de la température d'entrée du côté du trou, est caractéristique d'une faible valeur du nombre de Péclet (définie pour le système sans le trou) de l'ordre de grandeur de 1 et moins. En effet, ce type de réponse est caractérisé principalement par le transport conductif de la chaleur sans domination de l'advection.

Pour cette gamme du nombre de Péclet (≤ 1), l'apparition du trou et son développement n'influencent pas significativement la vitesse d'écoulement de l'eau dans le milieu poreux et l'influence thermique de la zone du drainage du sol est limitée. Cependant, les valeurs des vecteurs de la vitesse d'écoulement de l'eau sont un peu plus grandes que dans le cas du système sans le conduit. En conséquence, la chaleur de la partie amont du système est transportée un peu plus vite vers la partie aval du système, mais pas directement vers le trou.

De plus, on observe la conduction de chaleur qui est accumulé dans le trou, vers le milieu poreux. Elle amplifie, à côté du trou, une croissance de l'influence de la température de la frontière amont, décrite dans le paragraphe précédent.

Ces deux effets sont visibles sur la Figure 5- 10B et Figure 5- 10C comme une zone de différences positives de la température.

L'intensité thermique et les dimensions de cette zone dépendent principalement de la valeur de la diffusivité hydraulique (définie pour le système sans le trou) du domaine poreux, ainsi que des longueurs du trou et du système. Bien évidemment, l'intensité thermique de cette zone dépend aussi du gradient thermique entre les faces amont et aval du système (20°C dans l'exemple).

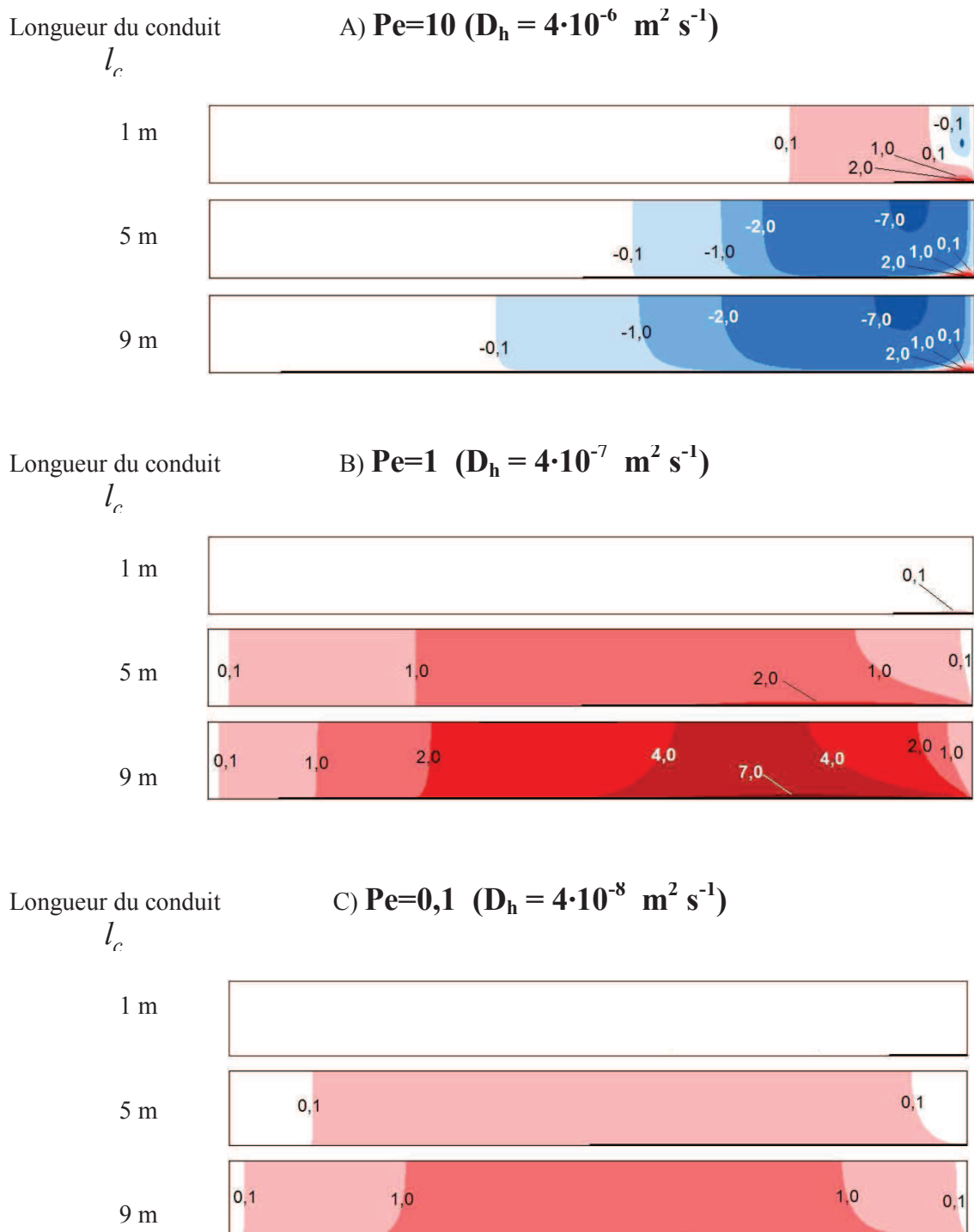


Figure 5- 10 : Les différences thermiques pour différentes longueurs du trou et différentes valeurs du nombre de Péclet, obtenues dans les modélisations stationnaires. L'écart de T° entre l'entrée et la sortie du système égal à 20°C . Maillage type III, $r_c=0,5 \text{ cm}$

Les modélisations stationnaires et transitoires effectuées pour le système de longueur 1m (maillage du type II) ont montré que les différences positives de température à coté du conduit ne sont pas significatives. Elles sont en effet toujours inférieures à 10% de la différence de température entre l'entrée et la sortie du système.

Par contre, on peut voir sur la Figure 5- 10B et la Figure 5- 10C que l'agrandissement du système à 10m (maillage du type III) donne des différences de température significatives, qui prennent aussi un espace important du domaine poreux, mais seulement pour une diffusivité hydraulique de $4 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$ qui correspond à $Pe=1$, et pour une longueur de trou importante. Pour une longueur de trou plus courte, ou pour une diffusivité hydraulique plus faible, les différences positives de la température diminuent très vite.

Pour un nombre de Péclet de l'ordre de grandeur de 10 et plus, on voit principalement la réduction de l'influence de la température d'entrée dans le milieu poreux à cause de la présence du trou, ce qui sera décrit en détails ci-dessous. Cependant il existe toujours une influence thermique diffusible du trou vers le milieu poreux qui est limité à une petite zone localisée à coté du trou, proche de son exutoire. Cette zone de valeurs positives de la différence de température est visible sur la Figure 5- 10A. Elle n'est visible qu'à proximité de la sortie du trou, où la réduction de la vitesse d'écoulement vers le trou est suffisante pour permettre une distribution faible des températures du trou vers le milieu poreux, par conduction.

5.4.1.2 Réduction de l'influence de la température d'entrée

Le deuxième type de réponse thermique du système en présence du trou est caractérisé par une réduction de l'influence de la température d'entrée. Ce type de réponse se développe pour un nombre de Péclet (défini pour le système sans le trou) de l'ordre de grandeur de 10 et plus, ce qui traduit la domination du transport advectif de la chaleur.

Pour cette gamme du nombre de Péclet, les valeurs de la diffusivité hydraulique sont plus grandes que pour le cas décrit dans le sous-chapitre 5.4.1.1 précédent. En conséquence la masse d'eau est transportée plus vite et plus directement vers le trou. Il en résulte, le long du conduit, une réduction rapide et significative de la vitesse d'écoulement vers la face aval du système, qui cause une diminution simultanée du transport advectif de la chaleur dans la même direction. En conséquence, une zone de déficience de l'influence de la température de la frontière amont se forme dans la partie aval du système. Un exemple d'une telle anomalie est présenté sur la Figure 5- 10A par les valeurs négatives des différences de température.

L'intensité thermique et les dimensions de cette zone dépendent particulièrement du gradient thermique entre les faces amont et aval du système et de la valeur de la diffusivité hydraulique du domaine poreux (définie précédemment pour le domaine sans le trou), mais également de la longueur et du rayon du trou, et de la longueur du système.

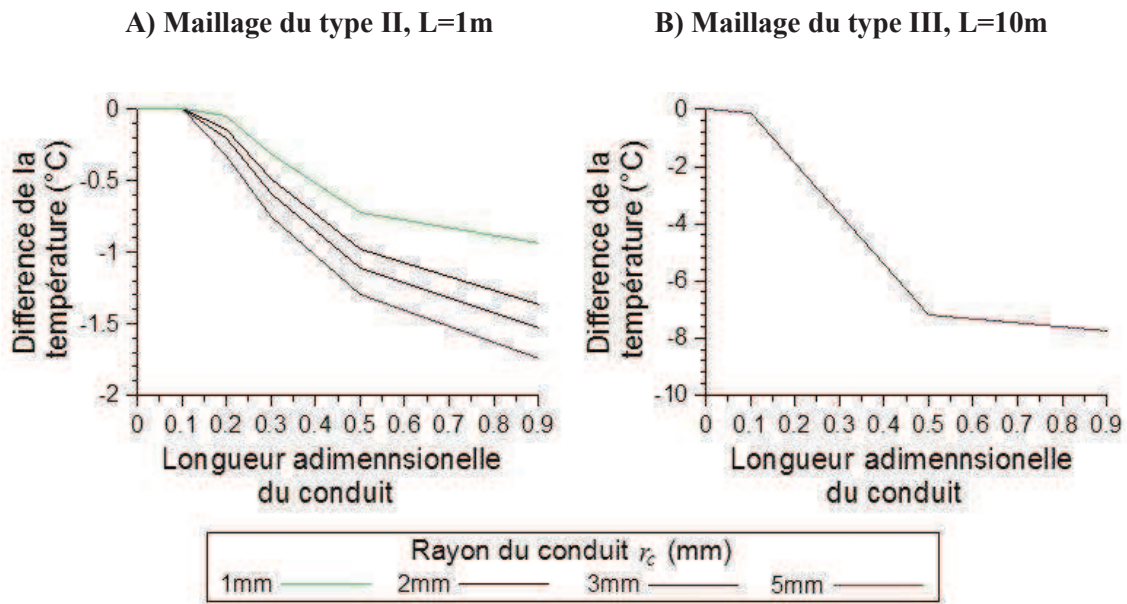


Figure 5- 11 : Valeurs maximales de la déficience de l'influence de la température d'entrée en fonction d'une longueur adimensionnelle du conduit $l' = l_c / L$. Modélisations stationnaires. Différence de température entre l'entrée et la sortie du système égal à 20°C. $D_h = 4 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$, $Pe = 10$

Dans le cas des modélisations stationnaires du système de longueur 1m, la zone discutée n'est pas significativement visible (Figure 5- 11A) en comparant les valeurs thermiques avec la valeur du gradient thermique imposé entre les frontières amont et aval. Par contre, comme on le voit en comparant la Figure 5- 11A et la Figure 5- 11B, l'augmentation de la longueur du système entraîne l'augmentation de l'intensité de cette zone particulièrement pour un trou bien développé.

Les modélisations transitoires du système de longueur 1 m (maillage du type IV) confirment que pour un nombre de Péclet de l'ordre de 10, la déficience de l'influence de la température de la frontière amont n'est pas significative, en le comparant avec le l'écart de la température entre les frontières aval et amont. En revanche pour un nombre de Péclet de l'ordre de 100 ($D_h = 4 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$), les pics de cette déficience sont significatifs, voire très significatifs pour le nombre de Péclet de l'ordre de 1000, même loin du conduit, mais seulement pour une longueur du trou bien développée (50% de la longueur du système) (Figure 5- 12 et Figure 5- 13). Pour une longueur plus courte (30% de la longueur du système) cette déficience diminue très vite (Figure 5- 14 et Figure 5- 15).

