



HAL
open science

Intégration thermique et mécanique des géostructures thermiques : de l'échelle du bâtiment à l'échelle de la cité

Yvon Delerablee

► To cite this version:

Yvon Delerablee. Intégration thermique et mécanique des géostructures thermiques : de l'échelle du bâtiment à l'échelle de la cité. Géotechnique. Université Paris-Est, 2019. Français. NNT : 2019PESC2004 . tel-02476696

HAL Id: tel-02476696

<https://theses.hal.science/tel-02476696>

Submitted on 12 Feb 2020

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

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

UNIVERSITÉ PARIS-EST

École Doctorale Sciences, Ingénierie et Environnement

Thèse de doctorat

Présentée pour l'obtention du grade de

Docteur de l'Université Paris-Est

Spécialité : Géotechnique

Par :

Yvon DELERABLÉE

Sujet :

**Intégration thermique et mécanique des géostructures thermiques :
de l'échelle du bâtiment à l'échelle de la cité**

Thèse publiquement soutenue le 7 mai 2019 devant le jury composé de :

Mme. Cristina de Hollanda Cavalcanti Tsuha	Université de Sao Paulo	Rapporteur
M. Hussein Mroueh	Université de Lille 1	Rapporteur
Mme. Alice Di Donna	Université de Grenoble	Examinatrice
M. Lionel Demongodin	Egis	Examineur
M. Eric Antoinet	Antea Group	Encadrant
M. Philippe Reiffsteck	IFSTTAR	Directeur de thèse
M. Sébastien Burlon	Terrasol	Invité

*A mon père avec qui j'aurais aimé partager cette expérience
A ma mère depuis toujours et à jamais ma première relectrice*

A mes frères pour leur soutien indéfectible

A ma femme pour son amour et sa joie de vivre

A mon fils pour sa vie à venir

A Roger qui aurait aimé lire ce mémoire

Je dédie ce travail...

« La rigueur vient toujours à bout de l'obstacle »

Léonard de Vinci (1452-1519)

« La connaissance s'acquiert par l'expérience, tout le reste n'est que de l'information »

« La folie, c'est de faire toujours la même chose et de s'attendre à un résultat différent »

Albert Einstein (1879-1955)

Remerciements

Au terme de ce travail de longue haleine, je tiens à remercier et à exprimer toute ma gratitude envers toutes les personnes qui m'ont accompagné, guidé, écouté et soutenu à chaque instant.

Je tiens à remercier mon directeur de thèse Philippe Reiffsteck, directeur de recherche à l'IFSTTAR, pour m'avoir accompagné pendant ces trois années de thèse. Il a su être présent quand j'en avais besoin et m'apporter ses conseils tout au long de ce projet. Ses idées se sont toujours trouvées pertinentes. Son sens pratique est une force.

Je tiens également à remercier Sébastien Burlon, désormais ingénieur chez Terrasol mais qui était IDTPE à l'IFSTTAR, pour son encadrement tout au long de ce projet, malgré sa nouvelle affectation. Sa grande maîtrise des aspects numériques et son implication au quotidien m'ont évité de nombreux pièges et m'ont permis de mener à bien ce travail. Je le remercie pour l'opportunité qu'il m'a donné d'intégrer l'action COST GABI qui m'a permis de voyager à travers l'Europe et de rencontrer des praticiens étrangers. Nos discussions m'ont ouvert l'esprit sur de nombreux sujets.

Je remercie également Eric Antoinet, directeur technique infrastructures France d'Antea Group, pour son accompagnement durant la thèse. La confiance qu'il a placée en moi pour effectuer ce travail m'a permis de le faire sereinement. L'autonomie qu'il m'a laissée, en accord avec l'encadrement de l'IFSTTAR, m'a été d'une aide précieuse pour mener à bien ce projet. Jamais je n'ai eu à me justifier sur mon travail et cela a porté ses fruits.

Leur bienveillance au quotidien et leur professionnalisme ont été des moteurs. Je leur serai éternellement reconnaissant.

Je remercie profondément Christophe Chevalier, directeur du laboratoire SRO de l'IFSTTAR, Jean-François Heitz, ex-directeur de la recherche chez Antea Group, et Daniel Pierre, directeur de la recherche chez Antea Group, pour m'avoir laissé l'opportunité de réaliser cette thèse CIFRE. Par leur confiance, ils m'ont permis de réaliser mon rêve en menant à bien ce travail de recherche.

Je tiens à remercier Cristina de Hollanda Cavalcanti Tsuha, professeure à l'université de Sao Paulo, et Hussein Mroueh, professeur à l'université de Lille 1, pour avoir généreusement accepté de rapporter ce mémoire de thèse.

Je remercie également Alice Di Donna, maître de conférences à l'université Grenoble Alpes, et Lionel Demongodin, responsable d'activité chez Egis Géotechnique, pour avoir accepté de faire partie de mon jury de thèse et d'examiner mon travail.

J'exprime ma gratitude à tout le personnel du département GERS de l'IFSTTAR pour leur accueil et notamment les membres du laboratoire SRO. Je remercie Carlos Minatchy, Louis Battist et Fabien Szymkiewicz pour leur aide lors des travaux de mise en place de Sense City qu'il pleuve, qu'il neige ou qu'il vente, mais également Erick Merliot pour son accompagnement quotidien pendant les expérimentations. Sans eux, cette expérimentation n'aurait pas été possible.

Je remercie également tous mes collègues de l'IFSTTAR et d'Antea Group pour leur soutien indéfectible tout au long de ces trois années. J'ai aimé partager avec Alessandra, Roxanne, Céline, Anne, Marine, Benoît, Miguel, Matthieu, Bruno, Sébastien, Sébastien, Thomas, Alexandre, Laurence, Camille, Nicolas, Margot, Hiba, Jean, Youssef, Abdul Karim, Yaghkob, Zineb, Abdelhak, etc. C'est sans compter sur Doriane qui m'a grandement aidé pour réaliser tous les essais en laboratoire durant son stage. Par leur présence, ils ont tous et toutes participé à l'aboutissement de cette thèse.

J'ai également une pensée pour tous les membres du groupe de travail du CFMS et de SYNTEC Ingénierie que j'ai eu le plaisir d'animer pendant les premières années de ma thèse. Leur travail collaboratif a permis de placer la France parmi les référents des géostructures thermiques en Europe en apportant tout leur savoir-faire.

C'est sans oublier les membres de l'action COST GABI qui m'ont permis de me perfectionner tant humainement que professionnellement. L'apport de toutes ces différentes cultures permet d'appréhender le monde différemment. Je remercie tout spécialement l'équipe du Politecnico di Torino qui m'a accueilli pendant deux semaines : grazie mille.

Enfin, je remercie du plus profond de mon cœur ma famille qui a toujours été présente à mes côtés et qui n'a jamais douté de moi. Je pense notamment à ma mère qui a été la première à relire ce mémoire et à apporter ses corrections, sans elle, rien n'aurait été possible. J'ai également une pensée émue pour mon père disparu il y a dix ans mais qui était présent dans mon cœur à chaque instant de cette thèse. J'espère les avoir rendus fier. Je ne pourrais terminer ces remerciements autrement qu'en exprimant ma gratitude et mon amour infini envers ma femme. Sans elle, ce travail n'aurait probablement jamais eu lieu. Elle m'a porté et supporté dans toutes les épreuves que j'ai traversées. Aucun mot ni aucun geste ne serait assez fort pour lui exprimer ce qu'elle m'apporte tous les jours.

Merci à toutes et à tous !

Résumé

Cette thèse vise à améliorer la compréhension des transferts de chaleur au sein des géostructures thermiques à l'échelle de l'ouvrage mais également d'étudier leur interaction thermique. Le rôle de l'écoulement d'une nappe est prépondérant dans cette analyse. Elle s'inscrit dans le cadre d'une thèse CIFRE en collaboration entre Antea Group et l'IFSTTAR.

Un modèle numérique en trois dimensions présentant un couplage thermo-hydraulique est construit à l'aide du logiciel FLAC3D. Une approche basée sur le calcul de la divergence des flux est développée afin de définir la contribution de la conduction et de l'advection dans les transferts de chaleur. Cette approche est appliquée dans des volumes de contrôle autour de l'ouvrage modélisé afin de prendre en compte l'intégralité des flux de chaleur entrant et sortant.

Ce protocole est utilisé afin de tester de multiples paramètres dimensionnants tels que la vitesse d'écoulement, la géométrie de l'ouvrage et la sollicitation thermique appliquée. L'analyse de ces résultats indique la présence d'une forte hétérogénéité à l'échelle de l'ouvrage lorsqu'il est soumis à un écoulement. Cette conclusion renforce la nécessité de la prise en compte des effets 3D et fournit des pistes d'optimisation quant à la répartition du chargement thermique dans les géostructures thermiques.

Afin de confirmer les conclusions émises grâce aux modèles numériques, les résultats d'un site expérimental à échelle réduite sont analysés. La possibilité de contrôler les conditions aux limites durant les expériences implique une meilleure compréhension des phénomènes en jeu grâce à la réduction du nombre d'inconnus. Les données des capteurs dans les géostructures thermiques et dans le terrain valident les hypothèses évoquées pour les calculs numériques. Les conclusions sont donc appuyées par deux approches distinctes.

Avec pour objectif d'améliorer les modèles numériques présentés, les données du site expérimental sont utilisées afin de caler un modèle numérique 3D d'une expérience de référence. La complexité du milieu, la multiplication des inconnus et les conditions expérimentales rendent cette opération difficile. Les variations de température dans le terrain sont bien retranscrites mais l'approche adoptée semble trop simplifiée pour reproduire avec précision les variations de température du fluide caloporteur qui circule dans les géostructures thermiques.

L'ensemble des résultats permet de fournir des pistes quant à l'amélioration des méthodes d'analyse. Des recommandations pour la prise en compte de l'écoulement dans les transferts thermiques et sur le comportement des ouvrages thermoactifs de grande dimension sont émises.

Abstract

This PhD work concerns the improvement of heat transfer phenomena for thermoactive geostructures at building scale but also their thermal interaction. The role of the groundwater flow is of major importance in this analysis. The PhD thesis is a part of a research contract between Antea Group and IFSTTAR.

A three-dimensional numerical model with a thermo-hydraulic coupling is built thanks to the software FLAC3D. An approach based on the heat flux divergence computation is developed to define the thermal contribution of conduction and advection. This approach is applied in control volume around the building to consider the inlet and outlet heat fluxes.

This protocol is used to test different parameters such as the groundwater flow, the building geometry and the thermal solicitation. The analysis of these models highlights the strong heterogeneity at building scale when the groundwater flow. This conclusion reinforces the necessity to consider 3D effects and provides some insights to optimise the thermal load for the thermoactive geostructures.

To confirm the conclusion produced thanks to the numerical analysis, data from a reduced scale experimental site are analysed. Since it is possible to control the boundary conditions, it implies a better assumption of the thermal behaviour thanks to the reduction of unknowns. The data from the sensor in the thermoactive geostructures and in the ground validate the numerical part. Therefore, the conclusions are robust thanks to the two different method of analysis.

To improve the numerical models, the data from the experimental site are used to calibrate a 3D numerical model of a reference test. The complexity of the site, its composition and the different boundary conditions are hard to properly model. The thermal variations in the ground are well computed but this approach seems to be too simple to repeat with precision the thermal variation in the heat carrier fluid.

These results provide some insights to improve the thermal analysis methods. Some guidelines to consider the groundwater flow effect and the thermal behaviour of large buildings are presented in this thesis.

LISTE DES FIGURES.....	15
LISTE DES TABLEAUX	24
NOMENCLATURE	25
INTRODUCTION GENERALE	28
CHAPITRE I : CARACTERISATION DES GEOSTRUCTURES THERMIQUES	32
I.1. La place des géostructures thermiques dans la ville d’aujourd’hui et de demain	34
<i>I.1.1. La géothermie très basse température et les aspects réglementaires associés</i>	35
<i>I.1.2. Les différents types de géostructures thermiques</i>	36
<i>I.1.2.1. Les pieux.....</i>	37
<i>I.1.2.2. Les murs de soutènement.....</i>	38
<i>I.1.2.3. Les tunnels.....</i>	41
<i>I.1.3. Les enjeux associés aux géostructures thermiques</i>	42
<i>I.1.3.1. Aspects thermo-mécaniques</i>	42
<i>I.1.3.2. Impact des tubes échangeurs sur les propriétés thermiques</i>	46
<i>I.1.3.3. Aspects thermo-hydrauliques</i>	50
<i>I.1.3.4. Interaction à l’échelle de l’ouvrage et de la ville.....</i>	62
<i>I.1.4. Conclusion.....</i>	64
I.2. Bilan énergétique : de l’ouvrage au terrain.....	67
<i>I.2.1. Le réservoir d’énergie : le terrain.....</i>	68
<i>I.2.2. La géostructure thermique.....</i>	70
<i>I.2.3. Rôle et fonctionnement de la Pompe à Chaleur</i>	78
<i>I.2.4. Définition du besoin énergétique</i>	84
<i>I.2.5. Synthèse.....</i>	86
I.3. Détermination de la conductivité thermique	87
<i>I.3.1. Essais en laboratoire et in situ.....</i>	87
<i>I.3.1.1. Aiguille thermique et cellule chauffante.....</i>	87
<i>I.3.1.2. Test de Réponse Thermique</i>	91
<i>I.3.2. Relations analytiques</i>	94
<i>I.3.2.1. Modèle de Kersten.....</i>	95
<i>I.3.2.2. Modèle de De Vries</i>	96
<i>I.3.2.3. Modèle de Johansen</i>	97
<i>I.3.2.4. Modèle de Johansen modifié par Tarnawski.....</i>	98

I.3.3.	Analyse paramétrique	99
I.3.3.1.	<i>Effet de la teneur en eau</i>	99
I.3.3.2.	<i>Effet de la densité</i>	102
I.3.3.3.	<i>Autres paramètres.....</i>	103
I.4.	Synthèse sur l'état de l'art	106
CHAPITRE II : MODELISATION NUMERIQUE 3D THERMO-HYDRAULIQUE DE PAROIS MOULEES THERMOACTIVES.....		
109		
II.1.	Calcul des puissances échangées	111
II.1.1.	Développement de la méthode d'analyse des flux.....	112
II.1.1.1.	<i>Calcul de la divergence des flux.....</i>	112
II.1.1.2.	<i>Application aux géostructures thermiques</i>	114
II.1.2.	Cas unidimensionnel.....	118
II.2.	Hypothèses, conditions aux limites et conditions initiales	122
II.2.1.	Géométrie et hypothèses d'analyse.....	122
II.2.2.	Conditions aux limites	124
II.2.3.	Conditions initiales	126
II.3.	Résultats et analyses	129
II.3.1.	Cas de référence	129
II.3.1.1.	<i>Présentation du cas de référence.....</i>	129
II.3.1.2.	<i>Activation des parois moulées – Cas de référence</i>	132
II.3.2.	Influence de la vitesse d'écoulement.....	144
II.3.2.1.	<i>Vitesse de Darcy nulle (0,0 m/j)</i>	145
II.3.2.2.	<i>Vitesse de Darcy élevée (0,5 m/j)</i>	150
II.3.2.3.	<i>Vitesse de Darcy très élevée (1,0 m/j)</i>	153
II.3.2.4.	<i>Synthèse</i>	155
II.3.3.	Influence de la sollicitation thermique	158
II.3.3.1.	<i>Sollicitation déséquilibrée à vitesse modérée (0,1 m/j).....</i>	160
II.3.3.2.	<i>Sollicitation déséquilibrée à vitesse nulle (0,0 m/j).....</i>	166
II.3.3.3.	<i>Sollicitation déséquilibrée à vitesse élevée (0,5 m/j).....</i>	169
II.3.3.4.	<i>Sollicitation déséquilibrée à vitesse très élevée (1,0 m/j).....</i>	171
II.3.3.5.	<i>Synthèse</i>	172
II.3.4.	Influence de la géométrie de l'ouvrage.....	173
II.3.4.1.	<i>Elancement 1</i>	173

II.3.4.2.	<i>Elancement 3</i>	183
II.3.4.3.	<i>Elancement 5</i>	189
II.3.4.4.	<i>Synthèse</i>	195
II.3.5.	<i>Analyse de l'interaction entre deux géostructures thermiques</i>	196
II.3.5.1.	<i>Espacement de 10 m</i>	196
II.3.5.2.	<i>Espacement de 20 m</i>	199
II.3.5.3.	<i>Espacement de 30 m</i>	201
II.3.5.4.	<i>Espacement de 50 m</i>	203
II.3.5.5.	<i>Synthèse</i>	204
II.3.6.	<i>Influence de la géologie</i>	205
II.3.6.1.	<i>Multicouche à un aquifère</i>	207
II.3.6.2.	<i>Multicouche à deux aquifères</i>	214
II.3.6.3.	<i>Synthèse</i>	217
II.4.	Conclusions et perspectives	219
CHAPITRE III : MODELISATION PHYSIQUE DE PAROIS MOULEES THERMOACTIVES		226
III.1.	Présentation de l'expérimentation Sense City	228
III.1.1.	<i>Description générale</i>	228
III.1.1.1.	<i>Chambre climatique</i>	229
III.1.1.2.	<i>Saturation de la fosse</i>	230
III.1.1.3.	<i>Chauffage des bâtiments</i>	231
III.1.2.	<i>Systèmes de géostructures thermiques en place</i>	231
III.1.2.1.	<i>Géométrie et positionnement des ouvrages</i>	231
III.1.2.2.	<i> Tubes échangeurs de chaleur et fluide caloporteur</i>	233
III.1.2.3.	<i> Conditions aux limites et hypothèses expérimentales</i>	234
III.2.	Essais de caractérisation et instrumentation	236
III.2.1.	<i>Modèle géologique</i>	236
III.2.2.	<i>Essais en laboratoire</i>	237
III.2.2.1.	<i>Caractérisation géologique</i>	237
III.2.2.2.	<i>Caractérisation thermique</i>	240
III.2.2.3.	<i>Caractérisation hydraulique</i>	244
III.2.2.4.	<i>Synthèse</i>	245
III.2.3.	<i>Essais in situ</i>	245
III.2.3.1.	<i>Remplissage de la fosse</i>	246

III.2.3.2.	<i>Vidange de la fosse</i>	247
III.2.3.3.	<i>Synthèse</i>	249
III.2.4.	<i>Instrumentation</i>	249
III.2.4.1.	<i>PT100</i>	249
III.2.4.2.	<i>Fibre optique</i>	253
III.2.4.3.	<i>Débitmètre</i>	255
III.2.4.4.	<i>Synthèse</i>	256
III.3.	Programme d'essais	257
III.3.1.	<i>Scénarios étudiés</i>	257
III.3.1.1.	<i>Expérience 1</i>	258
III.3.1.2.	<i>Expérience 2</i>	264
III.3.1.3.	<i>Expérience 3</i>	269
III.3.2.	<i>Conclusion et perspectives</i>	275
III.4.	Modélisation numérique en 3D d'un essai type	279
III.4.1.	<i>Hypothèses, conditions aux limites et conditions initiales</i>	279
III.4.1.1.	<i>Géométrie et modèle géotechnique</i>	279
III.4.1.2.	<i>Conditions aux limites</i>	280
III.4.1.3.	<i>Conditions initiales</i>	281
III.4.2.	<i>Résultats et analyses</i>	283
III.4.2.1.	<i>Scénario température imposée</i>	284
III.4.2.2.	<i>Scénario puissance imposée</i>	286
III.4.2.3.	<i>Scénario mixte</i>	287
III.4.3.	<i>Conclusion</i>	290
III.5.	Conclusion et perspectives	292
	CONCLUSION ET PERSPECTIVES	294
	BIBLIOGRAPHIE	300
	ANNEXES	309
	Annexe A : Détermination des propriétés thermiques en laboratoire	310
	Annexe B : Documentation sur la fibre optique utilisée dans Sense City	315

LISTE DES FIGURES

CHAPITRE I :

Figure I - 1 : Part de la consommation d'énergie dans la production de chaleur (a) et répartition des besoins en froid selon le type de bâtiment (b) (ETPRHC, 2011)	34
Figure I - 2 : Part de la production d'énergie renouvelable par rapport à la production globale (SOeS, 2017).....	34
Figure I - 3 : Potentiel géothermique en Europe (ETPRHC, 2011	35
Figure I - 4 : Nombre de pieux énergétiques installés en Autriche par année de 1984 à 2004 (Brandl, 2006).....	37
Figure I - 5 : Illustrations de pieux énergétiques : a) en triple-U, b) en double-U (géothermie-professionnelle).....	38
Figure I - 6 : Schéma de réalisation d'une paroi moulée (http://www.rer-eole.fr/actualite/travaux-puits-pasquier-travaux-murs-puits/ , consulté 31/07/2018)	39
Figure I - 7 : Schéma de paroi moulée thermoactive	40
Figure I - 8 : Temps de retour sur investissement en fonction de l'espacement entre les tubes échangeurs dans le cas d'une paroi moulée thermoactive (Adam et Markiewicz, 2009)	40
Figure I - 9 : Exemple de revêtement géothermique pour des tunnels en traditionnel (Adam et Markiewicz, 2009)	41
Figure I - 10 : Exemple de voussoir thermoactif préfabriqué (Frodl et al, 2010)	42
Figure I - 11 : Variation du coefficient de consolidation c_v (cas a)) et de la perméabilité k (cas b)) lors d'essais œdométriques à 20°C, 40°C et 60°C (Di Donna et Laloui, 2015)	43
Figure I - 12 : Variation des déformations volumique (cas a)) et de la pression de préconsolidation (cas b)) avec la température (Cekerevac, 2003).....	44
Figure I - 13 : Variation de contrainte normale et de déplacement en fonction de la profondeur pour un pieu énergétique (CFMS et SYNTEC, 2017)	45
Figure I - 14 : Variation d'effort et de tassement en tête de pieu énergétique pour différentes raideurs et variations de température (CFMS et SYNTEC, 2017)	46
Figure I - 15 : Synthèse des différents phénomènes de transfert thermique au sein d'une géostructure thermique (Brandl, 2006).....	47
Figure I - 16 : Variation de la résistance thermique d'un pieu énergétique en fonction de son diamètre, du nombre de tubes échangeurs et de leur position (Fromentin et al, 1997).....	48
Figure I - 17 : Variation de la résistance thermique globale d'un pieu énergétique en fonction de son diamètre, du nombre de tubes échangeurs et de leur position (Fromentin et al, 1997)	49
Figure I - 18 : Influence de la distance radiale entre le centre du pieu et le centre des tubes échangeurs sur la résistance thermique pour un pieu de 140 cm de diamètre avec quatre tubes en U (Fromentin et al, 1997).....	50
Figure I - 19 : Analyse de la forme des affouillements autour de piles de pont : cas lenticulaire et circulaire (Chabert et Engeldinger, 1956)	51
Figure I - 20 : Effet barrage pour une enceinte en parois moulées.....	54
Figure I - 21 : Exemple de déformation du champ de vitesse au voisinage d'un ouvrage en parois moulées (Demongodin L., 2015)	54
Figure I - 22 : Risque d'effet barrage en fonction du type de fondation (Reiffsteck, 2015)	55
Figure I - 23 : Effet de l'écoulement sur la quantité de chaleur prélevée par un pieu énergétique (Fromentin et al, 1999).....	56
Figure I - 24 : Influence de la vitesse d'écoulement sur les performances thermiques des tunnels énergétiques (Di Donna et Barla, 2016)	57

Figure I - 25 : Organigramme de choix d'équipement de pieux géothermiques en fonction du potentiel géothermique du site (Fromentin A. et al, 1997).....	59
Figure I - 26 : Champs de température autour d'une sonde géothermique verticale à la fin de la 30 ^e saison de chauffe pour cinq perméabilités différentes et trois gradients hydrauliques 0.5 %, 1 % et 2 % (Pannike, 2006).....	60
Figure I - 27 : Influence du panache thermique d'un ouvrage amont sur le champ de température d'un ouvrage aval en fonction du signe de l'anomalie thermique (O. Pedchenko, 2018)	62
Figure I - 28 : Exemple de ville équipée de multiples géostructures thermiques (Reiffsteck, 2015)....	62
Figure I - 29 : Analyse de l'interaction thermique entre ouvrages géothermiques à Turin : cas a) à la fin de l'été, cas b) à la fin de l'hiver (Barla et al, 2018)	63
Figure I - 30 : Influence de l'espacement et du diamètre d'un groupe de pieux énergétiques sur la résistivité équivalente du terrain (Fromentin et al, 1997)	63
Figure I - 31 : Champ de température autour d'un pieu énergétique à 12 m de profondeur : cas a) à la fin de l'hiver, cas b) à la fin de l'été (Bourne-Webb et al, 2009).....	64
Figure I - 32 : Schéma de fonctionnement du système énergétique global d'une géostructure thermique.....	67
Figure I - 33 : Profils de température en fonction des saisons dans un terrain homogène et isotrope	70
Figure I - 34 : Exemples de fonctions G pour différents élancements (AR) de deux dispositions extrêmes de tubes échangeurs dans un pieu énergétique (Loveridge et Powrie, 2013)	73
Figure I - 35 : Schéma de la solution SLF	76
Figure I - 36 : Schéma de fonctionnement d'une Pompe à Chaleur	79
Figure I - 37 : Exemple d'un diagramme de Mollier d'un fluide frigorigère d'une PACg à compression (BRGM, 2008)	79
Figure I - 38 : Influence de la température du fluide à l'évaporateur et au condenseur sur les performances d'une PACg (Pahud et Lachal, 2004)	81
Figure I - 39 : Influence de la température du terrain, de la température dans le circuit de distribution, de la longueur des sondes et de la conductivité thermique sur les performances d'une PACg (Pahud et Lachal, 2004)	82
Figure I - 40 : Simulation de l'influence de la longueur totale des sondes géothermiques sur la consommation électrique du système à deux pas de temps différents (Michopoulos et Kyriakis, 2010)	83
Figure I - 41 : Influence de la stratigraphie et de la saturation sur les performances thermiques d'une PACg (Leong et al, 1998).....	83
Figure I - 42 : Chronique de puissance annuelle au pas de temps horaire d'un immeuble d'habitation en France de SHON égale à 2000 m ²	85
Figure I - 43 : Influence du réchauffement climatique sur les besoins en chauffage et en climatisation d'un ouvrage : cas A de bonne qualité énergétique, cas B de qualité énergétique moyenne et cas C de mauvaise qualité énergétique (Kharseh et Altorkmany, 2012)	85
Figure I - 44 : Schéma d'une aiguille thermique (Hukseflux, 2011).....	88
Figure I - 45 : Courbe de suivi de température lors d'un essai à l'aiguille chauffante (d'après Low et al, 2014).....	88
Figure I - 46 : Variation de température en fonction du logarithme du temps lors d'un essai à l'aiguille chauffante : a) phase de chauffe ; b) phase de relaxation thermique (Low et al, 2014)	89
Figure I - 47 : Conductivité thermique en fonction de la teneur en eau pour différents types de sols (EPRI, 1989)	89
Figure I - 48 : Schéma d'une cellule chauffante pour la mesure de la conductivité thermique (Low et al, 2014).....	90

Figure I - 49 : Mesure de la température lors d'un essai dans une cellule chauffante (Low et al, 2014)	91
Figure I - 50 : Résultat et interprétation d'un TRT (Zarella et al, 2017)	92
Figure I - 51 : Etude paramétrique sur les résultats d'un TRT en fonction de la durée de l'essai, du début de l'interprétation (t_0) et des fluctuations de température (ombrage gris) (Signorelli et al, 2007)	93
Figure I - 52 : Direction des gradients de température (a)) et influence de la longueur des sondes géothermiques sur le résultat de l'interprétation d'un TRT (Signorelli et al, 2007)	93
Figure I - 53 : Conductivité thermique en fonction de la teneur en eau selon le modèle de Kersten : cas a) limons et argiles, cas b) sables	95
Figure I - 54 : Influence de la teneur en eau sur la conductivité thermique de sables et limons (Brandon et Mitchell, 1989)	99
Figure I - 55 : Influence de la teneur en eau sur la conductivité thermique sur deux échantillons de Kaolinite (Lee et al, 2011)	100
Figure I - 56 : Influence de la teneur en eau sur la chaleur spécifique pour deux types de sols à densité constante de 1300 kg/m^3 : cas a) pour les sables ; cas b) pour les argiles (Abu-Hamdeh, 2003)	100
Figure I - 57 : Influence de la teneur en eau sur la diffusivité thermique pour les sols sableux et les argiles (d'après Abu-Hamdeh, 2003)	101
Figure I - 58 : Influence de la densité sur la conductivité thermique à différentes teneurs en eau pour différents types de sols : cas a) sable ; cas b) limon sableux ; cas c) limon ; cas d) limon argileux (Abu-Hamdeh et Reeder, 2000)	102
Figure I - 59 : Influence de la densité sur la capacité thermique volumique pour différents types de sols : cas a) sable ; cas b) argile (Abu-Hamdeh, 2003)	103
Figure I - 60 : Influence de la teneur en quartz sur la conductivité thermique à différents degrés de saturation : cas a) pour les sols sableux ; cas b) pour les sols fins (Tarnawski et al, 2009)	103
Figure I - 61 : Influence de la concentration en sel (cas a) sable et cas b) limon argileux) et en matière organique (cas c)) sur la conductivité thermique (Abu-Hamdeh et Reeder, 2000)	104
Figure I - 62 : Influence de la température sur la conductivité thermique à différentes teneurs en eau (Brandon et Mitchell, 1989)	104

CHAPITRE II :

Figure II - 1 : Disposition des sources linéaires finies au sein d'un ouvrage en parois moulées thermoactives	115
Figure II - 2 : Définition des volumes de contrôle (DCV) pour le calcul des divergences	117
Figure II - 3 : Définition des variables globales à l'échelle de l'ouvrage	118
Figure II - 4 : Champ de température du modèle 1D en régime permanent	119
Figure II - 5 : Comparaison des résultats analytiques et numériques de la température et de la divergence des flux – Cas 1 D régime permanent	119
Figure II - 6 : Analyse de la somme des divergences des flux au cours du temps – cas 1D	120
Figure II - 7 : Analyse de l'influence du sens et de l'intensité de l'écoulement sur le champ de température et le flux de chaleur – Cas 1D	121
Figure II - 8 : Géométrie type du modèle numérique 3D	122
Figure II - 9 : Géométrie type des volumes de contrôle	123
Figure II - 10 : Conditions aux limites du modèle numérique 3D	124
Figure II - 11 : Variation de la température de l'air extérieur sur une année	125
Figure II - 12 : Initialisation de l'écoulement – saturation du milieu	127
Figure II - 13 : Initialisation de l'écoulement – champ de vitesse de Darcy	127
Figure II - 14 : Effet barrage – modification de la charge hydraulique amont et aval à 10 m de profondeur	128

Figure II - 15 : Initialisation de la température – champ de température	128
Figure II - 16 : Sollicitation thermique équilibrée (sinus) – Cas de référence	129
Figure II - 17 : Exemple de flux thermique aux abords d'une FLS	130
Figure II - 18 : Profil de température initial selon x et en y = 0 à 5 m, 10 m et 20 m de profondeur – Cas de référence	131
Figure II - 19 : Champ de température initial dans des plans horizontaux à 5 m, 10 m et 20 m de profondeur	132
Figure II - 20 : Bilan d'énergie normalisé pour les différents volumes de contrôle – Cas de référence	133
Figure II - 21 : Champ de température en été et en hiver au cours du temps : a) 1 an, b) 2 ans, c) 3 ans, d) 5 ans et e) 10 ans – Cas de référence	134
Figure II - 22 : Champ de température et vecteurs vitesse de Darcy après 10 ans de sollicitation thermique dans un plan horizontal à 10 m de profondeur : a) en été, b) en hiver	135
Figure II - 23 : Profils de température selon x en été et en hiver au cours du temps selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN – cas de référence.....	136
Figure II - 24 : Profils de température verticaux en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 au cours du temps – cas de référence	138
Figure II - 25 : Température et gradient de température vertical après 10 ans de sollicitation thermique aux parois P1, P2 et P3 – cas de référence.....	139
Figure II - 26 : Flux de chaleur en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 – cas de référence.....	140
Figure II - 27 : Bilan énergétique normalisé basé sur le calcul des divergences pour les parois P1, P2, P3 et global sur l'ouvrage – cas de référence	141
Figure II - 28 : Contribution de la conduction et de l'advection dans le bilan d'énergie pour les parois P1, P2 et P3 : a) DCV terrain 1, b) DCV terrain 2 et c) DCV terrain 3 – cas de référence	142
Figure II - 29 : Comparaison du bilan énergétique global entre le cas de référence et le cas à vitesse de Darcy nulle.....	145
Figure II - 30 : Profils de température selon x en été et en hiver au cours du temps selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN – cas vitesse d'écoulement nulle	146
Figure II - 31 : Comparaison entre les profils de température selon x du cas de référence et du cas à vitesse de Darcy nulle en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN	147
Figure II - 32 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 entre le cas de référence et le cas à vitesse de Darcy nulle	148
Figure II - 33 : Comparaison entre les profils de température selon x du cas de référence et à vitesse de Darcy nulle avec deux sollicitations thermiques en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN.....	149
Figure II - 34 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 entre le cas de référence et le cas à vitesse de Darcy nulle avec deux sollicitations thermiques	150
Figure II - 35 : Comparaison entre les profils de température selon x du cas de référence et du cas à vitesse de Darcy élevée en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN	151
Figure II - 36 : Champ de température après 10 ans de sollicitation thermique dans un plan horizontal à 10 m de profondeur en hiver	152
Figure II - 37 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 entre le cas de référence et le cas à vitesse de Darcy élevée.....	153
Figure II - 38 : Comparaison entre les profils de température selon x du cas de référence et du cas à vitesse de Darcy très élevée en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN	154