Longueur du conduit = 0,5m
 $Pe=1000$ ($D_H = 4 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$)

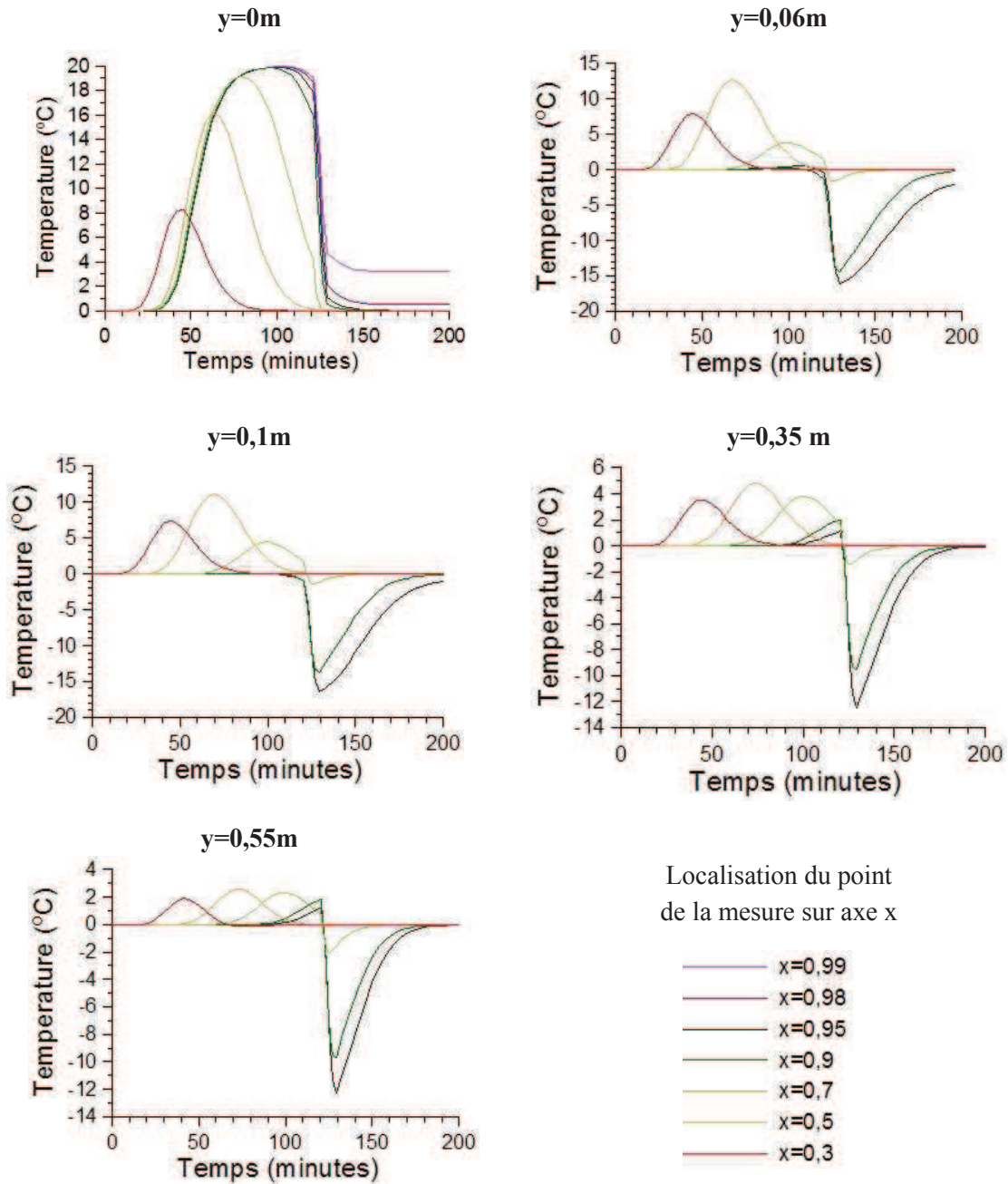


Figure 5- 12 : Différences thermiques entre le système sans et avec le trou, comparés aux points arbitrairement choisis du système, pour la modélisation du passage du pas de la température de 5°C à 25°C. Maillage du type IV, $L=1\text{m}$, $l_c=0,5\text{m}$. $D_h= 4 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$, $Pe=1000$

Longueur du conduit = 0,5m

Pe=100 ($D_H = 4 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$)

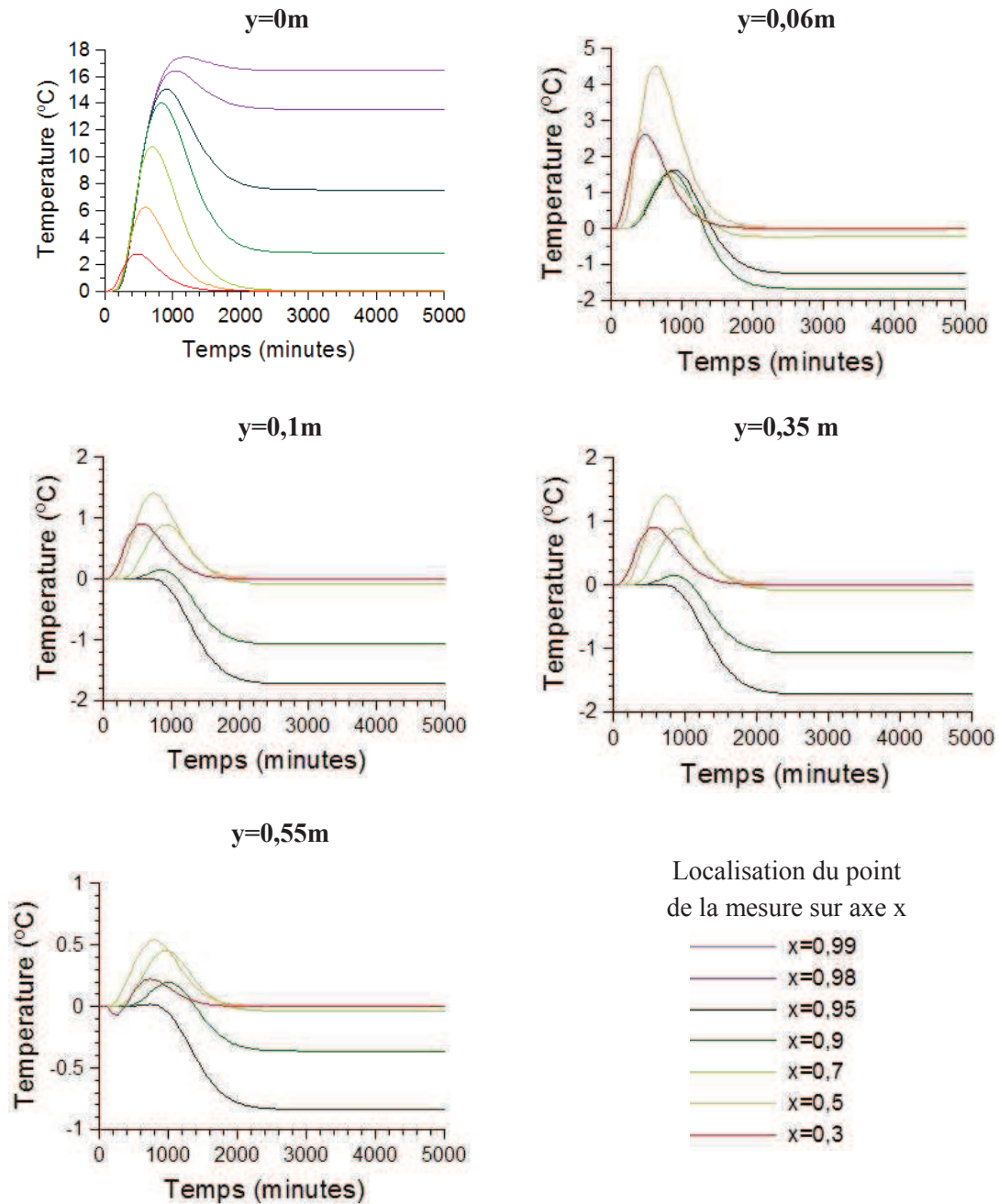


Figure 5- 13 : Différences thermiques entre le système sans et avec le trou, comparés aux points arbitrairement choisis du système, pour la modélisation du passage du pas de la température de 5°C à 25°C. Maillage du type IV, L=1m, $l_c=0,5m$. $D_H= 4 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$, Pe=100

Longueur du conduit = 0,3m
 $Pe=1000$ ($D_H = 4 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$)

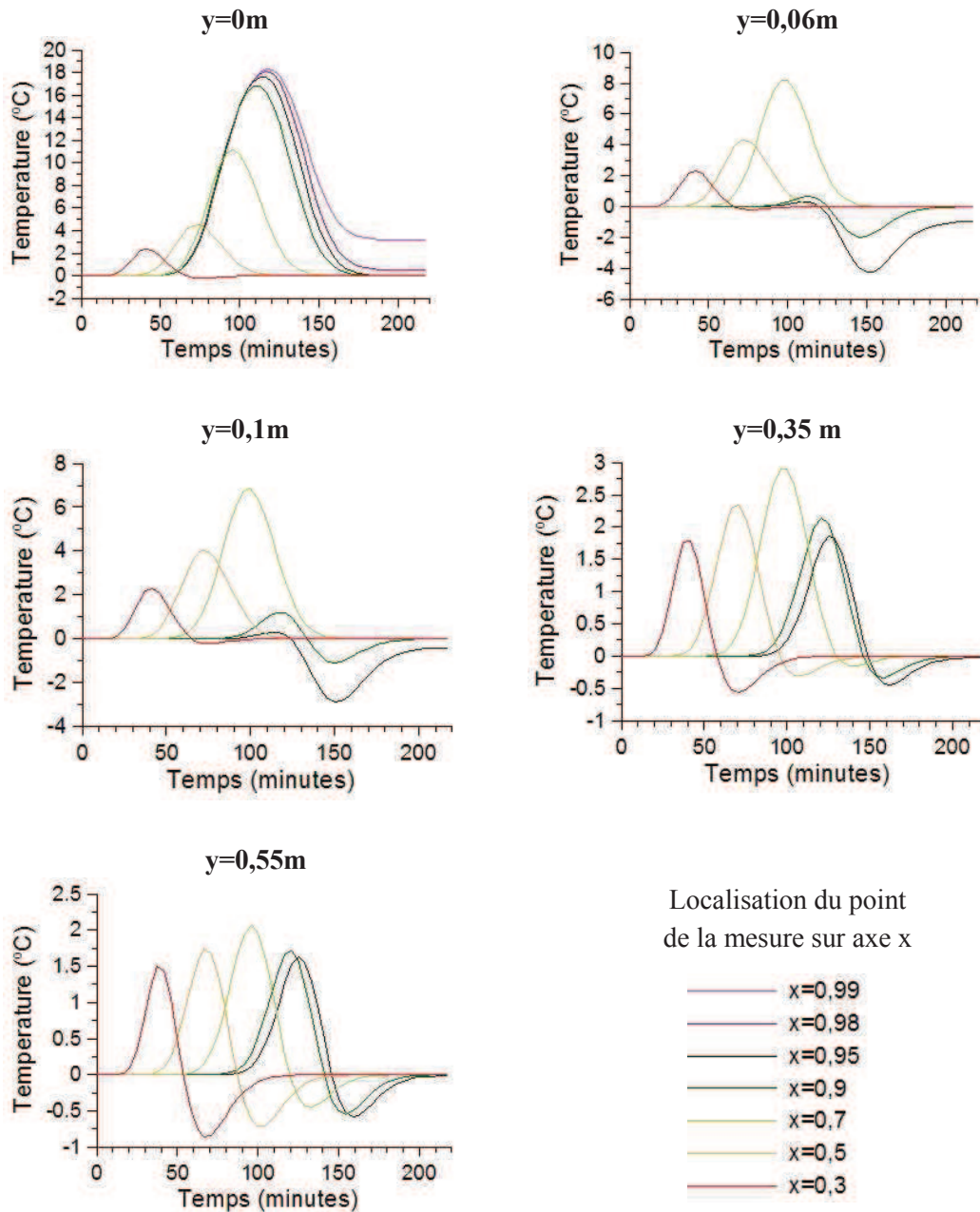


Figure 5- 14 : Différences thermiques entre le système sans et avec le trou, comparés aux points arbitrairement choisis du système, pour la modélisation du passage du pas de la température de 5°C à 25°C. Maillage du type IV, $L=1\text{m}$, $l_c=0,3 \text{ m}$. $D_H= 4 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$, $Pe=1000$

Longueur du conduit = 0,3m

Pe=100 ($D_H = 4 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$)