Figure II - 39 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 entre le cas de référence et le cas à vitesse de Darcy très élevée	155
Figure II - 40 : Comparaison des bilans énergétiques pour une même sollicitation thermique à des vitesses d'écoulement de 0,0 m/j, 0,1 m/j et 0,5 m/j	156
Figure II - 41 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 entre le cas de référence, le cas à vitesse de Darcy élevée et le cas à vitesse de Darcy nulle	157
Figure II - 42 : Taux de variation du flux de chaleur en fonction de la vitesse d'écoulement pour les parois P1, P2 et P3 en été et en hiver	158
Figure II - 43 : Signaux déséquilibrés testés pour l'analyse de l'influence de la sollicitation thermique à vitesse modérée	160
Figure II - 44 : Profils de température selon x en été et en hiver au cours du temps selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN – cas vitesse d'écoulement modérée et sollicitation déséquilibrée $Q_{réel}$	161
Figure II - 45 : Profils selon x en été et en hiver de la variation de température entre la première et la vingtième année de sollicitation à 5 m/TN, 10 m/TN et 20 m/TN - cas vitesse d'écoulement modérée et sollicitation déséquilibrée $Q_{réel}$	162
Figure II - 46 : Profils de température à 20 m de profondeur au cours du temps et variation de température entre la première et vingtième année de sollicitation à 5 m/TN, 10 m/TN et 20 m/TN en été pour les signaux Q_{sin4} et Q_{sin5}	163
Figure II - 47 : Profils de température à 20 m de profondeur au cours du temps et variation de température entre la première et vingtième année de sollicitation à 5 m/TN, 10 m/TN et 20 m/TN en hiver pour les signaux Q_{sin4} et Q_{sin5}	164
Figure II - 48 : Profils de température à 20 m de profondeur au cours du temps et variation de température entre la première et vingtième année de sollicitation à 5 m/TN, 10 m/TN et 20 m/TN en été pour les signaux Q_{sin6} et Q_{sin7}	165
Figure II - 49 : Profils de température à 20 m de profondeur au cours du temps et variation de température entre la première et vingtième année de sollicitation à 5 m/TN, 10 m/TN et 20 m/TN en hiver pour les signaux Q_{sin6} et Q_{sin7}	166
Figure II - 50 : Profils de température selon x en été et en hiver au cours du temps selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN – cas vitesse d'écoulement nulle et sollicitation déséquilibrée Q_{sin2}	167
Figure II - 51 : Profils selon x en été et en hiver de la variation de température entre la première et la vingtième année de sollicitation à 5 m/TN, 10 m/TN et 20 m/TN - cas vitesse d'écoulement nulle et sollicitation déséquilibrée Q_{sin2}	168
Figure II - 52 : Profils de température selon x en été et en hiver au cours du temps selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN – cas vitesse d'écoulement élevée et sollicitation déséquilibrée $Q_{réel}$	170
Figure II - 53 : Profils selon x en été et en hiver de la variation de température entre la première et la vingtième année de sollicitation à 5 m/TN, 10 m/TN et 20 m/TN selon trois sollicitations thermiques : a) $Q_{réel}$, b) Q_{sin1} et c) Q_{sin2}	171
Figure II - 54 : Taux de variation du flux de chaleur en fonction de la variation du pic de demande en énergie pour les parois P1, P2 et P3	172
Figure II - 55 : Angles de rotation de l'ouvrage en parois moulées par rapport à l'écoulement	174
Figure II - 56 : Champ de vitesse de Darcy autour d'un ouvrage en parois moulées pour un angle d'incidence de 30°	174
Figure II - 57 : Champs de température et de vitesse de Darcy à 10 m de profondeur après 10 ans de sollicitation en été et en hiver – cas angle d'incidence de 30°	175

Figure II - 58 : Température et gradient de température vertical après 10 ans de sollicitation thermique aux parois P1, P2, P3 et P4 – cas angle d’incidence de 30°	176
Figure II - 59 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2, P3 et P4 entre le cas de référence et le cas avec un angle d’incidence de 30°	177
Figure II - 60 : Champs de température et de vitesse de Darcy à 10 m de profondeur après 10 ans de sollicitation en été et en hiver – cas angle d’incidence de 45°	178
Figure II - 61 : Température et gradient de température vertical après 10 ans de sollicitation thermique aux parois P1, P2, P3 et P4 – cas angle d’incidence de 45°	179
Figure II - 62 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2, P3 et P4 entre le cas de référence et le cas avec un angle d’incidence de 45°	179
Figure II - 63 : Champs de température et de vitesse de Darcy à 10 m de profondeur après 10 ans de sollicitation en été et en hiver – cas angle d’incidence de 60°	180
Figure II - 64 : Température et gradient de température vertical après 10 ans de sollicitation thermique aux parois P1, P2, P3 et P4 – cas angle d’incidence de 60°	181
Figure II - 65 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2, P3 et P4 entre le cas de référence et le cas avec un angle d’incidence de 60°	181
Figure II - 66 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2, P3 et P4 en fonction de l’angle d’incidence de l’écoulement	182
Figure II - 67 : Schéma de la disposition des parois moulées – Cas élancement 3	183
Figure II - 68 : Effet barrage – Cas élancement 3 et ouvrage perpendiculaire.....	184
Figure II - 69 : Champs de température et de vitesse de Darcy à 10 m de profondeur après 10 ans de sollicitation en été et en hiver – cas angle élancement 3 et ouvrage perpendiculaire	184
Figure II - 70 : Profils de température selon x en été et en hiver au cours du temps selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN – cas élancement 3 et ouvrage perpendiculaire	185
Figure II - 71 : Flux de chaleur en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 – cas élancement 3 et ouvrage perpendiculaire	186
Figure II - 72 : Champs de température à 10 m de profondeur après 10 ans de sollicitation en été et en hiver – cas angle élancement 3 et ouvrage parallèle.....	187
Figure II - 73 : Profils de température selon x en été et en hiver au cours du temps selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN – cas élancement 3 et ouvrage parallèle	188
Figure II - 74 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 pour un élancement 3 et un ouvrage perpendiculaire ou parallèle.....	189
Figure II - 75 : Effet barrage – Cas élancement 5 et ouvrage perpendiculaire.....	190
Figure II - 76 : Comparaison entre les profils de température selon x du cas élancement 3 et 5 avec ouvrage perpendiculaire en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN	191
Figure II - 77 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 pour un élancement 3 et un élancement 5 avec ouvrage perpendiculaire.....	192
Figure II - 78 : Champs de température à 10 m de profondeur après 10 ans de sollicitation en été et en hiver – cas angle élancement 5 et ouvrage parallèle.....	193
Figure II - 79 : Comparaison entre les profils de température selon x du cas élancement 3 et 5 avec ouvrage parallèle en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN	194
Figure II - 80 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 pour un élancement 3 et un élancement 5 avec ouvrage parallèle	194
Figure II - 81 : Interaction hydraulique entre deux ouvrages distants de 10 m soumis à un écoulement de 0,1 m/j	197

Figure II - 82 : Profils de température selon x en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique à 5 m/TN, 10 m/TN et 20 m/TN – cas espacement de 10 m.....	197
Figure II - 83 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 de deux ouvrages en interaction espacés de 10 m.....	199
Figure II - 84 : Interaction hydraulique entre deux ouvrages distants de 20 m soumis à un écoulement de 0,1 m/j	200
Figure II - 85 : Profils de température selon x en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique à 5 m/TN, 10 m/TN et 20 m/TN – cas espacement de 20 m.....	200
Figure II - 86 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 de deux ouvrages en interaction espacés de 20 m.....	201
Figure II - 87 : Interaction hydraulique entre deux ouvrages distants de 30 m soumis à un écoulement de 0,1 m/j	202
Figure II - 88 : Profils de température selon x en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique à 5 m/TN, 10 m/TN et 20 m/TN – cas espacement de 30 m.....	202
Figure II - 89 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 de deux ouvrages en interaction espacés de 30 m.....	203
Figure II - 90 : Interaction hydraulique entre deux ouvrages distants de 50 m soumis à un écoulement de 0,1 m/j	203
Figure II - 91 : Profils de température selon x en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique à 5 m/TN, 10 m/TN et 20 m/TN – cas espacement de 50 m.....	204
Figure II - 92 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 de deux ouvrages en interaction espacés de 50 m.....	204
Figure II - 93 : Modèle géologique à cinq couches.....	206
Figure II - 94 : Champ de température en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique – cas multicouche aquifère 1 actif	208
Figure II - 95 : Comparaison entre les profils de température selon x du cas de référence et du cas aquifère 1 actif en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN	209
Figure II - 96 : Température et gradient de température vertical après 10 ans de sollicitation thermique aux parois P1, P2, P3 et P4 – cas aquifère 1 actif.....	210
Figure II - 97 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 du cas de référence et du cas aquifère 1 actif	210
Figure II - 98 : Champ de température en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique – cas multicouche aquifère 2 actif	211
Figure II - 99 : Comparaison entre les profils de température selon x du cas de référence et du cas aquifère 2 actif en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN	212
Figure II - 100 : Température et gradient de température vertical après 10 ans de sollicitation thermique aux parois P1, P2, P3 et P4 – cas aquifère 2 actif.....	213
Figure II - 101 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 du cas de référence et du cas aquifère 2 actif	213
Figure II - 102 : Champ de température en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique – cas multicouche deux aquifères actifs	214
Figure II - 103 : Champ de température en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique – cas multicouche deux aquifères actifs et sollicitation concentrée dans les fiches	215
Figure II - 104 : Température et gradient de température vertical après 10 ans de sollicitation thermique aux parois P1, P2, P3 et P4 – cas aquifère 2 actif et sollicitation concentrée dans les fiches	216

Figure II - 105 : Température et gradient de température vertical après 10 ans de sollicitation thermique aux parois P1, P2, P3 et P4 – cas aquifère 2 actif et sollicitation optimisée concentrée dans les fiches.....	217
---	-----

CHAPITRE III :

Figure III - 1 : Illustration du site expérimental Sense City (D'après Merliot, 2016)	229
Figure III - 2 : Chambre climatique de Sense City.....	229
Figure III - 3 : Photographies de la position des tubes fendus pour la simulation d'un écoulement..	230
Figure III - 4 : Géostructures thermiques dans Sense City	232
Figure III - 5 : Configuration des géostructures thermiques dans Sense City (D'après Merliot, 2016)	233
Figure III - 6 : Les différentes étapes de construction des cuves géothermiques	234
Figure III - 7 : modèle géologique de la fosse de Sense City.....	236
Figure III - 8 : Courbes granulométriques du sol reconstitué de Sense City	238
Figure III - 9 : Disposition des essais à l'aiguille simple et à l'aiguille double pour la détermination des paramètres thermiques.....	240
Figure III - 10 : Détermination de la conductivité thermique à l'aiguille simple et comparaison des résultats à différentes approches empiriques à trois niveaux de compaction : a) lâche, b) moyennement compacté et c) compacté à l'optimum Proctor	241
Figure III - 11 : Détermination de la conductivité thermique, de la chaleur spécifique et de la diffusivité thermique à l'aide d'un test à l'aiguille double à trois niveaux de compaction : a) lâche, b) moyennement compacté et c) compacté à l'optimum Proctor	243
Figure III - 12 : Disposition des piézomètres dans Sense City	246
Figure III - 13 : Interprétation d'un essai de vidange dans Sense City	248
Figure III - 14 : Vue générale du positionnement des capteurs PT100 (D'après Merliot, 2016).....	250
Figure III - 15 : Disposition des PT100 pour la détermination des profils verticaux de température .	251
Figure III - 16 : Disposition des PT100 pour la détermination des profils de température dans les parois P1 et P3.....	252
Figure III - 17 : Disposition de la fibre optique dans un plan horizontal à 1,60 m de profondeur (D'après Merliot, 2016).....	253
Figure III - 18 : Disposition de la fibre optique au centre des parois moulées thermoactives et à l'interface sol/structure.....	254
Figure III - 19 : Exemple de données de température obtenues via fibre optique	255
Figure III - 20 : Essais de calibration du débit de la pompe en fonction de la fréquence de fonctionnement.....	255
Figure III - 21 : Profils de température temporels et verticaux dans le terrain : a) au piézomètre 1, b) au piézomètre 2 et c) au piézomètre 3 – Expérience 1.....	259
Figure III - 22 : Température d'entrée/sortie du fluide caloporteur lissée sur 2h et calcul des transferts thermiques associés – Expérience 1.....	261
Figure III - 23 : Courbes enveloppe de la variation de température du fluide caloporteur et évolution du flux de chaleur au cours du temps – Expérience 1.....	262
Figure III - 24 : Variation de température dans les parois P1 et P3 de la cuve 1 – Expérience 1	263
Figure III - 25 : Profils de température temporels et verticaux dans le terrain : a) au piézomètre 1, b) au piézomètre 2 et c) au piézomètre 3 – Expérience 2.....	265
Figure III - 26 : Courbes enveloppe de la variation de température du fluide caloporteur et évolution du flux de chaleur au cours du temps : a) cuve 1 et b) cuve 2 – Expérience 2	267
Figure III - 27 : Variation de température dans les parois P1 et P3 de la cuve 1 – Expérience 2	268
Figure III - 28 : Profils de température temporels et verticaux dans le terrain : a) au piézomètre 1, b) au piézomètre 2 et c) au piézomètre 3 – Expérience 3.....	271

Figure III - 29 : Courbes enveloppe de la variation de température du fluide caloporteur et évolution du flux de chaleur au cours du temps : a) cuve 1 et b) cuve 2 – Expérience 3	273
Figure III - 30 : Variation de température dans les parois P1 et P3 de la cuve 1 – Expérience 3.....	274
Figure III - 31 : Variation de température dans les parois P1 et P3 de la cuve 1 – Expériences 2 et 3	277
Figure III - 32 : Géométrie du modèle numérique 3D de Sense City.....	279
Figure III - 33 : Profil vertical de température à l'état initial – modélisation Sense City.....	282
Figure III - 34 : Champ de vitesse de Darcy – modélisation Sense City	282
Figure III - 35 : Profils de température dans le terrain et comparaison entre résultats numériques et expérimentaux : a) au piézomètre 1, b) au piézomètre 2 et c) au piézomètre 3	284
Figure III - 36 : Profils de température dans les parois de la cuve 1 et comparaison entre résultats numériques et expérimentaux : a) à la paroi P1, b) à la paroi P3 – cas température imposée.....	285
Figure III - 37 : Profils de température dans les parois de la cuve 1 et comparaison entre résultats numériques et expérimentaux : a) à la paroi P1, b) à la paroi P3 – cas puissance imposée.....	286
Figure III - 38 : Profils de température dans les parois de la cuve 1 et comparaison entre résultats numériques et expérimentaux : a) à la paroi P1, b) à la paroi P3 – cas mixte	288
Figure III - 39 : Champ de température à la fin des jours 1, 2 et 3 du modèle numérique 3D de l'expérience 2 de Sense City – cas mixte.....	289

LISTE DES TABLEAUX

CHAPITRE I :

Tableau I - 1 : Exemples de valeurs de perméabilité (Castany, 1982).....	52
Tableau I - 2 : Exemples de méthodes de détermination de la perméabilité de matériaux poreux	53
Tableau I - 3 : Conditions d'utilisation des corrélations pour la détermination du nombre de Nusselt75	
Tableau I - 4 : Exemples de caractéristiques thermiques pour différents types de sols saturés et non saturés (Fromentin et Pahud, 1997)	95
Tableau I - 5 : Paramètres du modèle de De Vries.....	96
Tableau I - 6 : Exemples de valeurs de caractéristiques thermiques des principaux minéraux et matériaux rencontrés en géotechnique à 20 °C (Brigaud et Vasseur, 1989 ; Vasseur et al, 1995 ; Fromentin et al, 1997 ; Goto et Matsubayashi, 2009)	97

CHAPITRE II :

Tableau II - 1 : Caractéristiques du modèle 1D en régime permanent	119
Tableau II - 2 : Constantes permettant la définition des conditions aux limites.....	125
Tableau II - 3 : Paramètres d'initialisation du modèle numérique 3D	126
Tableau II - 4 : Répartition de la charge thermique par panneau – Cas de référence	130
Tableau II - 5 : Gamme de valeurs et position de la vitesse d'écoulement – Cas de référence.....	130
Tableau II - 6 : Bilan de la quantité d'énergie extraite et injectée par signal déséquilibré.....	159
Tableau II - 7 : Répartition de la charge thermique par panneau – Cas élancement 3.....	183
Tableau II - 8 : Répartition de la charge thermique par panneau – Cas élancement 5.....	190
Tableau II - 9 : Paramètres thermo-hydrauliques du modèle multicouche	207

CHAPITRE III :

Tableau III - 1 : Dimensions des géostructures thermiques dans Sense City	232
Tableau III - 2 : Caractéristiques des tubes échangeurs de chaleur et du fluide caloporteur.....	233
Tableau III - 3 : Calcul de la perméabilité à partir de la granulométrie.....	239
Tableau III - 4 : Composition minéralogique et conductivité thermique des minéraux associée	239
Tableau III - 5 : Mesure de la perméabilité en laboratoire.....	244
Tableau III - 6 : Essai de remplissage de la fosse de Sense City.....	247
Tableau III - 7 : Position des PT100 dans les parois P1 et P3 de la cuve 1.....	252
Tableau III - 8 : Paramètres de l'expérience 1	258
Tableau III - 9 : Gradients de température et flux de chaleur verticaux dans le terrain – Expérience 1	260
Tableau III - 10 : Température d'entrée/sortie du fluide caloporteur et calcul des transferts thermiques associés – Expérience 1	261
Tableau III - 11 : Paramètres de l'expérience 2	264
Tableau III - 12 : Gradients de température et flux de chaleur verticaux dans le terrain – Expérience 2	266
Tableau III - 13 : Température d'entrée/sortie du fluide caloporteur et calcul des transferts thermiques associés – Expérience 2	267
Tableau III - 14 : Paramètres de l'expérience 3	269
Tableau III - 15 : Gradients de température et flux de chaleur verticaux dans le terrain – Expérience 3	272
Tableau III - 16 : Température d'entrée/sortie du fluide caloporteur et calcul des transferts thermiques associés – Expérience 3	273
Tableau III - 17 : Caractéristiques thermo-hydrauliques du modèle numérique 3D de Sense City	280