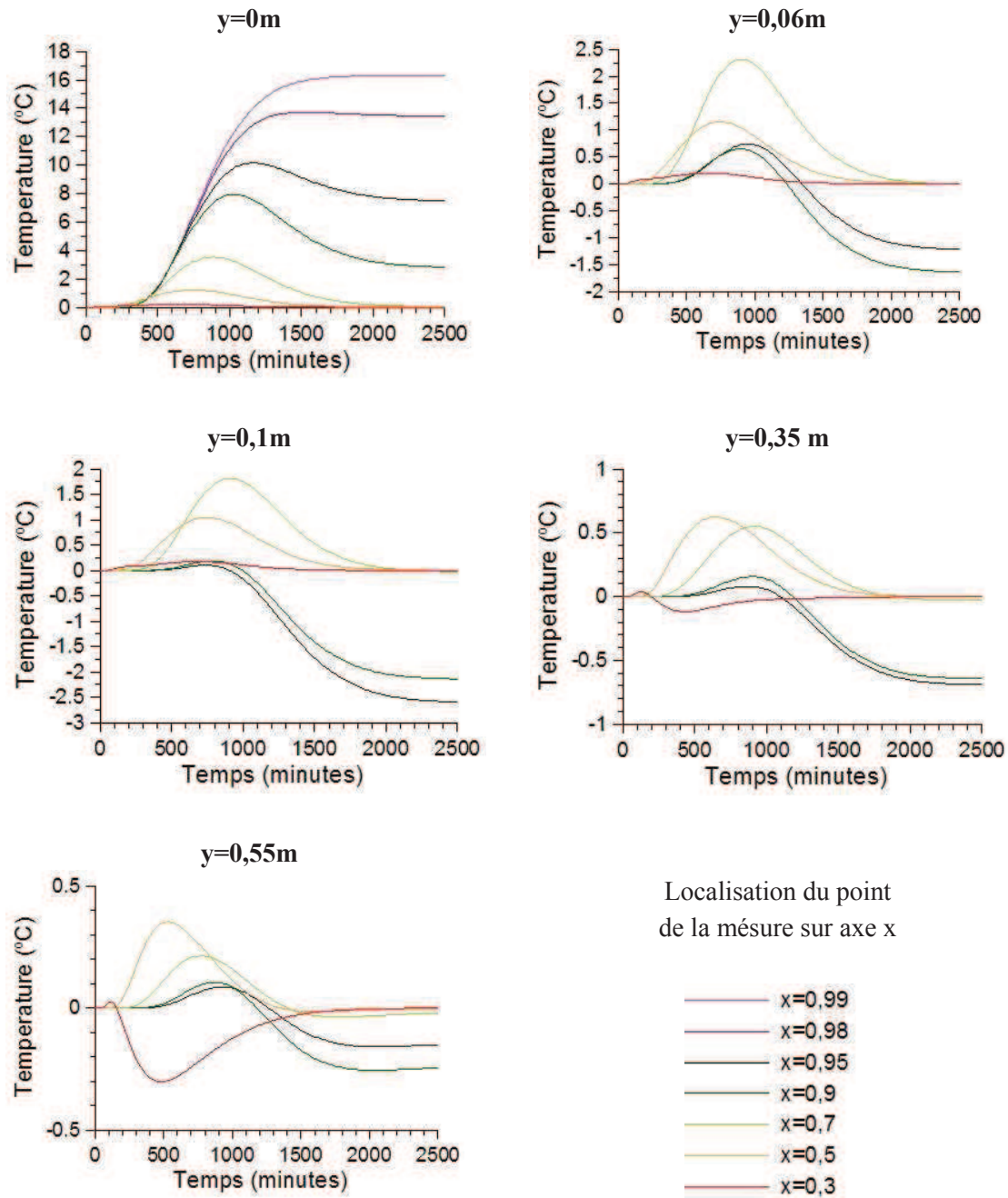
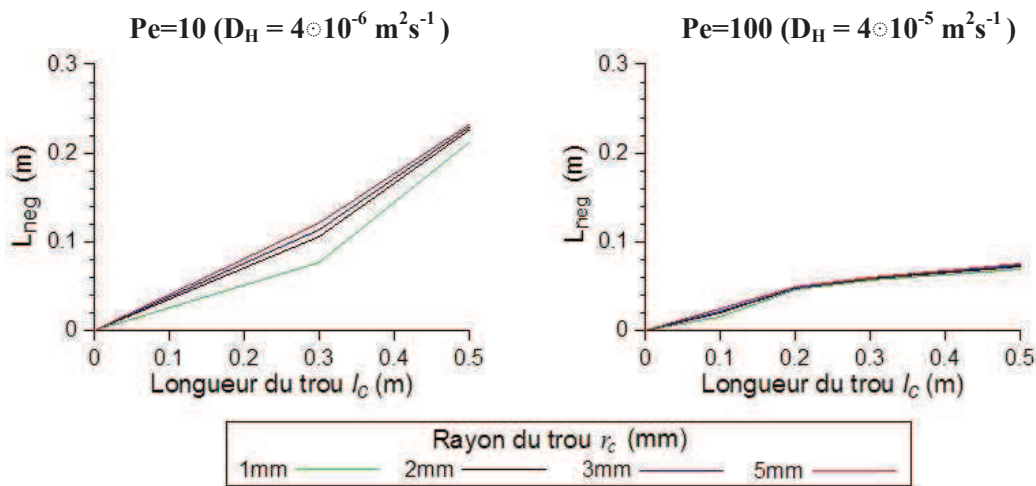


Figure 5- 15 : Différences thermiques entre le système sans et avec le trou, comparées aux points arbitrairement choisis du système, pour la modélisation du passage du pas de la température de 5°C à 25°C. Maillage du type IV, L=1m, $l_c=0,3 \text{ m}$. $D_h = 4 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$, Pe=100

Nous avons aussi vérifié, avec les modélisations stationnaires du système de longueur 1m, la relation entre la localisation du point d'influence négative maximale du trou et la longueur et le rayon du conduit. Même si pour cette longueur du système l'intensité de cette l'influence n'est pas significative, le lieu des valeurs maximales de différences négatives de température peut être précisément identifié. On observe que la distance horizontale L_{neg} (Figure 5- 16) entre la limite aval du système et le point de l'influence négative maximale, ainsi que la distance verticale H_{neg} (Figure 5- 17) entre l'axe du trou et le point de l'influence négative maximale augmentent si la longueur du trou augmente, mais ne dépendent pas de la variation du rayon du conduit.

En fonction de la longueur du conduit l_c



En fonction du rayon du conduit r_c

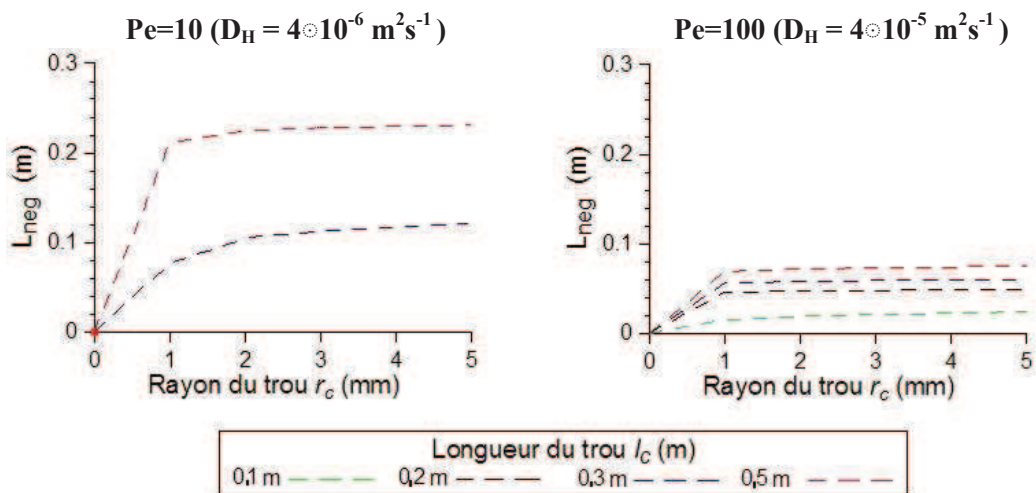
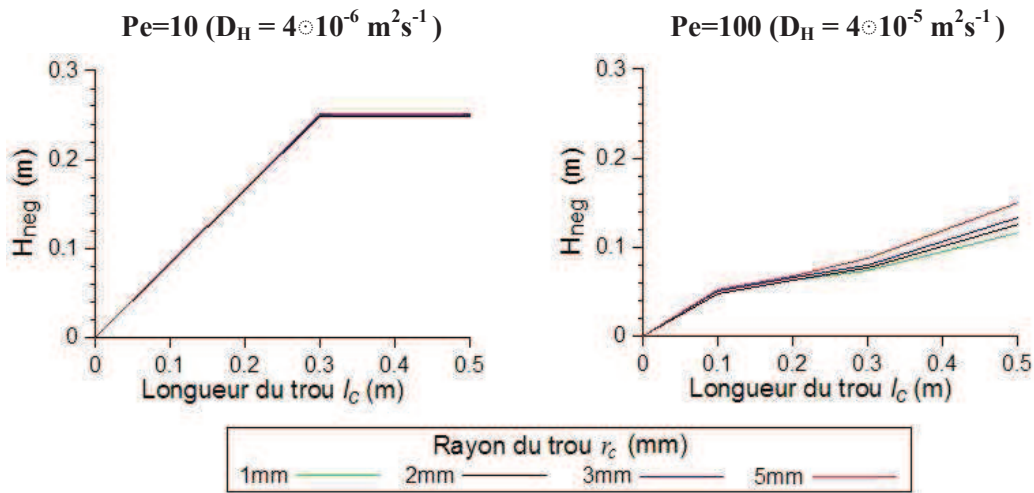


Figure 5- 16 : Déplacement horizontal du point de l'influence négative maximale de la température d'entrée. Modélisations stationnaires. Gradient thermique entre l'entrée est la sortie du système égal à 20°C. Maillage du type II.

En fonction de la longueur du conduit l_c



En fonction du rayon du conduit r_c

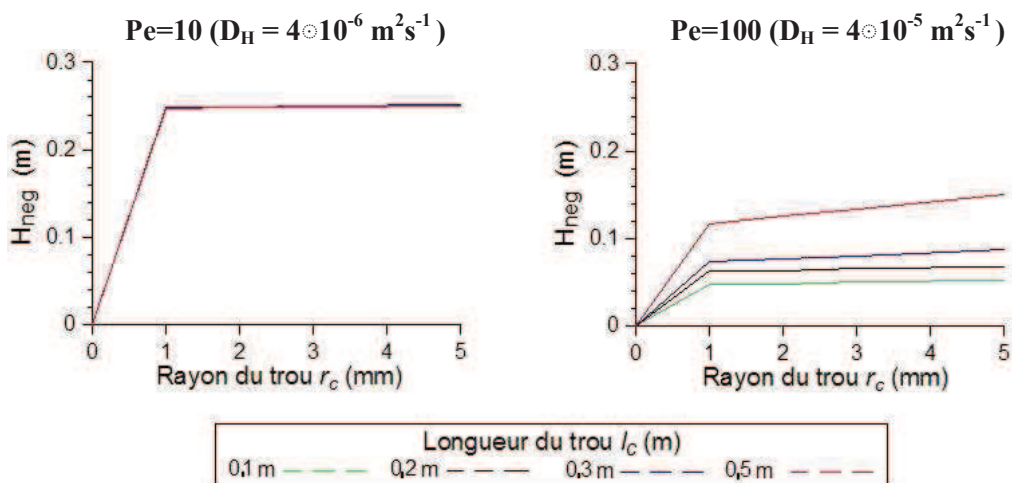


Figure 5- 17 : Déplacement vertical du point d'influence négative maximale de la température d'entrée. Modélisations stationnaires. Gradient thermique entre l'entrée est la sortie du système égal à 20°C. Maillage du type II.

Finalement, on constate que la zone de valeurs maximales d'influence négative thermique de la température d'entrée est toujours située près de la face aval de l'ouvrage, dans sa partie poreuse où la vitesse d'écoulement de l'eau est faible en présence du trou. Quand la diffusivité du milieu poreux augmente, l'intensité thermique de cette zone augmente et parallèlement son point de valeur la plus négative se rapproche de la frontière aval du système.

Conclusion importante :

La connaissance d'une possibilité de l'influence thermique du trou est très importante pour l'interprétation correcte des mesures thermiques effectuées dans les corps des ouvrages hydrauliques en terre. Une réduction de l'influence de la température de l'entrée identifiée dans le temps sera interprétée probablement correctement comme un résultat de la diminution de la vitesse de l'écoulement de l'eau. Mais il faut constater que les conclusions suivantes qui concernent l'origine de ce processus peuvent être opposées. D'un côté cela peut signifier par exemple un colmatage soit du chemin de l'écoulement soit du drainage. De l'autre côté nous voyons que le même résultat est produit par le trou.

En conséquence, si l'analyse thermique de l'ouvrage n'est pas réalisée en continu dans le temps mais seulement en une fois, donc s'il n'est pas possible d'observer l'évolution du processus, une zone d'écoulement faible peut ne pas être interprétée correctement comme une zone non influencée par le trou, mais comme une zone de bonne étanchéité.

5.4.2 Zone entre la limite amont du système et la limite amont du trou

La description présentée ci-dessous de l'influence du trou sur les températures, entre la partie amont du trou et la limite amont du système, a été obtenue en analysant des modélisations transitoires d'un pas de température. Dans les modélisations stationnaires pour les faibles valeurs du nombre de Péclet de l'ordre de grandeur de 1 et moins, l'influence du trou n'est pas significative. Par contre, pour une diffusivité hydraulique plus grande, la température de la face amont du système, transportée par l'écoulement de l'eau en profondeur au sein du système, occupe toute la zone que nous voudrions analyser.

Dans cette zone, un gradient hydraulique plus élevé existe entre les frontières amont et aval du système, correspondant au chemin de l'écoulement le plus court entre la limite amont du système et la limite amont du trou. En conséquence, on observe l'accélération de la vitesse de l'écoulement de l'eau et simultanément du transport advectif de la chaleur.

En effet, une perturbation du champ thermique se développe qui est caractérisée par l'augmentation de l'influence de la température de la frontière amont. Cette zone a une forme de cylindre dont une des bases est posée sur la limite amont du système. Comme on le voit sur la Figure 5- 7 (Zone C), la deuxième base du cylindre près du trou se transforme en cône qui embrasse avec son bec plus petit le fin amont du conduit. Si la fin amont du conduit est proche du réservoir ou si la longueur du système est courte, la base du cône peut toucher directement la limite amont du système (sans la forme transitoire du cylindre).

Les valeurs d'augmentation de l'influence de la température amont dans la zone que nous présentons et ses dimensions dépendent des paramètres géométriques du trou et de la valeur de la diffusivité hydraulique (définie pour le système sans le trou).

En analysant les résultats des modélisations transitoires effectuées avec le maillage de type IV ($L=1$ m, $R=1$ m), pour une diffusivité hydraulique de $4 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$ ($Pe=10$), on ne trouve pas de différences significatives de température, et ce pour toutes les longueurs de trou analysées.

Dans le cas d'une diffusivité hydraulique plus grande, égale à $4 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$ ($Pe=100$), les différences thermiques sont significatives pour une longueur du trou égale à 50% de la longueur du système, mais seulement près de la fin du conduit, ce qu'on voit sur la Figure 5- 12 pour les points de mesure (0.5 ; 0.06) et (0.5 ; 0.1).

Des différences de température plus élevées et plus développées dans l'espace sont observées seulement pour une diffusivité hydraulique de $4 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$ ($Pe=1000$) pour une longueur du trou égale à 30 cm et 50 cm (Figure 5- 13).

5.5 Influence de la dimension du conduit sur la température à l'exutoire

Comme on l'a déjà mentionné, le conduit draine la chaleur avec la masse de l'eau du domaine poreux. Par conséquent la chaleur est accumulée dans le conduit puis elle est transportée vers l'extérieur coté aval, avec une vitesse égale à la vitesse de l'eau, qui est toujours plus grande que la vitesse d'écoulement dans le milieu poreux.

On peut en déduire deux conclusions importantes. Premièrement, ceci signifie que la différence significative entre des températures dans le trou et des températures dans le domaine poreux augmente vers la sortie aval du trou, pour être maximale près de la sortie. Deuxièmement, à cause d'une domination du transport advectif dans le conduit, l'influence de la conduction de la frontière aval sur la température dans le trou, est réduite jusqu'à être nulle ou presque.

Finalement, une variation de la température à la sortie du trou est très caractéristique. Dans cette zone l'influence thermique du trou est la plus forte de tout le système. Les différences significatives de température à la sortie du trou existent même pour un gradient thermique de l'ordre de grandeur de seulement $1 \text{ }^\circ\text{C}$ entre les limites du système.

L'intensité de l'influence thermique du trou à son extrémité aval dépend particulièrement de la diffusivité hydraulique du milieu poreux (définie pour le système sans le trou), du gradient thermique entre les limites du système, et de la longueur du trou. Par contre, il est presque indépendant du rayon du trou, ce qui est montré sur la Figure 5- 18.

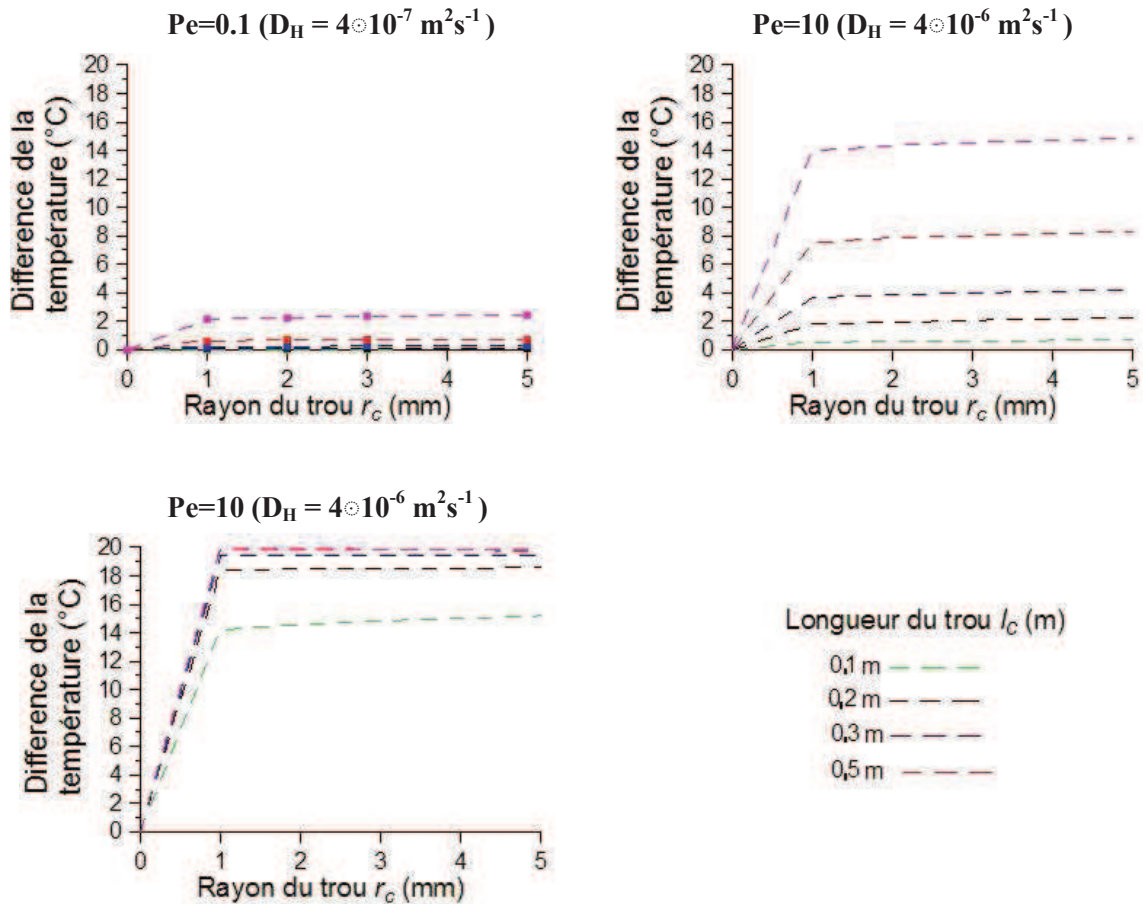


Figure 5- 18 : Valeurs maximales de la différence de température entre le système sans et avec le trou, à la sortie du trou, en fonction du rayon du trou. Modélisation stationnaire. Les température des limites amont et aval du système valent 25°C et 5°C respectivement. Maillage de type II

On a représenté sur la Figure 5- 19 les courbes de la différence adimensionnelle de la température à la sortie du trou qui est définie comme :

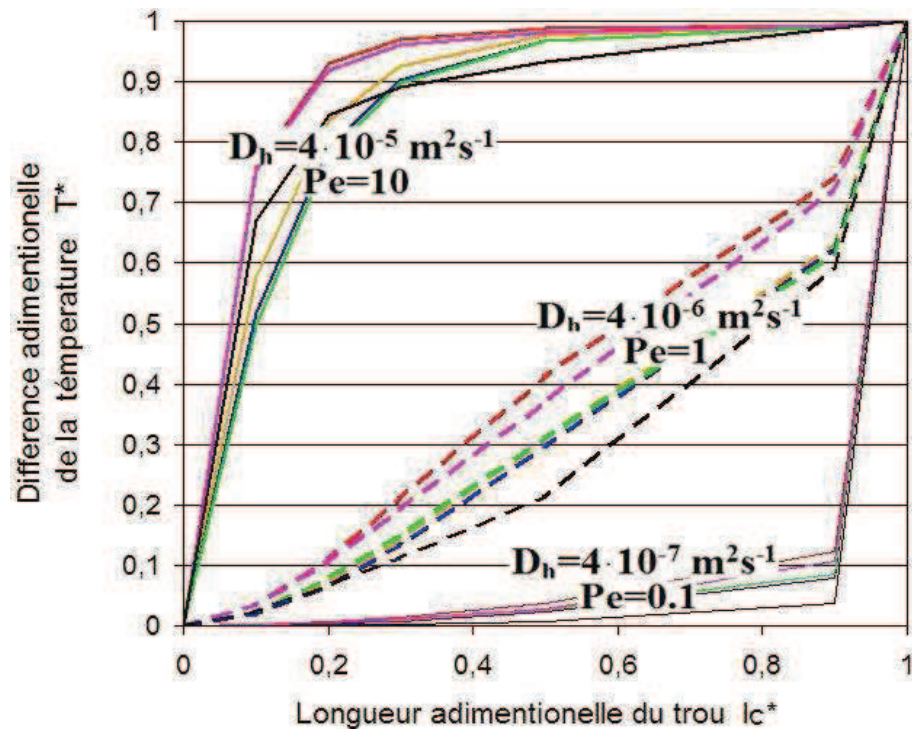
$$T^* = \frac{T_{sC} - T_s}{T_{eC} - T_s} \quad (5.13)$$

- où :
- T_s est la température à la frontière aval du système sans le trou ;
 - T_{sC} est la température à la sortie du trou ;
 - T_{eC} est la température à l'entrée du trou qui traverse tout le système, qui est équivalente à la température sur la frontière amont du système.

en fonction de la longueur du trou adimensionnelle:

$$l_c^* = \frac{l_c}{L} \quad (5.14)$$

obtenues à partir des résultats des modélisations stationnaires.



	Température à l'entrée (°C)	Température à la sortie (°C)	Dimensions du système (Figure 6-2)	
			$L(m)$	$R(m)$
	25	5	1	1
	10	5	1	1
	6	5	1	1
	5	25	1	1
	25	5	1	0.25
	25	5	10	1

Figure 5- 19 : Différences adimensionnelles de la température (5.13) calculées à la sortie du trou en fonction de la longueur adimensionnelle du trou. $r_c=5\text{mm}$. Modélisation stationnaire.

On note que c'est la valeur de la diffusivité hydraulique qui est la plus importante pour la forme finale de la courbe. Pour chaque ordre de grandeur de la diffusivité hydraulique présenté sur la Figure 5- 19, les courbes se regroupent suivant des familles de courbes caractéristiques.

Pour la diffusivité hydraulique égale à $4 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$, donc pour un nombre de Péclet égal à 0,1 qui décrit le transport de la chaleur pratiquement uniquement par conduction, la réponse thermique à l'exutoire augmente très lentement jusqu'au moment où le renard traverse presque toute la longueur de l'ouvrage.