NOMENCLATURE

Paramètres :

Symbole	Unité	Légende
A	[m ²]	Aire
A_T	[K]	Amplitude de température
α	[m ² /s]	Diffusivité thermique
α_{th}	[K ⁻¹]	Coefficient de dilatation thermique
B	[m]	Espacement moyen
C	[J/K]	Capacité de stockage du terrain
C_i	[J/kg.K] ou [J/m ³ .K]	Capacité calorifique massique ou volumique
c_v	[m ² /s]	Coefficient de consolidation
d	[m]	Profondeur d'amortissement
d_n	[m]	Diamètre des grains à un passant de n%
Δ	[-]	Variation
ε_V^{th}	[-]	Déformation volumique d'origine thermique
E	[Pa]	Module d'Young
ε	[-]	Déformation
e	[m]	Puissance/épaisseur
\vec{g}	[m/s ²]	Accélération de la pesanteur
γ_i	[N/m ³]	Poids volumique
H	[J/kg]	Enthalpie massique
h_{conv}	[W/m ² .K]	Coefficient d'échange thermique par convection
H	[m]	Hauteur ou Profondeur
H_a	[m]	Longueur active
h_w	[m]	Charge hydraulique
\vec{i}	[m/m]	Gradient hydraulique
\vec{j}_i	[W/m ²]	Flux de chaleur (notation vectorielle)
j_{int}	[W/m ³]	Production de chaleur interne
k	[m/s]	Conductivité hydraulique
K	[m ²]	Perméabilité
K_e	[-]	Conductivité thermique normalisée
L	[m]	Distance/Longueur
λ_i	[W/m.K]	Conductivité thermique
\dot{m}	[kg/s]	Débit massique du fluide caloporteur
m	[kg]	Masse
μ_i	[Pa.s]	Viscosité dynamique
N	[N]	Effort normal
n	[-]	Porosité
\vec{n}	[-]	Normale à la surface
n_i	[-]	Nombre
ω	[s ⁻¹]	Pulsation/Fréquence radiale
P	[Pa]	Pression
P	[W]	Puissance d'injection/extraction
φ	[W/m ²]	Densité de flux de chaleur
\emptyset	[m]	Diamètre
Φ_g	[-]	Variation de température normalisée
ρ_i	[kg/m ³]	Masse volumique
θ	[-]	Teneur en eau volumique
Q_i	[J]	Energie/Chaleur/Sollicitation thermique
Q_l	[W/m]	Taux de transfert de chaleur linéaire
R_i	[K.m/W]	Résistance thermique
r_i	[m]	Rayon

S	[m ²]	Surface
Sr	[-]	Saturation
σ	[Pa]	Contrainte
T_i	[K]	Température
t	[s]	Temps
u	[Pa]	Pression interstitielle
U	[J]	Energie interne
UA	[W/K]	Capacité de transfert thermique
\vec{v}_l	[m/s]	Vitesse d'écoulement ou de circulation
V	[m ³]	Volume
\vec{v}_D	[m/s]	Vitesse de Darcy
v_{th}	[m/s]	Vitesse de l'onde thermique
w	[-]	Teneur en eau massique
W	[J]	Energie dépensée au compresseur
w_t	[m]	Déplacement en tête
W_u	[J]	Travail utile
x_i	[-]	Fraction volumique d'un composant
z	[m]	Profondeur

Indices des paramètres :

Indices	Légende	Indices	Légende
0 ou <i>ini</i>	Initial	m	Milieu
a	Air	max	Maximum
ac	Aiguille chauffante	min	Minimum
adv	Advection	$\vec{\nabla}$.	Divergence
amb	Ambiant	$\vec{\nabla}$	Gradient
app	Apparent	<i>nappe</i>	De la nappe
b	Pieu ou sonde	<i>noeud</i>	Nœud
$base$	Base de l'échantillon	o	Extérieur
C	Source chaude	<i>out</i>	Sortie
c	Béton	p	Tube échangeur de chaleur
$cond$	Conduction	<i>pieux</i>	Pieux
d	Sec	PM	Paroi Moulées
eff	Effective	s	Solide/grain
f	Fluide caloporteur	SC	Sense City
F	Source froide	sin	Sinusoidal
fs	Flux stationnaire	th	Thermique
g	Terrain	top	Sommet de l'échantillon
geo	Système géothermique	tot	Total
$globale$	Globale	θ	Isothermique
i	Intérieur	v	Phase vapeur
in	Entrée	V	Vide
<i>Johansen</i>	Johansen	<i>Vries</i>	De Vries
<i>Ker</i>	Kersten	w	Eau
l	Phase liquide	<i>year</i>	Annuel

Nombres adimensionnels, fonctions et constantes adimensionnelles :

Nombres adimensionnels

Symboles	Légende
B_i	Nombre de Biot
F_o	Nombre de Fourier
N_u	Nombre de Nusselt
P_r	Nombre de Prandlt
R_e	Nombre de Reynolds

Fonctions

Symboles	Légende
G	Fonction G
J	Fonction de Bessel
Y	Fonction de Neumann

Constantes

Symboles	Légende
$\alpha_{johansen}$	Facteur de Johansen
α_{KFH}	Coefficient de corrélation
β	Variable d'intégration
f	Facteur de friction entre le fluide caloporteur et le tube échangeur
F_i	Facteur de De Vries
g_i	Facteur de forme
γ	Constante d'Euler
k_s	Paramètre de forme
K	Facteur de Côté et Konrad

Abréviations :

$2D/3D$	Deux ou trois Dimensions
BBC	Bâtiment Basse Consommation
COP	Coefficient de Performance
$COPA$	Coefficient de Performance Annuel
DCV	Volume de contrôle de la divergence
ECS	Eau Chaude Sanitaire
NC	Normalement Consolidé
OCR	Coefficient de Surconsolidation
P	Paroi
$PACg$	Pompe à Chaleur géothermique
$PEHD$	Polyéthylène Haute Densité
PER	Polyéthylène Réticulé
$RT2012$	Règlementation thermique 2012
SCI	Source Cylindrique Infinie
$SHON$	Surface Hors-Œuvre Nette
SLF	Source Linéaire Finie
SLI	Source Linéaire Infinie
SPF	Facteur de Performance Saisonnier
STD	Simulation Thermique Dynamique
TN	Terrain Naturel
TRI	Temps de Retour sur Investissement
TRT	Test de Réponse Thermique

Introduction générale

La croissance de la demande énergétique combinée à la volonté de produire cette énergie de manière responsable a amené les scientifiques et les ingénieurs à développer de nouveaux moyens de production. C'est ainsi l'objectif des géostructures thermiques qui consistent à combiner les méthodes classiques de géothermie basse température (*e.g.* les sondes géothermiques) aux ouvrages géotechniques souterrains (*e.g.* les pieux de fondation, les radiers, les tunnels, les ouvrages de soutènement, etc.). Dans cette logique, la nécessité de construire ces structures pour la tenue mécanique des ouvrages devient l'occasion de créer un échangeur thermique en contact avec le terrain afin de produire du chauffage et de la climatisation par l'intermédiaire d'une Pompe à Chaleur.

Cependant, les variations de température induites par le fonctionnement de ce système ne doivent pas porter atteinte à l'intégrité mécanique des ouvrages. De nombreuses études ont permis d'analyser le comportement mécanique du terrain mais également des ouvrages géotechniques lorsqu'ils sont soumis à des variations de température. Ces développements ont fait l'objet de plusieurs guides techniques dans divers pays européens comme la France et la Suisse. Néanmoins, pour déterminer le comportement thermo-mécanique d'une géostructure thermique, il est nécessaire de maîtriser les variations de température dans leur ensemble.

L'analyse de l'état de l'art permet de faire ressortir plusieurs thématiques sur ce sujet. Dans un premier temps, lorsque la demande en énergie est déséquilibrée entre le chauffage et la climatisation, le système risque de subir une dérive thermique pluriannuelle. A terme, par exemple après vingt ou trente ans de fonctionnement, cela peut amener la température du système à dépasser les seuils considérés comme acceptables (*i.e.* +1/+35 °C). Dans un second temps, le comportement thermique d'une géostructure thermique est fortement dépendant des conditions hydrauliques du système. Ainsi, lorsqu'une nappe en écoulement est présente, il apparaît un phénomène de recharge thermique naturelle qui dissipe l'anomalie thermique générée par l'ouvrage. Plus la vitesse de l'écoulement est élevée, plus ces phénomènes prennent de l'importance. Par conséquent, un écoulement peut atténuer, voire arrêter, une dérive thermique pluriannuelle. Dans un troisième temps, selon la géométrie des ouvrages, leur influence sur l'écoulement est variable. Un ouvrage de grande dimension a tendance à provoquer un effet barrage qui implique une modification de la charge hydraulique autour de celui-ci. Par conséquent, le champ de vitesse de l'écoulement est perturbé. Dans un dernier temps, dans un contexte urbain dense, ces ouvrages peuvent entrer en interaction. Cela a pour effet de modifier leur comportement thermique au cours du temps. Des phénomènes en trois dimensions apparaissent ainsi à l'échelle des ouvrages.

Il s'avère que ces sujets sont en partie traités pour les pieux énergétiques à l'aide de modèles analytiques et/ou semi-empiriques. Néanmoins, les ouvrages de grande dimension comme les parois moulées et les tunnels ne bénéficient pas d'un retour d'expérience suffisant pour émettre des règles de conception précises et fiables. De plus, dans le cadre du développement du Grand Paris Express, plusieurs stations de métro seront équipées de parois moulées thermoactives.

Au regard de tous ces éléments, nous avons décidé de focaliser cette étude sur le comportement thermo-hydraulique à long terme des parois moulées thermoactives soumises à un écoulement et à leur interaction potentielle à l'aide d'un modèle numérique en trois dimensions et d'un

modèle réduit expérimental de grande dimension. Les problématiques que nous allons traiter sont les suivantes :

- Quelle est l'influence de la sollicitation thermique sur le comportement à long terme des géostructures thermiques ?
- Quel est le rôle de l'eau dans les modes de transfert d'énergie ?
- Quelle est l'influence de la géométrie de l'ouvrage sur l'écoulement et sur son comportement thermique ?
- Quel impact les interactions thermiques entre deux ouvrages peuvent avoir à long terme ?

Pour répondre à ces questions, ce mémoire est construit de la manière suivante. Dans un premier chapitre, l'état de l'art est analysé afin de mettre en perspectives les différentes thématiques évoquées. D'une part, le comportement thermo-mécanique du terrain et des ouvrages est présenté afin de montrer la robustesse des approches développées. D'autre part, le système global est décrit en partant de la ressource jusqu'au besoin final. Les différentes approches existantes sont détaillées dans cette partie. Enfin, les différents paramètres et outils utilisés pendant cette étude sont présentés.

Dans un deuxième chapitre, l'approche numérique que nous avons développée est détaillée et appliquée à différents cas. Cette approche implique de différencier les contributions de la conduction et de l'advection afin d'appréhender l'influence de l'écoulement sur la valeur du transfert thermique. L'utilisation d'un modèle numérique en trois dimensions permet de cerner l'influence des différents paramètres sur tous les compartiments de l'ouvrage. Néanmoins, cela oblige également à poser plusieurs hypothèses fortes quant au comportement du fluide caloporteur qui circule dans les géostructures thermiques. Les conclusions de cette étude numérique sont appuyées sur les résultats obtenus pour un cas de référence et de l'étude paramétrique qui en découle. Cette dernière fait intervenir plusieurs types de sollicitation thermique (*e.g.* équilibrée et déséquilibrée) pour différentes vitesses d'écoulement (*e.g.* nulle puis modérée à rapide). De même, différentes géométries et orientations d'ouvrage sont testées au cours de cette étude. Les résultats des différents modèles sont en adéquation avec les données bibliographiques et permettent d'apporter de nouveaux éléments quant au comportement thermo-hydraulique des parois moulées thermoactives.

Dans un troisième et dernier chapitre, le modèle réduit expérimental que nous avons aidé à développer et à mettre en œuvre est présenté. Il permet notamment de tester les différentes hypothèses émises dans la bibliographie et dans le chapitre basé sur l'analyse numérique. Une fois son fonctionnement et sa mise en œuvre décrits, plusieurs expériences sont présentées avec leurs résultats. Ces derniers sont en adéquation avec les résultats des modèles numériques. C'est pourquoi nous avons développés un modèle numérique en trois dimensions du modèle réduit physique afin d'améliorer nos méthodes de calcul et la compréhension des phénomènes en jeu.

Tous les éléments développés dans le cadre de ce mémoire de thèse permettent de valider un certain nombre d'hypothèses et d'apporter des résultats complémentaires sur le comportement thermo-hydraulique des géostructures thermiques sous différentes sollicitations.

Chapitre I :

Caractérisation des géostructures thermiques

I.1. La place des géostructures thermiques dans la ville d'aujourd'hui et de demain

La croissance des zones urbaines et des besoins en énergie mène au développement de nouvelles technologies de production d'énergie. En 2007 en Europe, 48% de la consommation d'énergie est liée à la production de chaleur. Concernant la production de froid, elle est principalement concentrée dans les bâtiments tertiaires souvent concentrés dans les grands centres urbains (Figure I - 1).

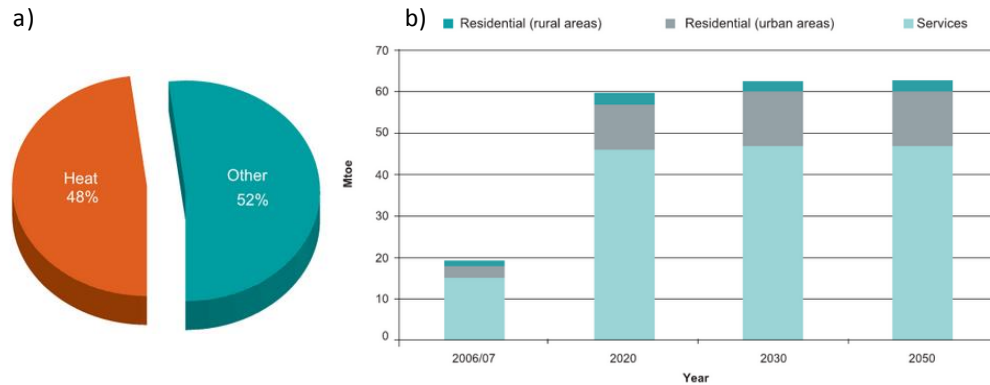


Figure I - 1 : Part de la consommation d'énergie dans la production de chaleur (a) et répartition des besoins en froid selon le type de bâtiment (b) (ETPRHC, 2011)

Ainsi, dans l'optique du mix énergétique (SOeS, 2017), le développement des énergies renouvelables devient prioritaire. En France, l'objectif de production d'énergie renouvelable par rapport à la production globale est de 23 % à l'horizon 2020 (Figure I - 2).

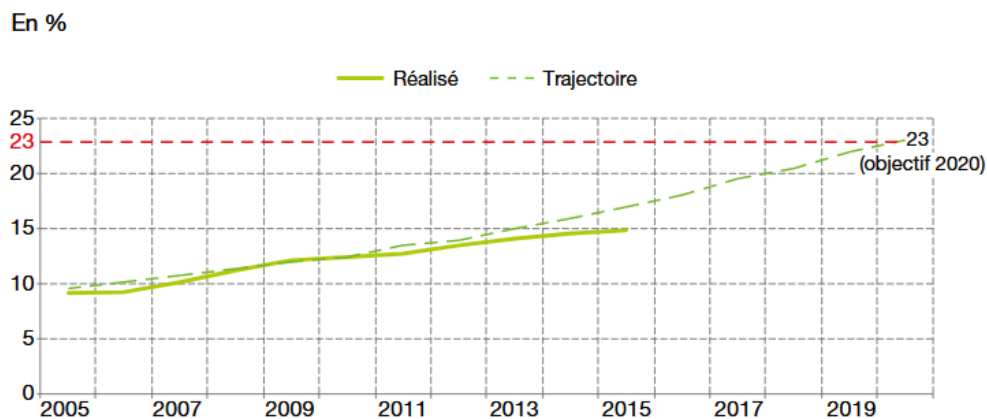


Figure I - 2 : Part de la production d'énergie renouvelable par rapport à la production globale (SOeS, 2017)

C'est dans ce contexte qu'a été développé depuis les années 1980 un nouveau type de géothermie appelée géostructures thermiques. Il s'agit de combiner des solutions de géothermie classiques, de type sonde géothermique, avec des ouvrages géotechniques variés (fondations profondes, murs de soutènement, radiers, tunnels, etc.), en fixant des tubes échangeurs de chaleur aux cages d'armatures (Brandl, 1998 ; Adam et Markiewicz, 2009). Ainsi, pratiquement tous les ouvrages peuvent être équipés pour produire du chauffage en hiver et de la climatisation en été. Le développement de cette filière suit celui de la géothermie en règle générale (Figure I - 3) qui profite de son aspect universel (*i.e.* installation possible partout dans le monde).