En cas de diffusivité hydraulique égale à $4 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$, donc pour un nombre de Péclet égal à 1, la différence adimensionnelle de température augmente presque proportionnellement à la longueur du conduit.

Finalement pour une diffusivité hydraulique de $4 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$, qui correspond à une domination du transport advectif de la chaleur ($Pe=10$), on observe une progression rapide de la réponse thermique à l'exutoire pour les faibles longueurs du trou, qui perd sa dynamique de montée jusqu'à devenir presque nulle, pour une longueur adimensionnelle du trou égale à environ 0,5.

Les différences de la forme entre les courbes de la Figure 5- 19 calculées pour le même ordre de grandeur de la diffusivité hydrauliques sont liées particulièrement à l'influence de la différence de température définie à la frontière amont et à la valeur de la viscosité, qui influence à son tour les vitesses locales d'écoulement de l'eau.

Une autre raison est la différence de longueur du système. Pour deux longueurs de système appliquées (1 m et 10 m), pour les mêmes sollicitations et paramètres physiques de sol, les différences entre les courbes sont toujours les plus importants dans la famille des courbes calculées pour la même valeur de la diffusivité hydraulique.

Finalement on observe qu'une réduction de la hauteur du système de 1 m à 0,25 m n'influence pas la réponse thermique à l'exutoire du trou.

Sur la Figure 5- 20 on présente les courbes des différences adimensionnelles de la température à la sortie du trou obtenues avec les modélisations transitoires d'un pas de température, définies par :

$$T^{**} = \frac{\text{Max}(T_{sC} - T_s)}{\text{Max}(T_{eC} - T_s)} \quad (5.15)$$

en fonction de la longueur adimensionnelle du trou l_c^* (5.14).

Cette définition de la différence adimensionnelle de la température comparée avec celle (5.13) appliquée aux modélisations stationnaires a servi à identifier les pics maximaux de la température en fonction du temps.

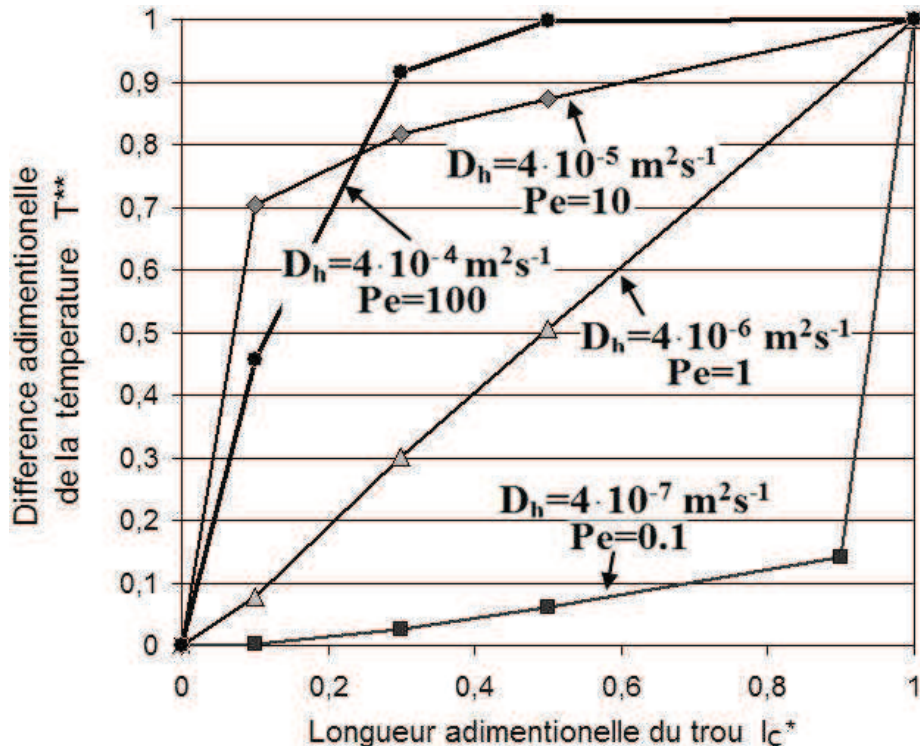


Figure 5- 20 : Différences adimensionnelles de la température (5.15), calculées à la sortie du trou en fonction de la longueur adimensionnelle du trou. Modélisation transitoire. Valeurs minimale et maximale d'échelon de la température égales à 5°C et 25°C, respectivement. Maillage du type IV. $r_c=0.5\text{cm}$.

On comparant la Figure 5- 19 et la Figure 5- 20 on observe que les tendances des courbes obtenues d'après les modélisations transitoires sont similaires à celles calculées d'après les modélisations stationnaires, pour tous les ordres de grandeur de la diffusivité hydraulique analysés de $4 \cdot 10^{-5}$ à $4 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$.

On voit aussi qu'en cas de modélisation transitoire, entre la diffusivité hydraulique de l'ordre de grandeur de $4 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$ ($Pe=1000$) et la diffusivité hydraulique de l'ordre de grandeur de $4 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$ ($Pe=100$), donc pour une domination du transport advectif de la chaleur, la différence dans la forme des courbes n'est pas significative, comparée avec des formes de courbes trouvées pour une diffusivité hydraulique plus petite.

5.6 Modélisation d'une température transitoire à l'exutoire du trou avec le modèle IRFA

Les résultats présentés dans le chapitre précédent ont montré une grande capacité d'identification de la cinétique du processus de l'érosion régressive sous forme de conduit par l'analyse de la température de l'eau à son exutoire.

Une préparation d'un modèle pour concrétiser cette idée, prenant en compte la progression mécanique du trou dans le temps et l'analyse physique des paramètres du modèle, sort du cadre de cette thèse.

Cependant, nous allons vérifier l'application du modèle de la réponse impulsionnelle à l'analyse thermique d'un cas d'érosion régressive pour des hypothèses simplifiées. Nous ne vérifierons pas ici le problème de la linéarité de la réponse thermique du système thermique avec le trou. Nous voulons seulement vérifier si le développement du trou, comparé au milieu poreux sans et avec le trou, sera visible significativement.

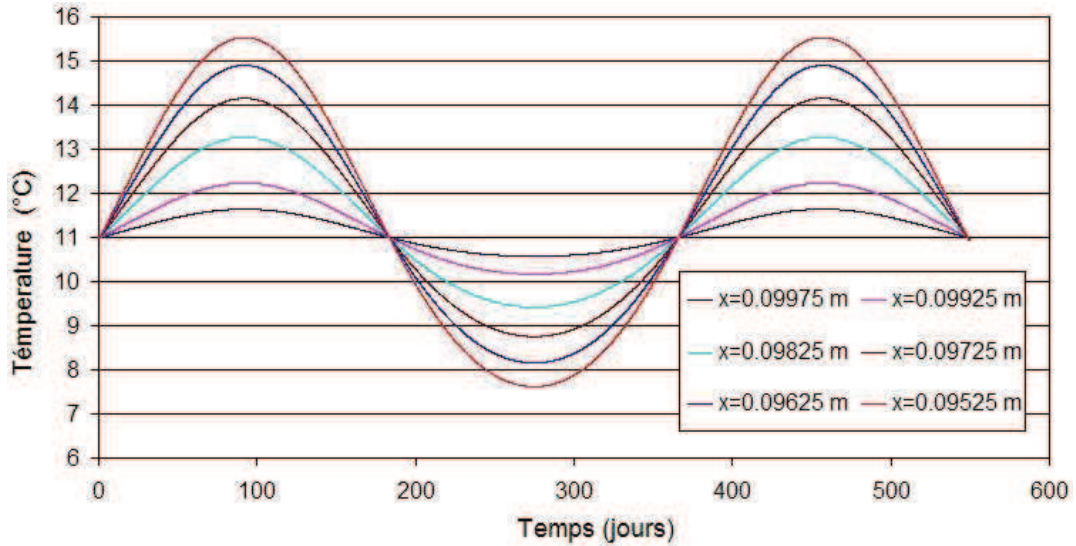


Figure 5- 21 : Variations de la température calculée dans l'axe du système sans le trou.

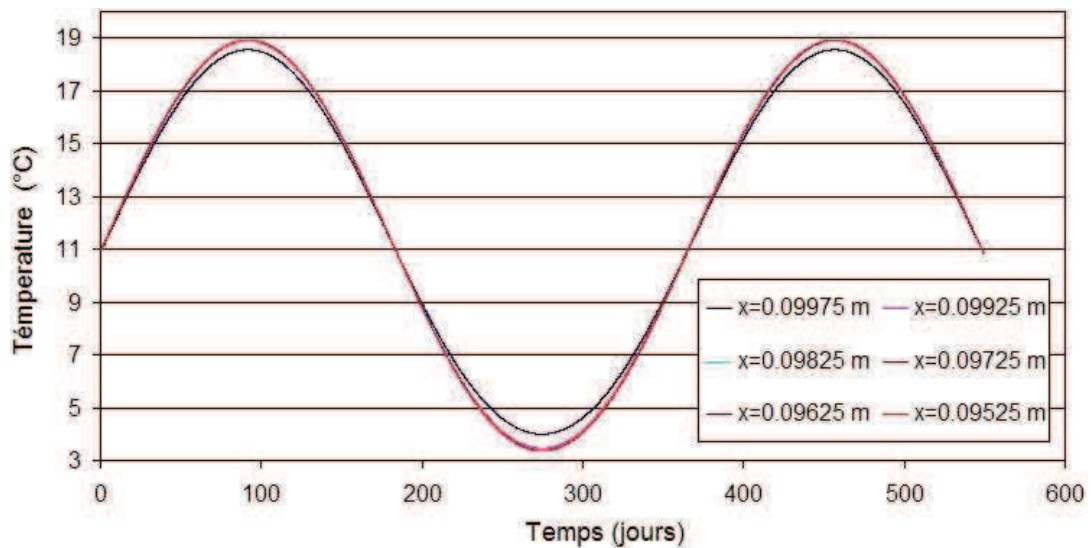


Figure 5- 22 : Variations de la température calculée dans l'axe du système avec le trou.

On prend en considération l'érosion régressive qui se développe dans un système homogène d'une longueur de 1 m (maillage du type IV) sous la forme d'un conduit de rayon égal à 5 cm, pendant un temps infini. C'est-à-dire que la forme du conduit est quasi constante dans le temps, hypothèse nécessaire pour faire une analyse thermique avec le modèle retard.

Nous avons analysé les variations de température représentées sur la Figure 5- 22, mesurées aux points choisis sur l'axe du conduit proche de sa sortie, pour les paramètres géométriques du conduit suivants : longueur de 30 cm, rayon de 5 cm. Nous avons analysé également les variations de température représentées sur la Figure 5- 21, mesurées aux mêmes points mais pour le système sans le trou. La sollicitation thermique sinusoïdale sur la face amont et la valeur constante de la température sur la face aval sont définies par le système (3.3).

En utilisant la valeur de la viscosité constante calculée pour 11°C, on a calculé, pour le système sans le trou, une valeur du nombre de Péclet qui vaut 10.

Les résultats obtenus avec le modèle de la réponse impulsionnelle sont présentés dans le Tableau 5- 4 et le Tableau 5- 5, pour le système sans et avec le trou.

On constate que l'amplitude des fonctions de température mesurées pour le système sans le trou diminue significativement pour les points situés vers la frontière aval (Figure 5- 12). Ce fait est reproduit par les valeurs obtenues pour le paramètre α du modèle retard qui diminue pour les points situés vers la face aval. En outre les valeurs du paramètre η augmentent bien pour chaque point localisé plus loin de la face amont.

En revanche, on trouve que les valeurs des températures mesurées dans le trou, là où la température est transportée rapidement avec la masse de l'eau, sont en fait identiques entre elles, sauf celle mesurée dans le dernier point localisé à seulement 2,5 mm avant la face aval, où l'amplitude est minimale par rapport aux autres. Cette observation est reproduite par les valeurs du paramètre α qui sont presque identiques sauf celui obtenu pour le dernière point. Les valeurs du paramètre η sont presque identiques pour tous les points de mesures, ce qui est évident si on prend en compte la vitesse significative de l'eau dans le conduit et la distance de seulement 2,5 cm entre le premier et le dernier point de mesure.