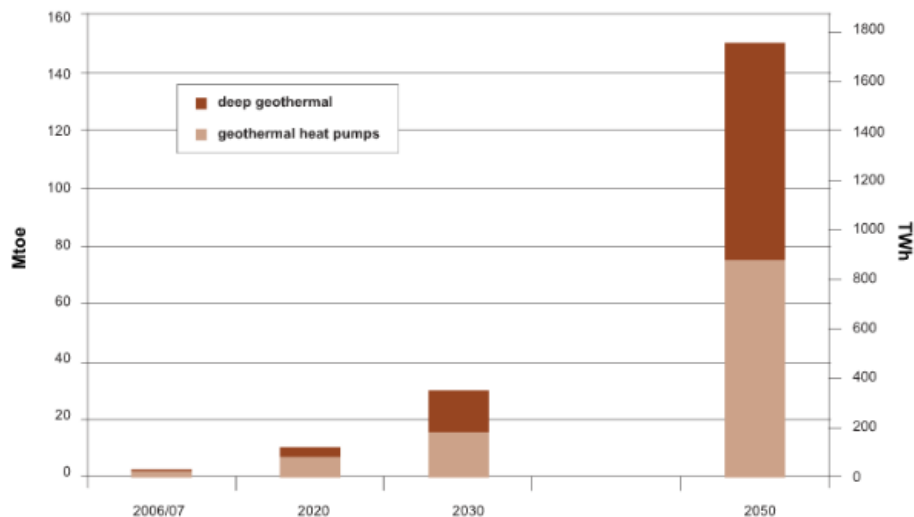


Figure I - 3 : Potentiel géothermique en Europe (ETPRHC, 2011)

Les ouvrages équipés ayant pour principale fonction de reprendre les charges des bâtiments sus-jacents et/ou de soutenir des excavations, la composante thermique ne doit pas porter atteinte à ces fonctions mécaniques (SIA, 2005 ; CFMS et SYNTEC, 2017). De plus, ces ouvrages sont potentiellement en interaction avec une nappe en écoulement ou hydrostatique. Cela mène également à bien considérer les aspects hydrauliques. Ces derniers ont un impact non négligeable sur les échanges de chaleur et sur le potentiel énergétique de l'ouvrage considéré (Barla et al, 2016).

De même, dans le cas d'une utilisation massive de cette technologie, il convient de réfléchir de manière plus globale à leur possible interaction thermique, notamment dans le cas d'une nappe en écoulement, mais également à la pérennité énergétique du système.

1.1.1. La géothermie très basse température et les aspects réglementaires associés

Dans un contexte de développement global des énergies renouvelables, la géothermie se démarque par son aspect multi-échelle ainsi que par la pérennité de sa ressource. En effet, il convient de différencier les différents types de géothermie (BRGM, 2018) :

- la géothermie profonde à haute température ou énergie pour la production d'énergie, dont la profondeur est supérieure à 2 000 m et dont la température est comprise entre 200 et 250 °C ;
- la géothermie basse température ou énergie pour la production de chauffage et d'Eau Chaude Sanitaire (ECS) via, entre autres, les réseaux de chaleur urbains, dont la profondeur est comprise entre 1 000 et 2 000 m et dont la température est comprise entre 50 et 80 °C ;
- la géothermie très basse température ou énergie pour la production de chauffage et/ou de climatisation ainsi que l'ECS pour des ouvrages d'habitation individuels ou collectifs mais également pour des structures tertiaires, dont la profondeur est inférieure à 300 m et dont la température est inférieure à 40 °C.

Dans tous les cas, la ressource est le terrain et potentiellement l'eau qu'il contient. Contrairement aux énergies solaire et éolienne qui sont dépendantes des conditions météorologiques, cette ressource est extrêmement stable dans le temps. Cependant, des actions anthropologiques tels que les pompages de chantier, d'eau potable ou l'utilisation de cette ressource par d'autres systèmes géothermiques ont la possibilité de modifier la quantité d'énergie disponible. La quantification de la ressource énergétique est ainsi dépendante de nombreux paramètres détaillés ci-après dans ce rapport.

Pour la production de chauffage, de climatisation ou d'ECS, le système est, soit couplé à une Pompe à Chaleur géothermique (PACg), soit en échange direct. De plus, il existe deux types de circuit d'échangeurs :

- les échangeurs en boucle ouverte où l'eau est extraite et réinjectée dans le milieu (*e.g.* doublet géothermique). Il y a ainsi un transfert de masse et d'énergie dans le système ;
- les échangeurs en boucle fermée où les échangeurs ne sont pas directement en contact avec le milieu (*e.g.* sonde géothermique). Il y a ainsi uniquement un transfert d'énergie dans le système.

Selon les critères précédemment énoncés, les géostructures thermiques font partie de la géothermie très basse température à échangeur en boucle fermée. En effet, les échangeurs thermiques constitués essentiellement de tubes en Polyéthylène Haute Densité (PEHD) sont liés directement aux cages d'armature des éléments en béton armé avant coulage. Par conséquent, il n'y a aucun contact entre le terrain et les échangeurs. De plus, le fluide caloporteur, typiquement de l'eau pure ou de l'eau glycolée, circule dans les tubes avec une température comprise entre +1 et + 35 °C.

Il convient de noter que, en France, la géothermie très basse température comprend également une distinction réglementaire liée à la puissance installée et à la profondeur des installations. En effet, le décret n°78-498 du 28 mars 1978 modifié par le décret n°2015-15 du 8 janvier 2015 définit que les installations dont la puissance installée est inférieure à 500 kW et dont la profondeur est inférieure à 200 m pour les échangeurs en boucle fermée correspondent à la géothermie dite de minime importance. Cependant, ce décret exclut explicitement les géostructures thermiques de son champ d'application. Ainsi, il n'existe aucun texte réglementaire (code minier, code de l'environnement, etc.) encadrant l'utilisation de cette technologie en France. Les pays dans lesquels ces ouvrages sont construits ont, tout de même, rédigé un certain nombre de recommandations afin de préciser les bonnes pratiques à utiliser et les méthodologies de calcul à entreprendre afin de mener à bien un projet (GSHP association, 2012 ; SIA, 2005 ; CFMS et SYNTEC, 2017).

1.1.2. Les différents types de géostructures thermiques

Les géostructures thermiques étant des ouvrages géotechniques équipés de tubes échangeurs de chaleur, à chaque type d'ouvrage géotechnique correspond une forme de géostructure thermique dont les comportements thermiques, hydrauliques et mécaniques vont varier, notamment, à cause de leur géométrie. Cependant, afin de profiter d'une surface d'échange suffisamment importante et de conditions en température stables, les ouvrages géotechniques

équipés ont généralement une profondeur comprise entre 10 m et 60 m. Cela exclut donc, entre autres, les fondations superficielles et les remblais. Les structures métalliques et les ouvrages en milieu marin ne sont également pas considérés.

I.1.2.1. Les pieux

Les pieux en béton armé sont des ouvrages de fondation profonde circulaire dont le diamètre est compris entre quelques dizaines de centimètres et un ou deux mètres pour les plus larges. Leur profondeur est généralement comprise entre 10 et 60 m. Leur géométrie similaire aux sondes géothermiques (ouvrage circulaire plein et profond équipé de tubes échangeurs en U), a permis un développement technique et économique rapide (Figure I - 4). Ainsi, les pieux énergétiques sont les premiers types de géostructures thermiques qui ont été étudiés et utilisés.

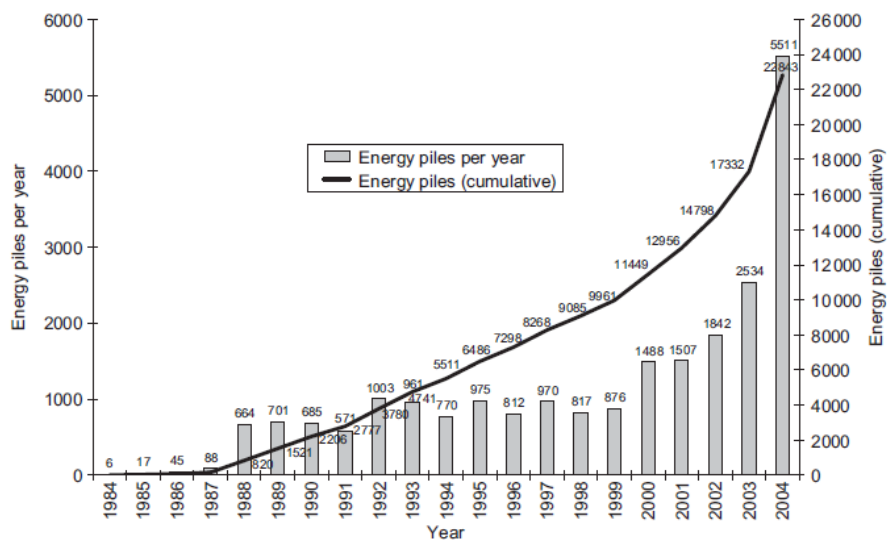


Figure I - 4 : Nombre de pieux énergétiques installés en Autriche par année de 1984 à 2004 (Brandl, 2006)

Entre 1984 et 2013, environ 100 000 pieux énergétiques pour des ouvrages individuels ou collectifs ont été installés en Autriche (Brandl, 2013). De même, environ 350 pieux énergétiques de 30 m de profondeur et de diamètre 1,5 m ont été mis en place au dock Midfield à l'aéroport de Zurich dans les années 2000 (Pahud *et al*, 1999). Ces réalisations montrent le fort engouement pour cette technologie.

Le nombre de tubes en U installés dans les pieux dépend du diamètre \emptyset de celui-ci. En France, les recommandations sont les suivantes (CFMS et SYNTEC, 2017) :

- $\emptyset < 40$ cm = 1 boucle ;
- 40 cm $\leq \emptyset \leq 60$ cm = 2 boucles ;
- 60 cm $< \emptyset \leq 80$ cm = 3 boucles ;
- 80 cm $< \emptyset \leq 100$ cm = 4 boucles.

Dans le cas de diamètres supérieurs, une boucle supplémentaire par augmentation de diamètre de 20 cm peut être installée. Les tubes sont généralement liés à l'intrados des cages d'armatures afin de les protéger mécaniquement lors de la mise en place de la cage d'armature mais également afin d'assurer une épaisseur d'enrobage constante le long du fût. Les tubes sont ainsi

situés en périphérie du pieu. La Figure I - 5 présente deux exemples de pieux équipés de tubes échangeurs de chaleur de diamètre différent.



Figure I - 5 : Illustrations de pieux énergétiques : a) en triple-U, b) en double-U (géothermie-professionnelle)

Le nombre de tubes en PEHD est limité pour des raisons mécaniques (cf. I.1.3.1) et thermiques (cf. I.1.3.2). Il convient également de noter que le diamètre et la longueur des pieux sont avant tout dimensionnés d'un point de vue mécanique. En effet, augmenter la longueur ou le diamètre d'un pieu afin d'améliorer ses performances thermiques revient à surdimensionner mécaniquement la fondation, augmentant ainsi son prix et, par conséquent, son Temps de Retour sur Investissement (TRI). De plus, l'augmentation des dimensions du pieu a un impact limité sur ses performances énergétiques (cf. I.1.3.3).

L'avantage des pieux énergétiques repose sur leur géométrie permettant, à l'aide d'un certain nombre d'hypothèses, de développer des méthodes analytiques ou semi-analytiques de transfert thermique. De plus, les pieux ont un impact limité sur l'écoulement (cf. I.1.3.3). Cependant, leur inconvénient majeur est leur surface d'échange limitée.

I.1.2.2. Les murs de soutènement

Le deuxième type de géostructures thermiques aujourd'hui utilisées sont les ouvrages de soutènement thermoactifs et, notamment, les parois moulées thermoactives. Les parois moulées sont des ouvrages de soutènement en béton armé formés d'une multitude de panneaux de même dimension liés entre eux par des joints assurant l'imperméabilité du système (Figure I - 6).

En effet, ces ouvrages sont notamment conçus pour permettre de réaliser et de maintenir des fouilles profondes à l'abri des arrivées d'eau contenue dans le terrain. Ces éléments peuvent également être dimensionnés afin de servir de fondations pour l'ouvrage. Leur épaisseur est typiquement comprise entre 80 et 120 cm pour des profondeurs allant de 15 à 70 m pour les fouilles les plus profondes. Ainsi, ces ouvrages sont utilisés pour réaliser des gares, des parkings souterrains, etc.

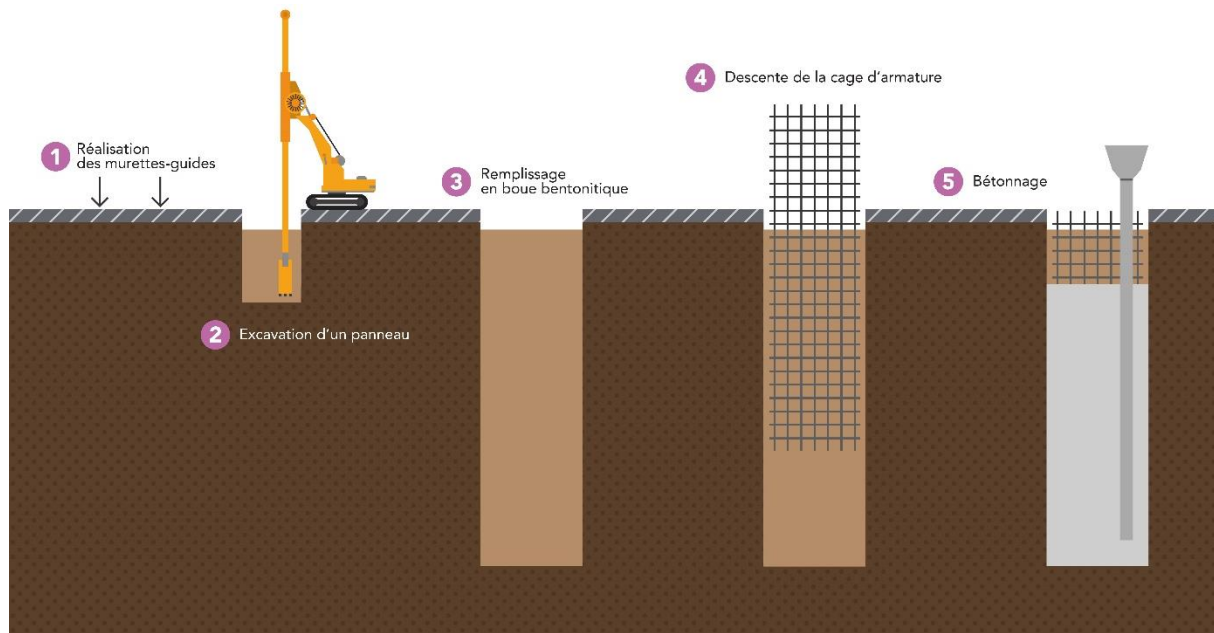


Figure I - 6 : Schéma de réalisation d'une paroi moulée
(<http://www.rer-eole.fr/actualite/travaux-puits-pasquier-travaux-murs-puits/>, consulté 31/07/2018)

La dimension des ouvrages en parois moulées (e.g. 120 m x 30 m x 50 m pour une gare de métro) implique des surfaces de contact importantes entre le terrain et le soutènement. Par conséquent, d'un point de vue énergétique, ces ouvrages ont un potentiel important. Ainsi, plusieurs ouvrages majeurs ont été équipés en parois moulées thermoactives (Brandl, 2006 ; Adam et Markiewicz, 2009 ; Xia *et al*, 2012) :

- Uniqa Tower à Vienne (7 800 m² de parois moulées thermoactives) ;
- EA General Centre à Vienne (4 200 m² de parois moulées thermoactives)
- Columbus Centre à Vienne (12 400 m² de parois moulées thermoactives)
- Station U2/2-Taborstraße du métro de Vienne (1 865 m² de parois moulées thermoactives) ;
- Muséum d'histoire naturelle de Shanghai.

Ces quelques exemples mettent en exergue le fait que les ouvrages équipés sont principalement des ouvrages de très grande dimension. Toutefois, peu de parois moulées thermoactives sont construites, limitant d'autant les possibilités de retour d'expérience et de rétro analyse. Par exemple, en France, aucun ouvrage en parois moulées thermoactives n'est actuellement en service. De plus, la géométrie et la dimension de ces ouvrages imposent d'avoir recours à des méthodes d'analyse plus complexes comme des modélisations numériques en 2D/3D afin de prendre en compte tous les phénomènes associés.

Comme pour les pieux énergétiques, les tubes échangeurs sont directement liés aux cages d'armature des parois moulées. Cependant, il ne s'agit pas d'une géométrie en U mais plutôt d'une géométrie en W avec une entrée et une sortie par cage d'armature de panneau. En effet, chaque panneau est composé de plusieurs cages d'armature indépendantes (Figure I - 7).

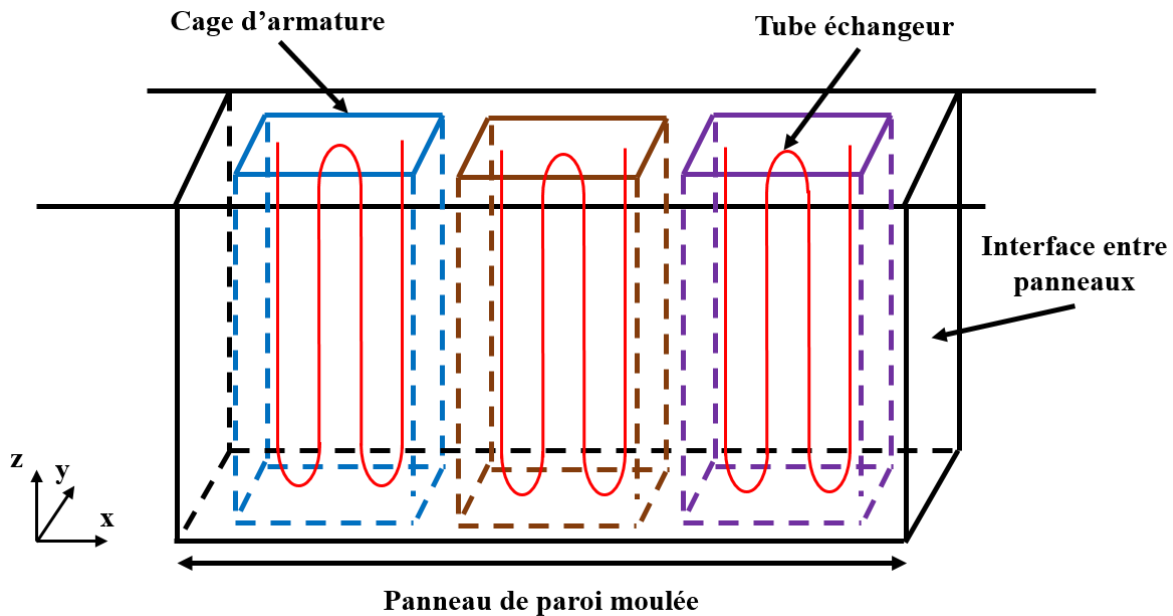


Figure I - 7 : Schéma de paroi moulée thermoactive

Ainsi, le nombre de boucles est uniquement fonction de l'espacement entre les tubes échangeurs. Ce dernier est généralement compris entre 30 cm et 50 cm afin de conserver un rapport entre la puissance thermique installée et son coût d'installation convenable (Figure I - 8). De plus, une répartition homogène des tubes est nécessaire afin d'optimiser thermiquement l'ouvrage (Adam et Markiewicz, 2009).

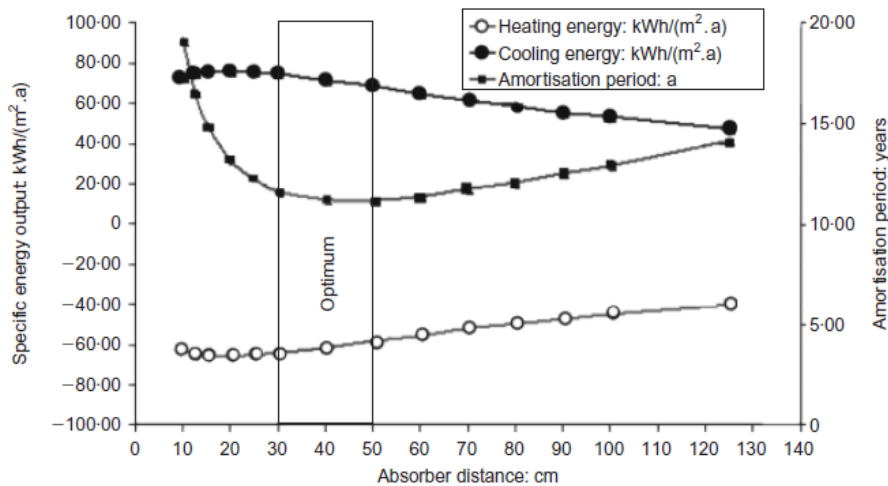


Figure I - 8 : Temps de retour sur investissement en fonction de l'espacement entre les tubes échangeurs dans le cas d'une paroi moulée thermoactive (Adam et Markiewicz, 2009)

Traditionnellement, uniquement l'extrados de la paroi moulée est équipé de tubes échangeurs. Cependant, notamment dans les fiches de la paroi moulée, l'intrados peut également être équipé. De plus, d'autres types d'ouvrages de soutènement comme les parois en pieux sécants sont susceptibles d'être équipées mais leur utilisation est plus occasionnelle (Brandl, 2006).

De la même façon que pour les pieux énergétiques, le dimensionnement de parois moulées thermoactives est avant tout mécanique (cf. I.1.3). L'objectif est bien de valoriser énergétiquement la construction d'un ouvrage sans en modifier ses dimensions.

Les éléments cités précédemment permettent de mettre en avant l'intérêt principal de l'utilisation de ce type d'ouvrage qui est leur grande surface d'échange. Cependant, l'asymétrie des conditions aux limites à l'intrados et à l'extrados, de même que leur interaction avec les écoulements impliquent qu'il n'est pas aisé de formuler les transferts thermiques à l'échelle de l'ouvrage. Par exemple, dans le cas d'une station de métro, la paroi moulée thermoactive ne se comporte pas de la même façon au-dessus du radier où l'intrados est une surface en contact avec l'air intérieur et en-dessous du radier dont l'intrados est en contact avec le terrain.

I.1.2.3. *Les tunnels*

Les tunnels sont les derniers ouvrages géotechniques à avoir été convertis en géostructures thermiques. En effet, leur importante surface de contact avec le terrain laisse envisager un potentiel énergétique important (Barla *et al*, 2016). Cependant, leur géométrie et leur mode de construction complexe rend l'installation d'échangeurs thermiques non triviale. Il existe ainsi deux grandes familles de tunnels :

- tunnel en méthode traditionnelle ;
- tunnel au tunnelier.

La première méthode d'excavation consiste, dans un premier temps, à creuser un tunnel à l'aide de diverses méthodes (*e.g.* machine à attaque ponctuelle, explosif, etc.) puis, dans un deuxième temps, de poser un revêtement provisoire avant, dans un dernier temps, de mettre en place le revêtement définitif. Cette méthode est appliquée habituellement pour les tunnels en milieu rocheux. Dans ce cas, les échangeurs thermiques sont installés dans une couche de revêtement située entre le terrain et le revêtement définitif (Figure I - 9). Les deux avantages principaux reposent sur la maximisation de la surface d'échange avec le terrain et les interactions mécaniques faibles sur le revêtement mécanique.

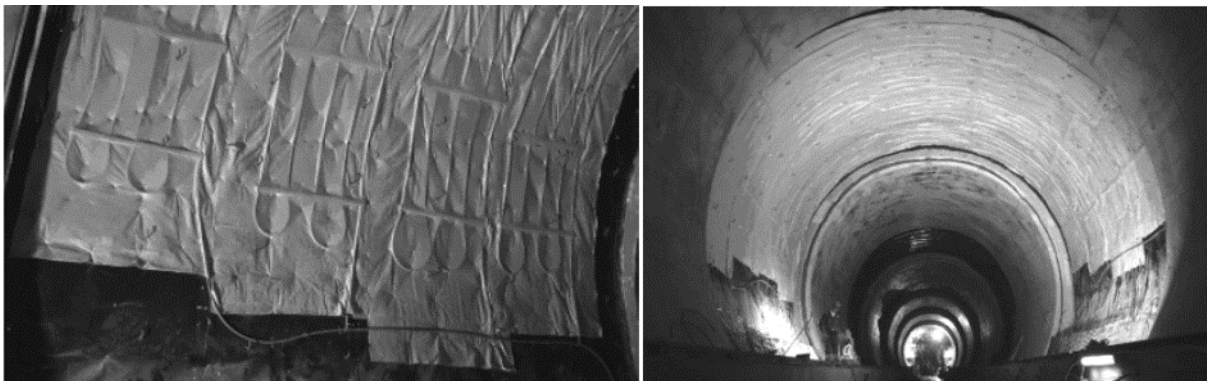


Figure I - 9 : Exemple de revêtement géothermique pour des tunnels en traditionnel (Adam et Markiewicz, 2009)

Cependant, le risque géotechnique principal associé à cette méthode repose sur l'instabilité du front de taille et, par conséquent, sur la vitesse d'exécution du revêtement. Cette méthode a notamment été utilisée pour le métro de Vienne (Adam et Markiewicz, 2009).

La deuxième méthode d'excavation consiste à creuser un tunnel à l'aide d'une machine appelée tunnelier. Dans ce cas-ci, les voussoirs qui composent le revêtement du tunnel sont posés à l'avancement et le front de taille est gardé sous pression par le tunnelier. Dans ce cas, les

échangeurs thermiques sont directement intégrés aux voussoirs dans les usines de préfabrication (Figure I - 10). Ils sont ensuite connectés un à un après la pose.

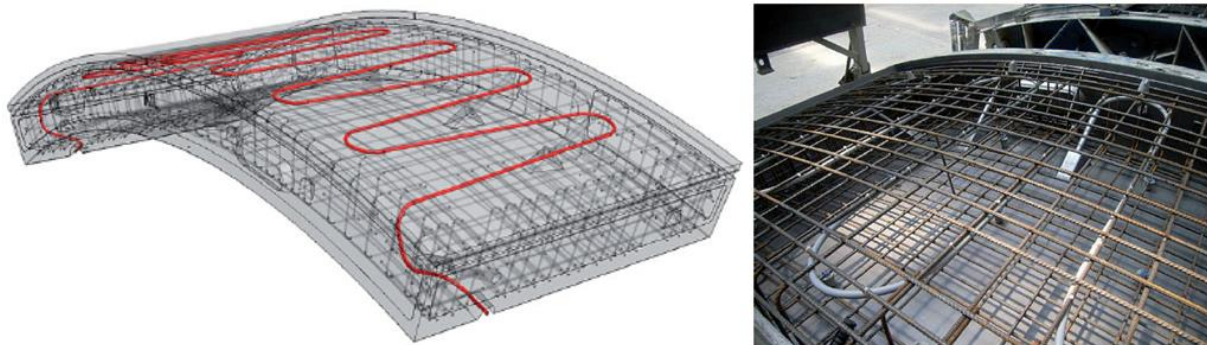


Figure I - 10 : Exemple de voussoir thermoactif préfabriqué (Frodl et al, 2010)

Comme pour les parois moulées thermoactives, les échangeurs thermiques peuvent être installés à l'extrados mais également à l'intrados. Cette dernière position permet notamment de refroidir le tunnel soumis à de fortes variations de température liées au passage des trains. Cette méthode est notamment utilisée pour le prolongement de la ligne 2 du métro de Turin (Barla et Di Donna, 2018).

Les avantages principaux de cette méthode sont la pose en usine des tubes échangeurs et la possibilité d'installer plusieurs nappes de tubes échangeurs. Cependant, le risque associé est de surcharger le voussoir en élément non mécanique.

Concernant les tunnels en général, la surface d'échange théorique est importante mais la distance entre la ressource et le besoin implique de bien considérer le système dans sa globalité. En effet, les variations de température étant faibles, l'éloignement de l'échangeur et de la pompe à chaleur peut impliquer des pertes non négligeables sur le trajet du fluide caloporteur.

1.1.3. Les enjeux associés aux géostructures thermiques

La conversion d'ouvrages de fondation et de soutènement en échangeurs géothermiques via l'intégration de tubes échangeurs de chaleur dans leur masse implique une modification de leur comportement mécanique mais également thermique. De plus, chaque type d'ouvrage est caractérisé par ses propres problématiques mécaniques et hydrauliques. De même, dans le cas d'une utilisation plus globale des géostructures thermiques en zone urbaine, une interaction entre ouvrages peut apparaître.

1.1.3.1. Aspects thermo-mécaniques

L'aspect fondamental des géostructures thermiques est de conserver sa stabilité mécanique durant les cycles thermiques (+1 °C/+35 °C) (Suryatriyastuti *et al*, 2012). Deux familles de problématiques apparaissent ainsi (CFMS et SYNTEC, 2017) :

- modification des propriétés mécaniques des matériaux (résistance et déformabilité) ;
- génération de déformations volumiques internes impliquant des déformations et des efforts dans la structure.

De nombreuses études ont été menées sur les propriétés mécaniques des matériaux soumis à des cycles de température. En effet, les variations de température de l'ouvrage vont influencer sur

la température des matériaux environnants. Le comportement des argiles a notamment été étudié (Modaressi et Laloui, 1997 ; Cekerevac, 2003 ; Cekerevac et Laloui, 2004 ; Laloui et Cekerevac, 2008 ; Di Donna et Laloui, 2015). En effet, la profondeur des ouvrages étudiés est souvent liée aux mauvaises caractéristiques mécaniques des horizons superficiels dont les argiles font partie. De plus, la faible perméabilité des argiles implique que l'eau présente a une faible mobilité et provoque ainsi des variations entre le comportement mécanique à court terme et à long terme. Le cas des matériaux non cohésifs (*e.g.* les sables) est considéré négligeable du fait de leur caractère drainé.

Des essais œdométriques à température variable ont montré une augmentation du coefficient de consolidation c_v avec la température, *i.e.* une augmentation de la vitesse de consolidation à température élevée (Figure I - 11 – cas a)). Ce comportement est directement relié à la variation de viscosité de l'eau avec la température (Towhata *et al*, 1993 ; Delage *et al*, 2000). D'après la théorie de la consolidation de Terzaghi (Terzaghi, 1923), il est possible de relier les paramètres de l'essai œdométrique à la perméabilité k de l'échantillon. Par conséquent, les essais à haute température montrent une perméabilité k plus élevée qu'à basse température (Figure I - 11 – cas b)).

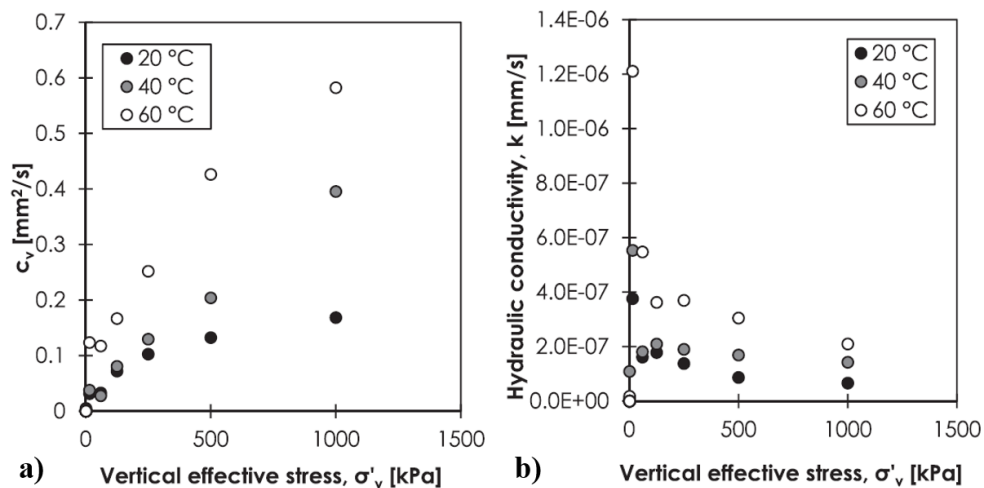


Figure I - 11 : Variation du coefficient de consolidation c_v (cas a) et de la perméabilité k (cas b)) lors d'essais œdométriques à 20°C, 40°C et 60°C (Di Donna et Laloui, 2015)

De plus, les résultats obtenus lors des essais à l'appareil triaxial permettent de mettre en évidence un comportement élastique dilatant puis contractant pour les échantillons fortement surconsolidés ($OCR = 12$), un comportement élastique contractant pour les échantillons légèrement surconsolidés ($OCR = 2$) et un comportement plastique contractant pour les échantillons normalement consolidés (NC) (Figure I - 12 – cas a)). Les résultats de ces essais mettent également en avant la diminution de la pression de préconsolidation avec la température (Figure I - 12 – cas b)).

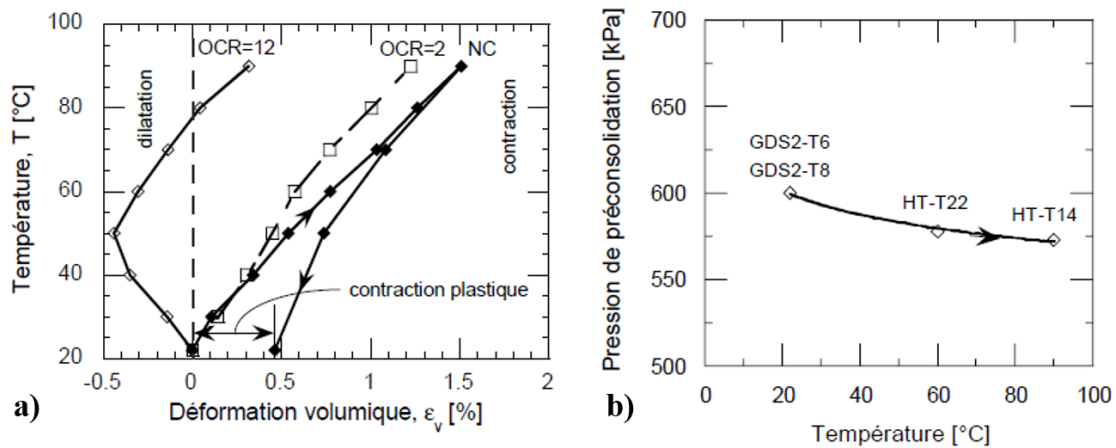


Figure I - 12 : Variation des déformations volumique (cas a) et de la pression de préconsolidation (cas b) avec la température (Cekerevac, 2003)

Il convient de noter que les gammes de température dans lesquelles les échantillons ont été testés dans ces différents essais sont largement supérieures à la gamme de variation de température du fluide caloporteur dans le cadre des géostructures thermiques (*i.e.* +1/+35 °C). Par conséquent, les études citées précédemment et les différentes recommandations portant sur le dimensionnement mécanique (CFMS et SYNTEC, 2017 ; SIA, 2005 ; GSHP association, 2012) considèrent que les variations des propriétés mécaniques des terrains liées aux variations de température sont négligeables tant que le système fonctionne de manière contrôlée.