Localisation du point de mesure sur l'axe horizontal du système (m)	Paramètres du modèle retard obtenus		
	α	η	Coeff. de détermination R2
0,997	0,06	0,579	0,989
0,992	0,13	0,585	0,990
0,982	0,19	0,591	0,991
0,972	0,29	0,602	0,991
0,962	0,39	0,612	0,992
0,952	0,46	0,621	0,993

Tableau 5- 4 Résultats d'analyse impulsionnelle des températures mesurées dans l'axe du système sans le trou, en fonction de la distance précise

Localisation du point de mesure sur l'axe horizontal du système	Paramètres du modèle retard obtenus		
	α	η	Coeff. de détermination R2
0,997	0,91	0,52	0,999
0,992	0,97	0,52	0,999
0,982	0,97	0,522	0,999
0,972	0,97	0,521	0,999
0,962	0,97	0,52	0,999
0,952	0,98	0,519	0,999

Tableau 5- 5 Résultats d'analyse impulsionnelle des températures mesurées dans l'axe du système avec le trou, en fonction de la distance précise

Finalement on confirme la bonne application du modèle IRFA à deux paramètres aux données numériques préparées, et la possibilité de l'utiliser dans l'analyse de la température à l'exutoire du trou dans le cas d'un conduit qui se développe longtemps (plusieurs années).

Remarque :

L'analyse des valeurs du coefficient de détermination R2 obtenues dans les deux cas du système sans et avec le trou donne les mêmes observations que celles présentées dans les chapitres précédents (par exemple Chapitre 4), où pour le nombre de Péclet égal environ à 10, on obtient des valeurs du coefficient de détermination R2 légèrement moins bonnes (ce qu'on trouve ici dans le Tableau 5- 4) que pour un nombre de Péclet plus grand.

Dans le système avec le trou, il y a augmentation de la vitesse de l'eau donc le nombre de Péclet augmente et simultanément on observe que le coefficient de détermination s'approche de 1.

5.7 Conclusion pour un conduit partiel

L'utilisation d'une méthode d'extraction de l'influence thermique du trou appliquée aux simulations numériques stationnaires et transitoires a permis d'identifier les principaux paramètres de la réponse thermique du domaine poreux en cas d'apparition du trou et de son développement.

L'influence du conduit sur le champ de température dans le sol qui l'entoure est multiparamétrique et l'application pour l'analyse quantitative des paramètres géométriques du trou peut être très difficile. Néanmoins, le fait que l'intensité et les dimensions de la zone d'influence thermique du trou augmentent en cas d'augmentation de la longueur du système, déjà significatif pour le système d'une longueur de 10 m, est très important du point de vue de l'auscultation de l'ouvrage hydraulique en terre. Cela donne une chance d'identification de l'existence du trou et l'analyse qualitative de sa cinétique.

La connaissance des principes physiques décrivant l'influence thermique du conduit est très importante pour l'interprétation correcte des données des systèmes d'auscultation thermique des ouvrages hydrauliques en terre.

On a trouvé une possibilité d'analyse quantitative de la cinétique du renard autre que par l'analyse des températures dans l'ouvrage hydraulique en terre, qui consiste en la mesure et en l'analyse de la température à l'exutoire du trou. Dans le système adimensionnel, celle-ci ne dépend que de la longueur du trou et de la valeur de la diffusivité hydraulique du sol (définie avant l'apparition du trou). La limite de cette méthode est une identification préalable de la sortie du trou sur la face aval de l'ouvrage.

On a appliqué le modèle de la réponse impulsionnelle pour modéliser la température à l'exutoire du trou générée par une modélisation numérique, pour une longueur de trou constante, mais sans interprétation physique des paramètres du modèle, ainsi que sans vérification d'une linéarité de la réponse thermique du milieu poreux avec trou car cela sort des cadres du temps de cette thèse. Cependant cet essai confirme une chance de développement dans le futur du modèle IRFA pour analyser la cinématique de l'érosion régressive.

6. Conclusions générales

Nous avons prouvé que l'application du modèle de la réponse impulsionnelle pour l'analyse de la variation des séries de mesures de la température naturelle sur les ouvrages hydrauliques en terre, permet d'identifier très efficacement les fuites et de bien interpréter les conditions hydro-thermiques du milieu considéré. Le modèle peut être utilisé pour le milieu saturé et partiellement saturé, en prenant en compte l'influence des températures de l'eau et de l'air. On obtient de bons résultats sur une assez courte série de températures, qui ne doit pas contenir le maximum ou le minimum des températures saisonnières. Le modèle est relativement simple et il est utilisable facilement en ingénierie.

L'installation proche de la surface d'ouvrage de la deuxième fibre optique, et l'analyse effectuée en fonction des températures relevées, permet de prendre en considération toutes les sollicitations thermiques extérieures additionnelles, autres que la seule température de l'air côté aval du remblai, tel que le rayonnement, la convection de l'air, etc.

Finalement, nous observons que le modèle retard est robuste et universel et peut être utilisé comme outil d'analyse des données thermiques des ouvrages hydrauliques en terre.

Les solutions exactes présentées pour les paramètres du modèle retard permettent le calcul des vitesses d'écoulement de l'eau dans le milieu saturé homogène, influencées par les températures des frontières aval et amont de l'ouvrage. Par contre, le calcul de la vitesse de l'eau dans la couche perméable supérieure ainsi que dans les couches extérieures n'est actuellement pas encore possible. Le développement de l'interprétation de ce problème est proposé comme une perspective future.

Les modélisations numériques, réalisées sur l'influence thermique du trou dans le processus de l'érosion régressive, ont permis d'identifier et d'expliquer les mécanismes thermo-hydrauliques et les paramètres thermiques caractéristiques.

Cela donne une contribution importante pour l'interprétation des données obtenues lors d'auscultations thermiques de barrages et de digues, notamment pour distinguer l'érosion régressive et la suffusion.

Finalement, on constate que la variation très caractéristique de la température de l'eau qui sort du exutoire du trou, qui est liée à la longueur de celui-ci, semble être une perspective utile pour développer, dans le futur, la possibilité d'estimation de la longueur du trou ainsi que la cinétique de son développement.

Références bibliographiques

- ALONSO E., BECUE, J.P., BOLLE, G., BRODIN, J.L., BRUNEL, P., CASSARD, A., DEGOUTTE, G., DORE, M., LAUTRIN, D., LEFEBVRE, J., MICHEL, G., ROYET, P., TRATAPEL, G. (1997). Barrages en remblai, in Petits barrages : recommandations pour la conception, la réalisation et le suivi. Comité français des barrages et réservoirs, Cemagref Editions ENGREF Paris, pp 67-112.
- ARTIERES, O., BONELLI, S., FABRE, J.P., GUIDOUX, C., RADZICKI, K., ROYET, P., VEDRENNE, C. (2007). Active and Passive Defences against Internal Erosion in Assessment of the Risk Internal Erosion of Water Retaining Structures : Dams, Dykes and Levees, Intermediate Report of the European Working Group of ICOLD. pp 235-244. Meissner Druck GmbH, Oberaudorf.
- AUFLEGER M., STROBL T., DORNSTÄDTER J. (2000). Fibre optic temperature measurements in dam monitoring- four years experience. 20eme Congrès des Grands Barrages, Beijing, , Q.78-R.1, pp.1-22.
- BECK J.V., COLE K.D., HAJI-SHEIKH A., LITKOUHI B. (1992). Heat Conduction Using Green's Functions, Hemisphere. Washington, DC.
- BEAR J. (1972). Dynamics of fluids in porous media. Elsevier Publishing Company, New York.
- BENAHMED N., BONELLI S. (2007). Etude expérimentale de l'érosion interne d'une kaolinite. XXVèmes Rencontres Universitaires de Génie Civil, Bordeaux, mai 2007.
- BLAIS JP. (2004a). Typologie de l'érosion interne et érosion interne des digues fluviales, Colloque technique - Sécurité des digues fluviales et de navigation, Orléans, pp.201-211.
- BLAIS JP. (2004b). Méthodologie mise en œuvre par EDF pour la détection des fuites dans les ouvrages en remblai par méthodes non destructives, Colloque technique - Sécurité des digues fluviales et de navigation, Orléans, pp.329-346.
- BOLLA M. (2005). Modélisation de l'écoulement dans un banc expérimental et des effets thermiques associés. Stage de fin d'études, Ecole supérieure de mécanique Marseille.
- BONELLI S., FELIX H., TOURMENT R. (1998). Interprétation des mesures d'auscultation des barrages par régression linéaire multiple 'HST'. Fiabilité des matériaux des structures – 2eme conférence nationale JN-FIAB., Paris, Hermès Editions, pp.189-198.
- BONELLI S. (2001). Ouvrages hydrauliques en remblai : un regard transversal sur action de l'eau, Ingénieries Eau-Agriculture-Territoires, No. 26, Paris, Cemagref Editions, pp.49-57.
- BONELLI S. (2003). Analyse retard des mesures d'auscultation de barrage. Revue Française de Géotechnique, n° 105, pp.31-45.
- BONELLI S., TOURMENT R., FELIX H. (2003). Analyze of earth dam monitoring data, Séminaire – Selected problems of water engineering: Politechnika Krakowska and Cemagref: results of cooperation, 9-11 octobre 2003 Cracovie, Cemagref Editions, Paris, pp. 130-150,

- BONELLI S., BRIVOIS O., BORGHI R., BENAHMED N. (2006). On modeling of piping erosion. *Comptes Rendus de Mécanique*, vol. 8-9, n° 334, pp. 555-559.
- BONELLI S. (2007). Approximate solution to the diffusion equation and its application to seepage-related problems. *Applied Mathematical Modeling*. n° 7067, 17 p.
- BONELLI S., RADZICKI K. (2007). The impulse response function analysis of pore pressures monitoring data. *Proceedings of the 5th International Conference on Dam Engineering*, 14-16 Février 2007, LNEC, Lisbon, p 236-242
- BONELLI S., RADZICKI K. (2008). Impulse response function analysis of pore pressures in earthdams, *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, n°2, p 243-263.
- BREDEHOEFT J.D., PAPADOPULOS I.S. (1965). Rates of vertical groundwater movement estimated from Earth's thermal profile, *Water Resources Research*, v.1, no.2, pp.325-328.
- CHARLES J.A. (2001). Internal erosion in European embankments. *International Symposium on Dam Safety*, Geiranger.
- CHEN S. (2000). An improved Low-Reynolds-Number k- ϵ model. *Mémoire de la thèse*, Université de New South Wales, octobre 2000.
- CROWLEY L. (2000). *Traitement du signal*, Ensimag, Grenoble, p.160
- DAVIS P. (1993). Levenberg-Marquart Methods and Nonlinear Estimation. *SIAM News*, Vol. 26, n°6.
- DEGOUTTE G., coordinateur (1997). *Petits barrages, recommandations pour la conception, la réalisation et le suivi*, Comité français des barrages et réservoirs, Cemagref édition – Engref, Paris, 175 p.
- DEGOUTTE G. (2005). *Méthodes de reconnaissance et de surveillance – Elaboration d'un diagnostic*. Cemagref. *Ingénierie n°Spécial digues*, pp.191-200.
- DELAY F., POREL G., BANTON O. (1998). An Approach to Transport in Heterogeneous Porous Media Using the Truncated Temporal Moment Equations: Theory and Numerical Validation. *Transport in Porous Media*, n°32, pp. 199–232.
- DODGE Y. (1993). *Statistique*. Dictionnaire encyclopédique, Dunod, Paris, p.407
- DOMENICO P.A., PALCIAUSKAS V.V. (1973). Theoretical analysis of forced convective heat transfer in regional ground-water flow. *Geological Society of America Bulletin*, Vol.84, pp.3803-3814.
- DORNSTÄDTER J. (1997). Detection of internal erosion in embankment dams. *XIX ICOLD Congress*, Q73 R.7, Florence.
- DOLZ J., POUERTAS J., HERRERO E. (1994). Water temperature alteration downstream from a reservoir. The Ebro river case. *18eme Congrès International des Grands Barrages*, Q.69 R.16, pp.211-225, Durban.
- Energy Plus (2002). *Energy Plus engineering document*. The reference to Energy Plus calculation, Université de Illinois, 21 juin 2002, p. 50.