Une fois la problématique du terrain résolue, vient celle de la structure en elle-même. En effet, le béton armé composant l'ouvrage va se dilater ou se contracter, avec, respectivement, son augmentation en température ou sa diminution (Habert et Burlon, 2012). L'amplitude de ces déformations volumiques est liée aux variations de température via le coefficient de dilatation thermique α_{th} par la relation suivante (Eq.1) :

$$\varepsilon_V^{th} = 3 \times \alpha_{th} \times \Delta T \quad (1)$$

où ε_V^{th} est la déformation volumique (-), α_{th} le coefficient de dilatation thermique linéaire (K⁻¹) et ΔT la variation de température (K).

Le facteur multiplicateur 3 dans l'équation représente les trois directions de l'espace. En effet, en théorie, le matériau va se déformer selon toutes les directions. Cependant, dans le cas d'une géostructure thermique, le terrain encaissant et sous-jacent a tendance à limiter les déformations radiales. Par conséquent, les déformations sont essentiellement longitudinales (Suryatriyastuti *et al*, 2012).

Il faut ensuite distinguer deux cas :

- totalement libre en tête ;
- complètement bloqué en tête.

Dans le premier cas, la géostructure thermique va pouvoir se déformer librement en tête n'entraînant aucune variation de son état de contrainte (Eq.1 en 1D). Dans le deuxième cas, les déformations en tête sont empêchées par la structure sus-jacente et la contrainte dans la

fondation varie. En effet, les déformations sont reliées aux contraintes par la relation suivante (Eq.2) :

$$\Delta\sigma_{ij} = E \times \varepsilon_{ij} \quad (2)$$

où $\Delta\sigma_{ij}$ est le tenseur de la variation de contrainte¹ (Pa), E le module d'Young (Pa) et ε_{ij} le tenseur des déformations (-).

Par conséquent, dans le cas de déformations d'origine thermique, la variation de contrainte liée à ces déformations est caractérisée par la relation suivante (Eq.3) :

$$\Delta\sigma = E \times \alpha_{th} \times \Delta T \quad (3)$$

Cependant, ces cas représentent des cas extrêmes et le comportement réel d'une géostructure thermique est intermédiaire (Suryatriyastuti, 2013).

Comme discuté précédemment (cf. I.1.2), les pieux énergétiques ont été étudiés depuis de nombreuses années. Ainsi, il existe de nombreuses références dans la littérature discutant des effets des déformations volumiques dans ce type d'ouvrage (Laloui *et al*, 1999a ; Laloui *et al*, 1999b ; Laloui *et al*, 2003 ; Laloui *et al*, 2006 ; Bourne-Webb *et al*, 2009 ; Amis *et al*, 2010 ; Suryatriyastuti *et al*, 2012 ; Di Donna *et al*, 2016 ; CFMS et SYNTEC, 2017). Ainsi, pour le dimensionnement mécanique des pieux énergétiques, deux paramètres, entre autres, sont à prendre en compte (Figure I - 13) :

- la variation d'effort normal en fonction de la profondeur N ;
- la variation de déplacement le long du pieu w_t ;

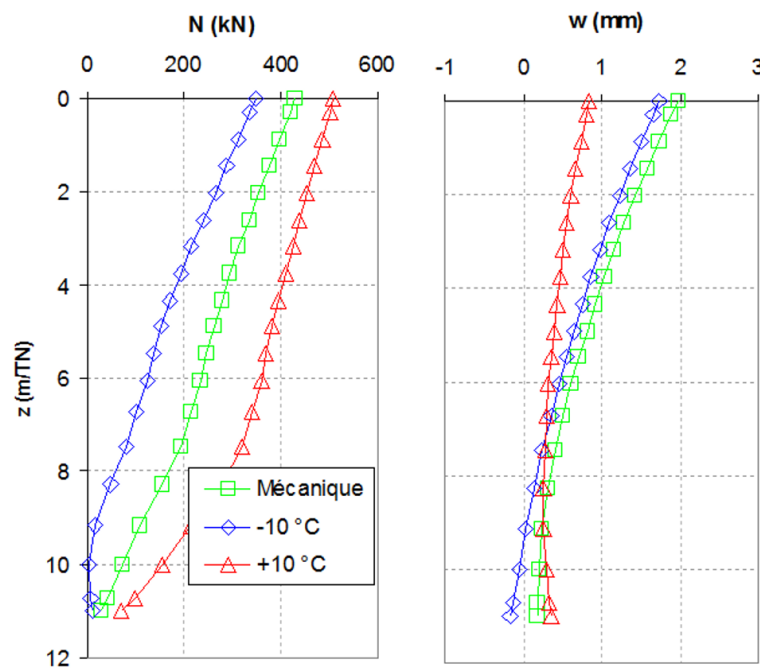


Figure I - 13 : Variation de contrainte normale et de déplacement en fonction de la profondeur pour un pieu énergétique (CFMS et SYNTEC, 2017)

¹ Dans cette équation, une contrainte de compression est comptée positivement (convention de mécanique des sols).

La courbe de chargement mécanique représente le comportement du pieu énergétique non activé (*i.e.* ne subissant pas de variation de température). Les deux autres courbes représentent le comportement du pieu énergétique subissant une variation de température de $\pm 10\text{ }^{\circ}\text{C}$. Le chauffage du pieu augmente ainsi globalement l'effort normal en fonction de la profondeur et diminue le tassement en tête. Ce résultat est lié à la dilatation partiellement empêchée du pieu. Le comportement inverse est observé lors de la phase de refroidissement.

En conclusion, les variations d'effort et de déplacement pour un pieu énergétique sont fonctions de la variation de température mais également de la rigidité globale du système (Figure I - 14). Ces éléments peuvent ainsi être aisément pris en compte dans les méthodes de dimensionnement classiques.

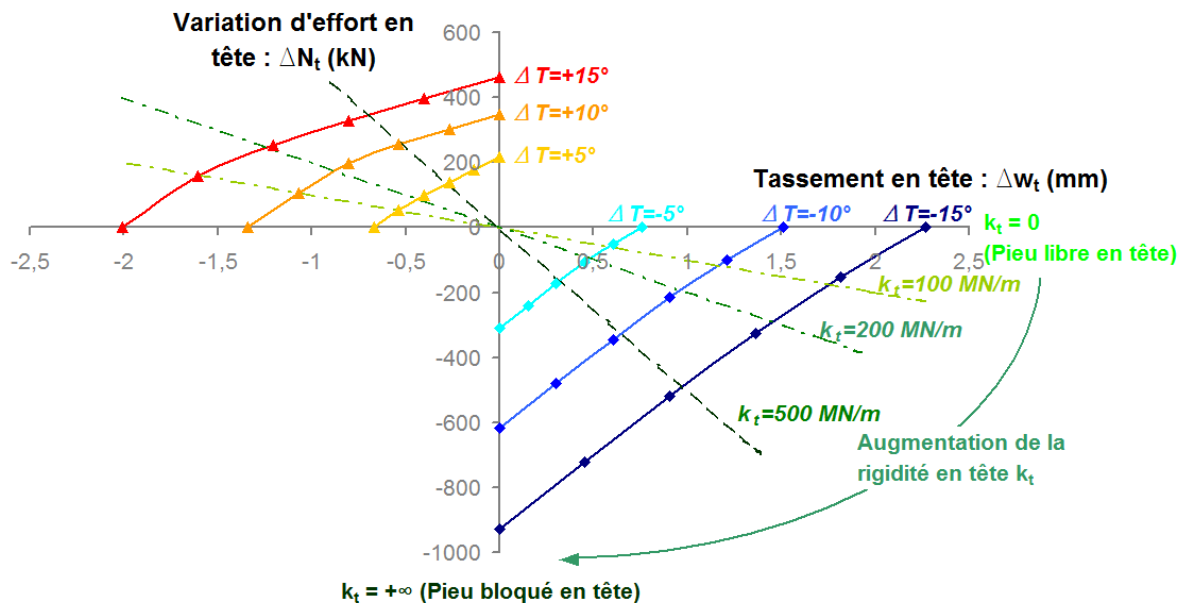


Figure I - 14 : Variation d'effort et de tassement en tête de pieu énergétique pour différentes raideurs et variations de température (CFMS et SYNTEC, 2017)

Concernant les autres types de géostructures thermiques comme les parois moulées et les tunnels thermoactifs, des recherches sont en cours afin de déterminer les effets thermo-mécaniques lors de leur activation. Cependant, les premiers éléments (Bourne-Webb *et al.*, 2016, Rammal, 2017) tendent à montrer que les effets sont mineurs vis-à-vis de leur stabilité. Le défi réside donc plutôt dans l'optimisation des structures que dans la compréhension profonde des phénomènes. Pour cela, il est nécessaire de mieux comprendre les variations de température dans l'ouvrage mais également dans le sol. Les aspects énergétiques et thermo-hydrauliques sont donc essentiels au bon dimensionnement mécanique de la fondation. C'est pourquoi ces aspects sont principalement traités dans ce mémoire.

I.1.3.2. Impact des tubes échangeurs sur les propriétés thermiques

En intégrant des tubes échangeurs de chaleur à sa composition, l'ouvrage géotechnique devient un échangeur de chaleur à part entière (Fromentin *et al.*, 1997). Celui-ci est décrit par un certain nombre de phénomènes de transfert thermiques à l'échelle de la structure (Figure I - 15). Dans le cas de récupération d'énergie pour du chauffage, dans un premier temps, il s'opère un transfert du terrain au béton armé, puis dans un deuxième temps, un transfert d'énergie à travers

le béton armé jusqu'au tube échangeur en PEHD et, dans un troisième temps, un transfert d'énergie du tube échangeur au fluide caloporteur qui circule en son sein (Brandl, 2006). Les phénomènes de transfert thermique observés sont les suivants :

- Conduction et advection dans le terrain ;
- Conduction pure dans le béton armé et le tube échangeur en PEHD ;
- Advection dans le fluide caloporteur.

Ces différents phénomènes seront décrits et analysés dans la suite de ce mémoire (cf. I.2.3).

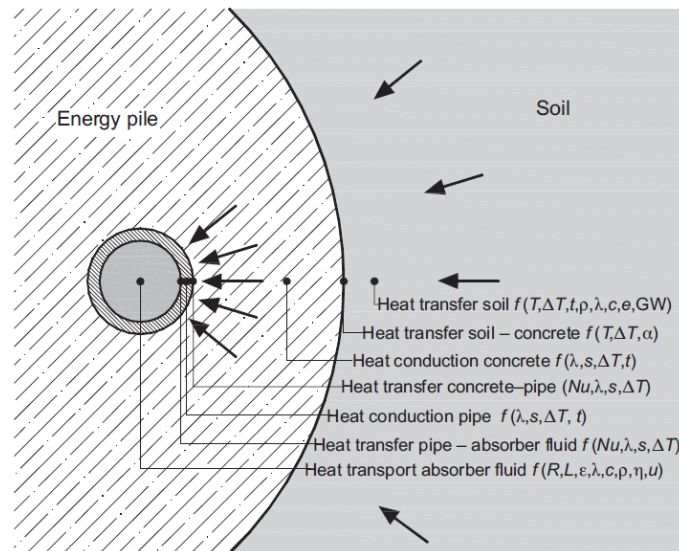


Figure I - 15 : Synthèse des différents phénomènes de transfert thermique au sein d'une géostructure thermique (Brandl, 2006)

La géostructure thermique en tant qu'échangeur est ainsi définie par sa résistance thermique globale, prenant en compte tout ou partie de ces phénomènes (Hellström, 1991 ; Fromentin *et al*, 1999 ; Pahud *et al*, 1999). Celle-ci est notamment fonction de la géométrie de l'ouvrage, de la position des tubes échangeurs et de leur nombre (Figure I - 16). Plus sa résistance thermique est faible, plus sa capacité à échanger de l'énergie est élevée.

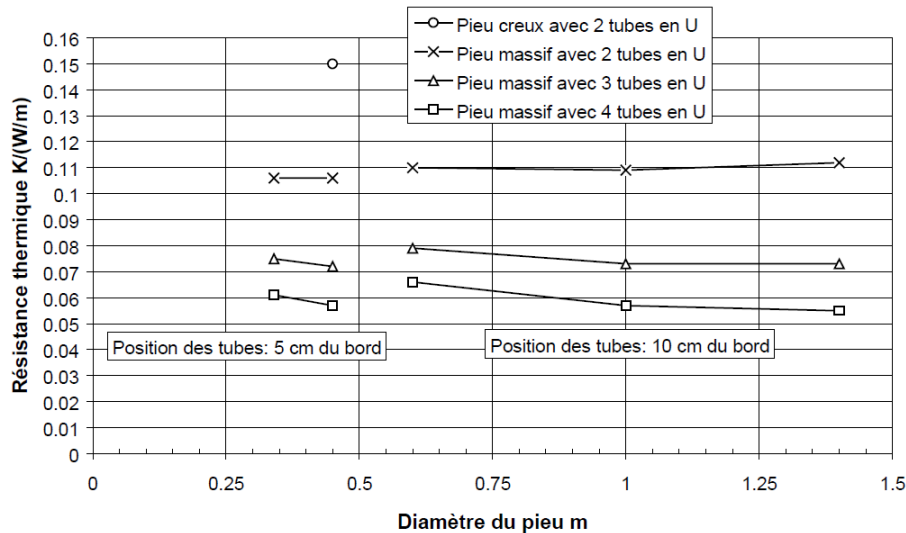


Figure I - 16 : Variation de la résistance thermique d'un pieu énergétique en fonction de son diamètre, du nombre de tubes échangeurs et de leur position (Fromentin et al, 1997)

Dans cet exemple, la résistance thermique du pieu diminue en augmentant son diamètre mais surtout en augmentant le nombre de tubes échangeurs. Cependant, la valeur de la résistance thermique est définie relativement à son rayon. Pour pouvoir mieux comparer les différents scénarios, il faut donc considérer un rayon commun défini comme étant celui du pieu de plus grand diamètre. La résistance thermique globale intègre donc un certain volume de terrain dont la résistance thermique est définie par la relation suivante (Eq.4) :

$$R_g = \frac{1}{2 \times \pi \times \lambda_g} \ln \left(\frac{r_o}{r_i} \right) \quad (4)$$

où R_g est la résistance thermique du terrain (K.m/W), λ_g est la conductivité thermique du terrain² (W/m.K), r_o le rayon extérieur correspondant au rayon commun (m) et r_i le rayon intérieur correspondant au rayon du pieu étudié (m).

Dans ce cas, la résistance thermique globale du pieu (Figure I - 17) est définie par la relation suivante (Eq.5) :

$$R_{globale} = R_b + R_g \quad (5)$$

où $R_{globale}$ est la résistance thermique globale du système (K.m/W) et R_b la résistance thermique du pieu telle que représentée dans la Figure I - 16 (K.m/W).

² Dans ces exemples, la conductivité thermique du sol et du béton sont prises égales à 1,8 W/m.K

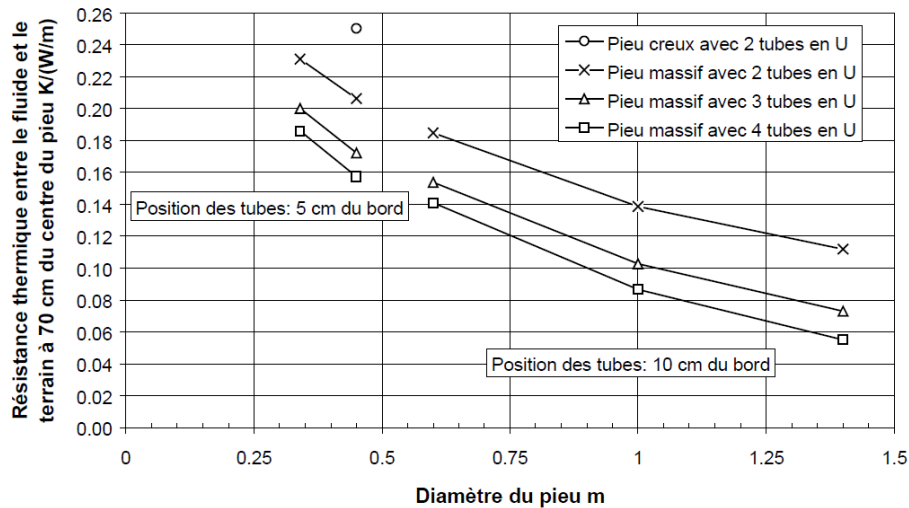


Figure I - 17 : Variation de la résistance thermique globale d'un pieu énergétique en fonction de son diamètre, du nombre de tubes échangeurs et de leur position (Fromentin et al, 1997)

Cette figure permet de mettre en avant le rôle de l'augmentation du diamètre du pieu dans les performances thermiques de celui-ci. Plus le pieu a un diamètre élevé, plus le rapport entre le rayon extérieur r_o (e.g. 0,7 m dans cette figure) et le rayon du pieu r_i diminue. Cela implique que la résistance thermique du terrain R_g diminue. Lorsque le rayon du pieu est égal au rayon extérieur, la résistance thermique globale $R_{globale}$ est uniquement égale à celle du pieu R_p . Dans cet exemple, la conductivité thermique du terrain λ_g est égale à celle du béton mais la présence d'un fluide caloporteur en écoulement dans les tubes diminue la résistance thermique du pieu. Par conséquent, plus le pieu est large, plus sa contribution dans le calcul de la résistance thermique est importante. Inversement, un pieu de faible diamètre présente une résistance thermique globale élevée car la contribution du terrain est élevée. C'est pourquoi, plus un pieu est large, plus la résistance thermique globale est faible, augmentant ainsi son potentiel énergétique. De même, augmenter le nombre de tubes échangeurs permet de diminuer de manière sensible la résistance thermique globale du système. Dans ce cas, la position des tubes est fixée à 5 cm du bord pour les pieux de faible diamètre et à 10 cm du bord pour les pieux de grand diamètre. En effet, celle-ci a un impact non négligeable sur le comportement thermique du pieu (Figure I - 18). Plus les tubes échangeurs sont proches de l'interface entre le terrain et le béton armé, plus la résistance thermique du système diminue. Il convient de noter que pour un aspect pratique, les tubes échangeurs sont généralement placés à l'intérieur de la cage d'armature. Par conséquent, afin de respecter les épaisseurs de béton réglementaire, les tubes échangeurs ne peuvent pas se situer à moins de 10 cm de l'interface avec le terrain (CFMS et SYNTEC, 2017).