- EWG (2007). Assessment of the Risk of Internal Erosion of Water Retaining Structures: Dams, Dykes and Levees, Intermediate Report of the European Working Group of ICOLD. TUM Edition, p. 266.
- FAUCHARD C., MERIAUX P. (2005). Méthodes géophysiques et géotechniques pour le diagnostic des digues. Guide méthodologique et de recommandations pour la mise en œuvre et l'interprétation, Cemagref édition, Paris, p. 124.
- FAURE Y.H., GUIDOUX C. (2005). Détection des fuites dans les digues de l'Isère par mesures de températures, Bibliothèque de l'Institut des risques majeurs, Pôle Grenoblois Risques Naturels, 19 p.
- FELL R., FRY J.-J. (2007). Internal erosion of dams and their foundations, Taylor and Francis
Fluent company, <http://www.fluent.com>, 15-06-2008.
- FOSTER M., FELL R., SPANNAGLE M. (2000). The statistics of embankment dam failures and accidents, Can. Geotech. J., No 37, pp.1000-1024.
- FRY J.J., DEGOUTTE G. (1997). Internal Erosion: Typology, Detection, Repair, Barrages and Reservoirs. No 6, French Committee of Large Dams, Le Bourget-du-Lac Cedex.
- FRY J.J., BRUN P., LAUTRIN D., ALBALAT C., DROUX J., MERCIER A., RIESTERER J., THAREAU L., DEGOUTTE G. (1997). Typologie de l'érosion interne et détection, XIXème Congrès des Grands Barrages, Florence, Q.73-R.47, pp.819-843.
- FRY J.J., (2003). Revue bibliographique sur l'érosion interne, 2003, 180 pages. Rapport du groupe de travail réuni par l'Institut pour la recherche appliquée et l'expérimentation en génie civil (IREX).
- FRY J.J., (2004a). Le projet national Erosion Interne. Colloque technique - Sécurité des digues fluviales et de navigation, Orléans, pp.129-146.
- FRY J.J., (2004b). Détection de fuite sur les digues par acquisition de profils de température le long d'une fibre optique, Colloque technique - Sécurité des digues fluviales et de navigation, Orléans, pp.377-391.
- GUIDOUX C., FAURE Y.H., ARTIÈRES O., HÉNAULT J.M., FRY J.J., BLAIRON S., ROOSBROECK J. V., ROYET P., GUIDOUX C. (2007). Measurement results on full scale field experiment using optical
- GUIDOUX (2008). Développement et validation d'un système de détection et de localisation par fibres optiques de zones de fuite dans les digues en terre. Rapport mémoire de la thèse, Université Joseph Fourier de Grenoble, 201 p
- GUYON E., HULIN J.P., PETIT L. (1982). Hydrodynamique physique, EDP Sciences et CNRS Edition, Paris
- HALL S. G., SAIDU M. (2005). Use of Temperature Control to Improve Sustainability via Study of Biological Effects in Aquatic Species. Paper number 054148, 2005 ASAE Annual Meeting

HELLSTROM G., JOHANSSON S. (2001). DamTempManual ver1.0. version 17-04-2001, www.hydroresearch.se/dt/damtemp.html.

ICOLD (1995). Dam Failures Statistical Analysis, Bulletin 99, 73 p.

JIANG PX., LU XC. (2007). Numerical simulation and theoretical analysis of thermal boundary characteristics of convection heat transfer in porous media. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, No 28, pp. 1144–1156.

JOHANSSON S. (1991). Localization and quantification of water leakage in ageing embankment dams by regular temperature measurements, 17eme Congrès des Grands Barrages, Vienna, Q.65-R.54, pp.991-1005

JOHANSSON S. (1997). Seepage monitoring in Embankment Dams. These de doctoraè, Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden.

JOHANSSON S. (2000). Application of fibre-optics systems in embankment dams for temperature, strain and pressure measurements-some comparison and experiences. 20eme Congres des Grandes Barrages, Beijing, Q.78-R.69, pp.1125-1147

JOHANSSON S., SJÖDAHL P. (2004a). Downstream Seepage Detection using Temperature Measurements and Visual Inspection – Monitoring Experiences from Røsvatn Field Test Dam and Large Embankment Dams in Sweden, Proceedings - Stability and Breaching of Embankment Dams, EBL 20-21 Octobre, Oslo.

JOHANSSON, S. (2004b). Detection of Internal Erosion in Embankment Dams – Possible Methods in Theory and Practice, Key Note lecture, Proceedings - Stability and Breaching of Embankment Dams, EBL, Oslo.

KONRAD J.M., ALICESCU V., SHEN M. (2000). Thermal analysis of an earth dam considering seepage related heat transport, Proc. 53rd Canadian Geotechnical Conference, Montréal, p.7.

KOVACS G. (1981). Seepage Hydraulics, Budapest, Akadémiai Kiadó.

LACHOUCETTE D., BONELLI S., BRIVOIS O. (2007). Modélisation de l'érosion par renard hydraulique, XXVèmes Rencontres Universitaires de Génie Civil, Bordeaux.

LAGARDE N.M.A (1965). Considération sur le transport de chaleur en milieu poreux, Rev. Inst. Fr. Petrol, No 2, 20, pp.383-446

LUO J., CIRPKA O.A., KITANIDIS P.K. (2006). Temporal-moment matching for truncated breakthrough curves for step or step-pulse injection, *Advances in Water Resources*, n°29, pp.306–1313.

MERIAUX P., ROYET P., FOLTON C. (2004). Surveillance, entretien et diagnostic des digues de protection contre les inondations, Cemagref éditions, 199 p.

MELNIKOV, YU.A. (2000). An alternative construction of Green's functions for the two-dimensional heat equation. *Engineering Analysis with Boundary Elements*, n°24, pp. 467-475.

MOHAMMADI B., PIRONNEAU O. (1994) Analysis of the K-Epsilon Turbulence Model, Masson Edition., Rech. Math. Appl.

- OWEN. J.S., ECCLES B.J, CHOO B.S., WOODINGS M.A. (2001). The application of auto-regressive time series modelling for the time-frequency analysis of civil engineering structures. *Engineering Structures*, No 23, pp.521-536.
- PELZMAIER S., AUFLEGER M., DORNSTÄDTER J. (2007 a). Active and Passive Defences against Internal Erosion in Assessment of the Risk Internal Erosion of Water Retaining Structures : Dams, Dykes and Levees, Intermediate Report of the European Working Group of ICOLD. pp 235-244. Meissner Druck GmbH, Oberaudorf.
- PELZMAIER S., AUFLEGER M., DORNSTÄDTER J. (2007 b). Detection of Internal Erosion by Means of the Active Temperature Method. Assessment of the Risk of Internal Erosion of Water Retaining Structures: Dams, Dykes and Levees, Intermediate Report of the European Working Group of ICOLD. TUM Edition, pp. 194-207.
- RADZICKI K., STONAWSKI J., SZCZESNY J. (2004). Identyfikacja przyczyn lokalnych zmian ciśnienia piezometrycznego w zaporze wodnej", materiały pokonferencyjne, XVI Konferencja Naukowa – Metody Komputerowe w Projektowaniu i Analizie Konstrukcji Hydrotechnicznych, Korbiewów, Cracow University of Technology Editions.
- RADZICKI K., BONELLI S., (2008). On pore-pressure analysis in earth-dams by mean on impulse response function. *Studia Geotechnica et Mechanica*, Vol. XXX, No. 1–2, p.5-11
- ROACH, G. F. (1970). Green's functions, introductory theory with applications, Van Nostrand Reinhold company, 279 p.
- ROÏTENBERG, I.N. 1974. Théorie du contrôle automatique. MIR, Moscou, 494 p.
- RUP K. (1978) Analityczne metody przybliżone w zagadnieniach nieizotermicznych laminarnych przepływów lepkiej cieczy newtonowskich, Kraków, pp.226
- SANTAMARIA J.C., FRATTA D. (1998), Introduction to discrete signals and inverse problems in civil engineering. Asce Press, Virginia, 327 p.
- SCHREIBER T. (1999). Interdisciplinary application of nonlinear time series methods. *Physics Report*, n°308, pp. 1-64.
- TAISANT R. (2004). Guide méthodologique de classement des incidents de digues, Colloque technique - Sécurité des digues fluviales et de navigation, Orléans, pp.281-289.
- VEGA G. (2001). Analyse retard des mesures d'auscultation des barrages en remblai. Delayed response analysis of earth dam monitoring data. Rapport de D.E.A., 55 p.
- VELASQUEZ J.P.P. (2007). Fiber optic temperature measurements. Further Development of the Gradient Method for Leakage Detection and Localization in Earthen Structures. Thèse de doctorat, Université de Munich,, Allemagne
- WAN C.F., FELL R. (2002). Investigation of internal erosion and piping of soils in embankment dams by the slot erosion test and the hole erosion test. UNICIV Report No R-412, The University of New South Wales Sydney ISSN 0077 880X,
- WAN C.F., FELL R. (2004). Investigation of rate of erosion of soils in embankment dams, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, vol. 30, n°4, p. 373-380,

WAN C.F., FELL R. (2004). Laboratory Tests on the Rate of Piping Erosion of Soils in Embankment Dams, *Journal of Geotechnical Testing Journal*, 27(3),

WANG Y. (1994). Conductive heat flow and thermally induced fluid flow around a well bore in a poroelastic medium, *Water Resources Research*, Vol. 30, No.12, pp.3375-3384.

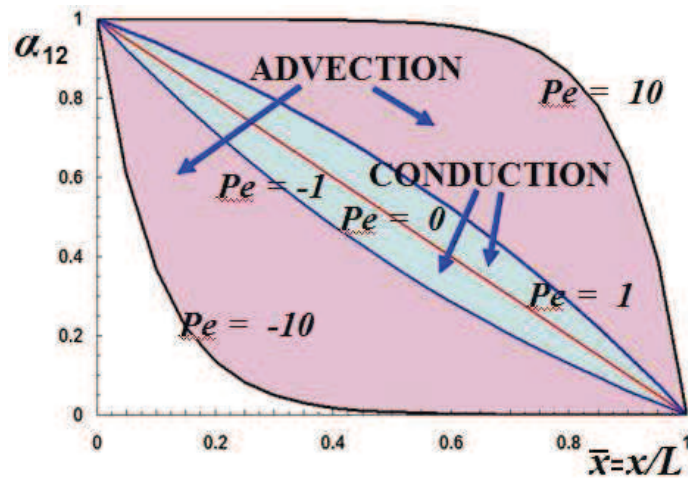
WOLFF M., MERIAUX P., TOURMENT R. (2004) : Le patrimoine des digues de protection contre les inondations en France, in *Sécurité des digues fluviales et de navigation*, Actes de colloque du CFGB, 25 et 26 novembre 2004, Orléans, France, 595 pages, pp 9-20.

YOUNG P. (1998). Data-based mechanistic modelling of environmental, ecological, economic and engineering systems. *Environmental Modeling & Software*, n°13, pp. 105-122.

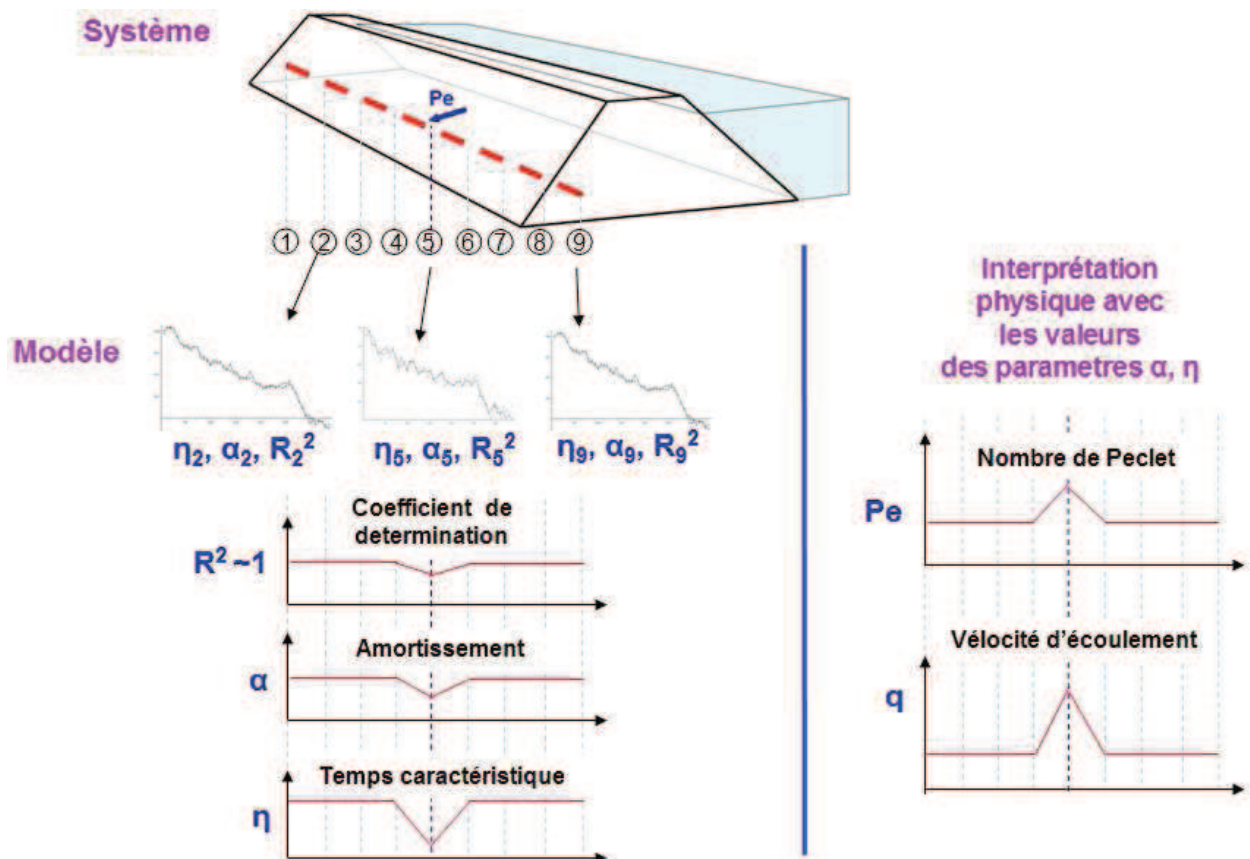
ZADJAOUI A., BENYELLES Z., BEKKOUCHE A., TAHAR BERRABAH A. (2005). Etude numérique de transfert thermique dans un milieu poreux. Cas du régime transitoire. XXIIIèmes Rencontres Universitaires de Génie Civil, Bordeaux.

Annexes

Annexe 1 : Les valeurs du paramètre α_{12} (eq. 3.57) en fonction de la distance adimensionnelle \bar{x} pour les valeurs différentes du nombre du Péclet



Annexe 2 : Le schéma des étapes de l'analyse de la température de l'ouvrage hydraulique en terre réalisée par la fibre optique, avec le modèle de la réponse impulsionnelle à deux paramètres



Les annexes de 3 à 5 sont gardées confidentiels par souhait de Cemagref

Annexe 6 : Exemple du journal de la modélisation avec le modèle laminaire de Navier-Stokes pour Fluent v.6.2.16

```
/f rc newR2h250lo100.msh y
/g s 0.001 0.001
/def mod axi y
/def mod energy y n n n y
/def mat copy fluid wl
/def mat cc alu soil y 2700 y constant 800 y constant 3.4 y
/def mat cc wl water-liquid n y constant 4180 y constant 0.58 y constant 0.001513 n n n
n n n y
/def bc fluid trou y wl n n n y 0 0 0 n n
/def bc fluid soil y wl n n n y 0 0 0 n y 1 0 n 1e15 n 1e15 n 0 n 0 0 0 n 0.4 n n
/def bc fluid B y wl n y n n y 278.15 n y 0 0 0 n n
/def bc fluid A y wl n y n n y 278.15 n y 0 0 0 n y 1 0 n 1e15 n 1e15 n 0 n 0 0 0 n 0.4 n
/def bc zt A_in vi
/def bc vi A_in n n n y y n 1e-7 n 288.15
/def bc po b_out n 0 n 278.15 n y n
/def bc po a_out n 0 n 278.15 n y n
/sol init sd temp 288
/sol mon res concri 0.001 0.001 0.001 1e-10
/sol init if
/sol it 100000
/wcd VISodT5_LAM_R2h250lo100k1e-8
/f wp VISodT5_LAM_R2h250lo100k1e-8PROF.txt (default-interior:016 default-
interior:001) temp ()
/f wp VISodT5_LAM_R2h250lo100k1e-8AXE.txt (axe axet) temp () y
/f wp VISodT5_LAM_R2h250lo100k1e-8WAL.txt (wall) temp ()
```

Annexe 7 : Les équations de la fermeture pour les modèles du type k-epsilon : Standard, Réalisable, RNG

Modèle Standard

L'équation du transport de l'énergie turbulente cinétique « k » :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_j) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{B_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_m + S_k$$

L'équation pour la dissipation de la turbulence « ε » :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \varepsilon u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{B_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3\varepsilon} G_b) - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} + S_\varepsilon$$

où :

$$\text{Viscosité turbulente } \mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}; \quad C_\mu = 1,92$$

$$G_k = -\rho u_i' u_j' \frac{\partial u_j}{\partial x_i} = \mu_t \left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right)$$

$$G_b = \beta g_i \frac{\mu_t}{Pr_t} \frac{\partial T}{\partial x_i}; \quad Pr_t = 0,85$$

$$C_{1\varepsilon} = 1,44; \quad C_{2\varepsilon} = 1,92;$$

$$B_k = 1,0; \quad B_\varepsilon = 1,2$$

Modèle Réalisable

L'équation du transport de l'énergie turbulente cinétique « k » :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_j) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{B_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_m + S_k$$

L'équation pour la dissipation de la turbulence « ε » :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \varepsilon u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{B_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + \rho C_1 S_\varepsilon - \rho C_2 \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{v \varepsilon}} + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} C_{3\varepsilon} G_b + S_\varepsilon$$

où :

$$\text{Viscosité turbulente } \mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}; \quad C_\mu = \frac{1}{A_o + A_s \frac{kU^*}{\varepsilon}}$$

$$C_1 = \max \left[0,43; \frac{\eta}{\eta + 5} \right]; \quad \eta = S_{ij} \frac{k}{\varepsilon}; \quad S_{ij} = 0,5 \left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right)$$

$$C_2 = 1,9$$

$$B_k = 1,0; \quad B_\varepsilon = 1,2$$

Modèle RNG

L' équation du transport de l' énergie turbulente cinétique « k » :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\alpha_k \mu_{eff} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_m + S_k$$

L' équation pour la dissipation de la turbulence « ε » :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \varepsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\alpha_\varepsilon \mu_{eff} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3\varepsilon} G_b) - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} - R_\varepsilon + S_\varepsilon$$

où :

Viscosité effective μ_{eff} est définit comme la somme de la viscosité laminaire et turbulente :

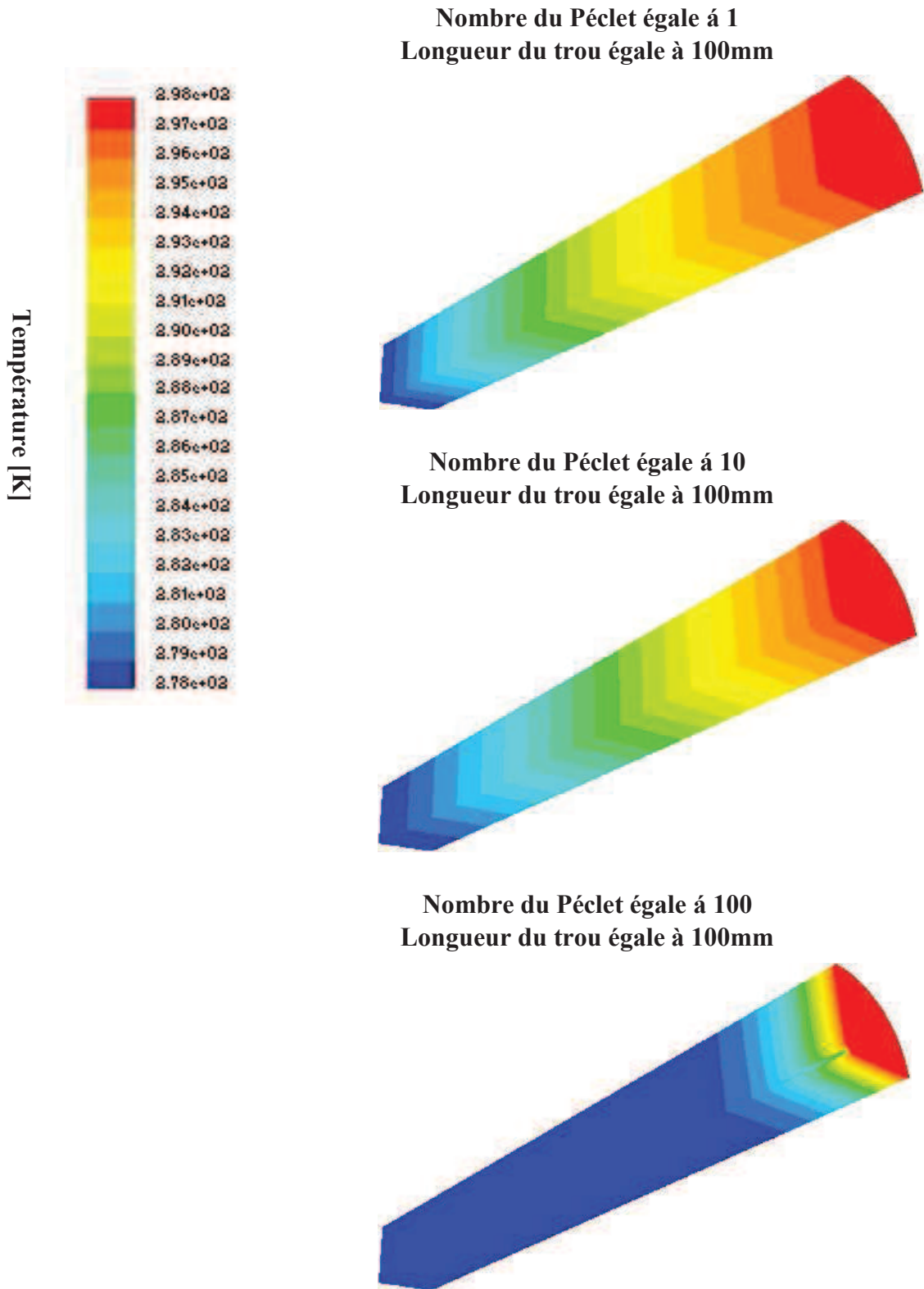
$$\hat{\nu} = \frac{\mu_{eff}}{\mu}; \quad d \left(\frac{\rho^2 k}{\sqrt{\eta \mu}} \right) = 1,72 \frac{\hat{\nu}}{\sqrt{\hat{\nu}^3 + 1 + C_V}} d\hat{\nu}$$

$$Pr_t = 1/\alpha; \quad \left| \frac{\alpha - 1,3929}{\alpha_0 + 2,3829} \right|^{0,6321} \left| \frac{\alpha + 2,3929}{\alpha_0 + 2,3829} \right|^{0,3679} = \frac{\mu_{mol}}{\mu_{eff}} \Rightarrow \alpha$$

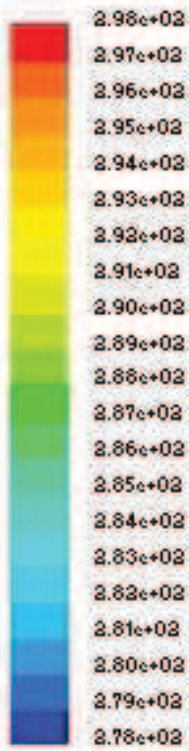
$$R_\varepsilon = \frac{C_\mu \rho \eta^3 \left(1 - \frac{\eta}{\eta_0} \right) \varepsilon^3}{1 + \beta \eta^3 k}$$

$$C_{1\varepsilon} = 1,42; \quad C_{2\varepsilon} = 1,68$$

Annexe 8 : Les exemples des modélisations axisymétriques 3D thermo-hydraulique du quart de la cylindre poreuse avec le trou partielle de l'influence thermique du trou avec le logiciel Fluent v.6.2.16. Longueur de la cylindre égale à 1m, rayon du trou égale à 3mm



Température [K]



**Nombre du Péclet égale à 1
Longueur du trou égale à 500mm**



**Nombre du Péclet égale à 10
Longueur du trou égale à 500mm**



**Nombre du Péclet égale à 100
Longueur du trou égale à 500mm**