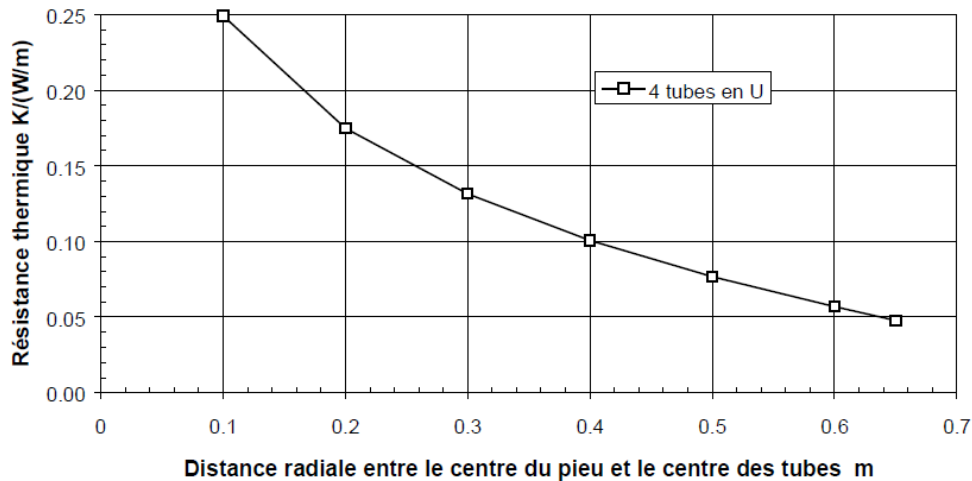


Figure I - 18 : Influence de la distance radiale entre le centre du pieu et le centre des tubes échangeurs sur la résistance thermique pour un pieu de 140 cm de diamètre avec quatre tubes en U (Fromentin et al, 1997)

En conclusion, pour les pieux énergétiques, plus un pieu est large et possède des tubes échangeurs proches de l'interface entre le terrain et le béton armé, plus il sera performant thermiquement. Ces éléments sont directement transposables pour les autres types de géostructures thermiques. Il convient ainsi de placer les tubes échangeurs au plus proche de l'interface avec le terrain tout en respectant les règles usuelles de bétonnage.

Il est important de noter que ces résultats sont valables sous l'hypothèse que les écoulements d'eau autour de l'ouvrage sont négligeables d'un point de vue thermique. C'est-à-dire que le système est en conduction pure. En effet, de la même manière que l'écoulement du fluide caloporteur dans les tubes diminue la résistance thermique du pieu, l'écoulement d'une nappe dans le terrain diminue sa résistance thermique apparente. De plus, dans le cas de terrains dont la conductivité thermique est très supérieure à celle du béton, il n'est pas nécessairement positif d'augmenter le diamètre du pieu. Dans le cas de figure où le terrain possède une résistance thermique plus faible que celle du béton du fait de sa conductivité thermique et/ou la présence d'un écoulement, les courbes présentées dans la Figure I - 17 se retrouveraient inversées. Ces deux paramètres sont donc essentiels dans la conception énergétique d'une géostructure thermique.

I.1.3.3. Aspects thermo-hydrauliques

Sachant que les géostructures thermiques sont en boucles fermées et que le béton est considéré imperméable par rapport au terrain encaissant, les transferts thermiques sont purement conductifs au sein de la structure, excepté dans le fluide caloporteur qui circule dans les tubes échangeurs. Cependant, les échanges énergétiques au sein des tubes échangeurs sont principalement gérés par la PACg (cf. I.2.3). Les aspects thermo-hydrauliques à analyser sont donc ceux du terrain.

a) Hydraulique

Les géostructures thermiques étant des ouvrages semi-profonds à profonds, ils sont susceptibles d'intercepter un ou plusieurs aquifères. Ce ou ces aquifères peuvent être statiques ou en mouvement. L'impact des structures sur les écoulements dépend de leur géométrie mais

également de leur orientation par rapport à la direction de l'écoulement (Castany, 1982). Les premières études expérimentales concernant ces phénomènes ont été menées pour comprendre les phénomènes d'affouillement autour des piles de pont (Chabert et Engeldinger, 1956). Plusieurs géométries de piles et directions d'écoulement ont ainsi été testées dans des canaux et la forme des affouillements a systématiquement été analysée (Figure I - 19).

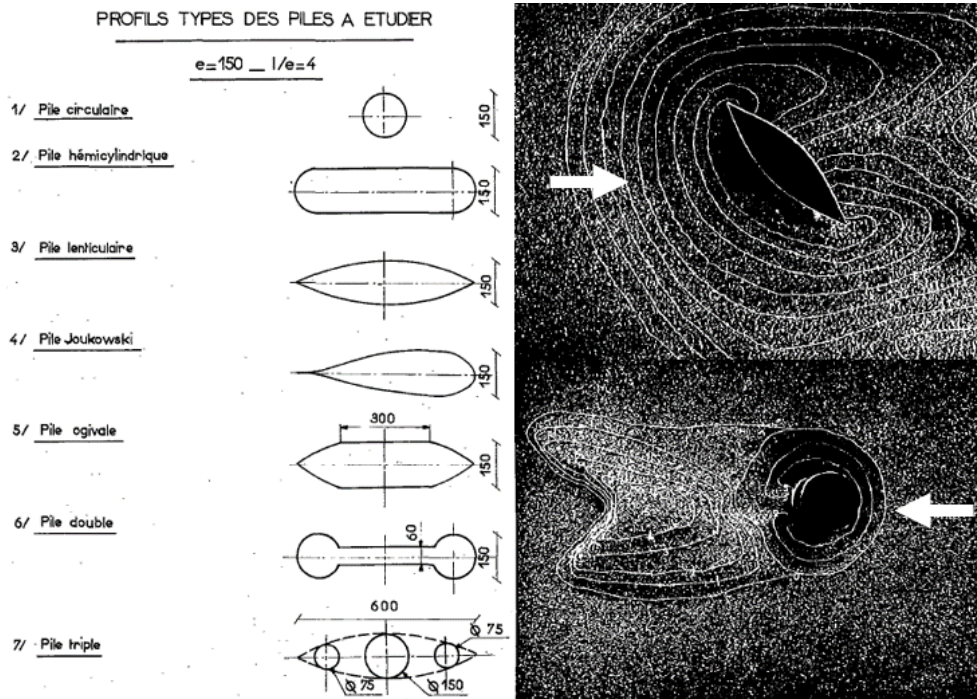


Figure I - 19 : Analyse de la forme des affouillements autour de piles de pont : cas lenticulaire et circulaire (Chabert et Engeldinger, 1956)

L'affouillement étant proportionnel à la vitesse d'écoulement de l'eau, ces analyses permettent de visualiser les champs de vitesse autour des piles de pont en fonction de leur géométrie et de la direction de l'écoulement. Ainsi, les géométries circulaires montrent un impact limité sur l'écoulement avec, toutefois, une augmentation des vitesses aux abords de la pile. Concernant les formes avec un élanement prononcé (e.g. pile hémicylindrique), si l'écoulement est parallèle à la pile, celui-ci n'est pas perturbé. Cependant, si l'écoulement est perpendiculaire à la pile, la vitesse d'écoulement aux faces amont et aval est faible.

Ces observations sont tirées de cas où l'eau est libre de circuler autour des ouvrages. Cependant, dans le cas de formations géologiques, l'eau circule principalement à travers les fractures pour les roches et à travers la porosité pour les sols. L'écoulement est donc fonction de la disposition des grains et de la granulométrie de la couche géologique. Darcy (1856) a ainsi développé un modèle d'écoulement en milieu poreux homogène et isotrope permettant de calculer la vitesse d'écoulement de l'eau à l'échelle macroscopique (Eq.6a).

$$\vec{v}_D = -\frac{K}{\mu_w}(\vec{\nabla}u - \rho_w \times \vec{g}) \quad (6a)$$

où \vec{v}_D est la vitesse de Darcy (m/s), K la perméabilité (m^2), μ_w la viscosité dynamique de l'eau (Pa.s), u la pression interstitielle (Pa), ρ_w la masse volumique de l'eau (kg/m^3) et \vec{g} l'accélération de la pesanteur (m/s^2). De cette formulation générale, il est possible d'en déduire

une forme simplifiée (Eq. 6b) en définissant deux nouveaux paramètres : la conductivité hydraulique k et la charge hydraulique h_w .

$$\vec{v}_D = -k \times \vec{\nabla} h_w = -k \times \vec{i} \quad (6b)$$

où k est la conductivité hydraulique (m/s), h_w la charge hydraulique (m) qui représente la somme des charges matricielle et potentielle et \vec{i} le gradient hydraulique (m/m) définie en 1D comme (Eq. 7) :

$$i = \frac{\Delta h_w}{L} \quad (7)$$

où Δh_w est la différence de charge entre deux points (m) et L la distance entre ces points (m). En effet, cette simplification est possible car les écoulements considérés sont principalement unidirectionnels. De plus, dans un milieu poreux homogène et isotrope, selon la loi de Bernoulli, la charge hydraulique à une profondeur donnée est définie comme étant (Eq.8) :

$$h_w = \frac{u}{\gamma_w} - z \quad (8)$$

où γ_w est le poids volumique de l'eau (kN/m³) et z la profondeur considérée (m).

De manière usuelle, la conductivité hydraulique est également dénommée perméabilité et la notation utilisée pour la vitesse de Darcy est sa forme simplifiée.

Par conséquent, le gradient hydraulique est le moteur de l'écoulement. Une différence de potentiel nulle implique qu'il n'y a aucun écoulement dans le milieu. Le gradient hydraulique est donc indépendant du milieu. Il est uniquement fonction des conditions hydrogéologiques (e.g. présence de rivières, chenaux, drains, etc.). La différence de charge entre deux points est mesurée dans des piézomètres *in situ*.

Quant à elle, la perméabilité caractérise la capacité du fluide à circuler dans le milieu. Plus la perméabilité est faible, plus la vitesse d'écoulement est faible. Elle dépend des propriétés du milieu poreux et des propriétés du fluide. Le Tableau I - 1 reprend quelques valeurs typiques de perméabilité dans les sols.

Tableau I - 1 : Exemples de valeurs de perméabilité (Castany, 1982)

K (m/s)											
	10 ⁻¹	10 ⁻²	10 ⁻³	10 ⁻⁴	10 ⁻⁵	10 ⁻⁶	10 ⁻⁷	10 ⁻⁸	10 ⁻⁹	10 ⁻¹⁰	10 ⁻¹¹
GRANULOMÉTRIE	Homogène	Gravier pur		Sable pur	Sable très fin		Silt	Argile			
	Variée	Graviers gros et moyen	Gravier et sable	Sable et argile-limons							
DEGRÉS DE PERMÉABILITÉ		TRÈS BONNE		BONNE	MAUVAISE			NULLE			
TYPES DE FORMATION		Perméables			Semi-perméables			Imperm.			

↙ Limites conventionnelles ↘

Dans le calcul de la vitesse d'écoulement selon Darcy, seule la perméabilité dépend des propriétés du milieu. Pour déterminer la vitesse d'écoulement de l'eau dans le milieu poreux, il

est donc nécessaire de caractériser ce dernier. Pour cela, il existe différentes méthodes en laboratoire ou *in situ* (Schneebeli, 1987 ; Cassan, 1993). Le Tableau I - 2 présente les méthodes de détermination de la perméabilité les plus répandues pour les milieux poreux.

Tableau I - 2 : Exemples de méthodes de détermination de la perméabilité de matériaux poreux

	Essai	Domaine d'application	Norme de référence
In situ	Pompage	Sols (tous types)	NF EN ISO 22282-4 (2014)
	Lefranc	Sols (tous types)	NF EN ISO 22282-2 (2014)
	Lugeon	Roches	NF EN ISO 22282-3 (2014)
Laboratoire	Granulométrie	Sols (tous types)	NF EN ISO 17892-4 (2018)
	Perméabilité à charge variable	Sols (sols fins)	XP CEN ISO/TS 17892-11 (2005)
	Perméabilité à charge constante	Sols (sols grenus)	XP CEN ISO/TS 17892-11 (2005)
	Perméabilité à l'œdomètre	Sols (sols fins)	XP CEN ISO/TS 17892-11 (2005)

A l'exception de l'analyse granulométrique et des essais à charge constante, le principe de base de ces essais est d'interpréter les variations de charge hydraulique en fonction du temps. La diminution ou l'augmentation de la charge, donc du niveau d'eau, au cours du temps renseigne directement sur la perméabilité du milieu testé. Concernant les essais à charge constante, c'est la différence de charge entre deux points en régime permanent qui est analysée afin de déterminer la perméabilité. A propos de l'analyse granulométrique, des corrélations permettent de déterminer la perméabilité à partir de la proportion des différentes classes granulométriques. Deux corrélations sont généralement utilisées (Eq.9 et 10) :

- Formule de Hazen (pour $d_{60}/d_{10} \leq 2$) :

$$k = (d_{10})^2 \quad (9)$$

où d_n est le diamètre des grains qui correspond à un passant de n % (cm).

- Formule de Kozeny – Fair et Hatch (pour une répartition homogène des grains) :

$$k = \alpha_{KFH} \left(\frac{5}{\frac{1}{d_{10}} + \frac{1}{d_{30}} + \frac{1}{d_{50}} + \frac{1}{d_{70}} + \frac{1}{d_{90}}} \right) \quad (10)$$

où α_{KFH} est un coefficient de corrélation compris entre 0,25 et 2,8 (-).

Il convient de noter que les domaines d'application de ces corrélations les rendent inutilisables pour les sols peu perméables (*e.g.* silts, argiles, etc.).

b) Effet barrage

La définition de la vitesse d'écoulement de l'eau dans les sols étant traitée, il convient d'analyser le comportement de l'écoulement en milieu granulaire autour des ouvrages géotechniques afin de déterminer s'il est équivalent à celui de l'eau autour des piles de pont. De nombreuses études ont montré (Griffith et Fenton, 1993 ; Ding *et al*, 2008 ; Pujades *et al*, 2012 ; Demongodin et Floriat, 2018) que, selon la géométrie de l'ouvrage, les propriétés

hydrodynamiques de l'aquifère, l'angle d'incidence et la hauteur de coupure de l'aquifère, l'écoulement peut être sensiblement modifié. Ce phénomène est appelé effet barrage (Figure I - 20). Ce phénomène est caractérisé par une remontée du niveau piézométrique à l'amont et une diminution du niveau piézométrique à l'aval. Il apparaît clairement que seuls les ouvrages de grande dimension peuvent créer cet effet. Par conséquent parmi les ouvrages géotechniques, seuls les tunnels et les murs de soutènement (*e.g.* les parois moulées) sont concernés.

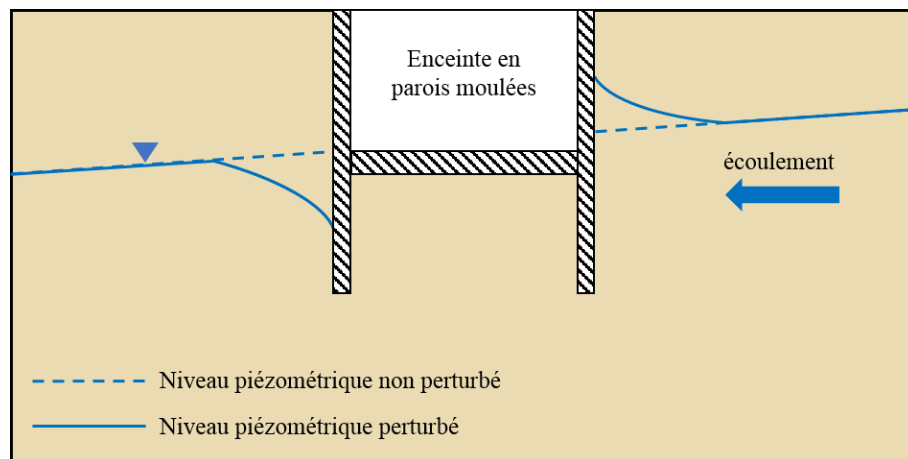


Figure I - 20 : Effet barrage pour une enceinte en parois moulées

Sachant que la vitesse d'écoulement est proportionnelle à la différence de charge, l'effet barrage modifie le champ de vitesse autour de l'ouvrage. Il en résulte une diminution de presque 100 % à l'amont et à l'aval de l'écoulement et une accélération pouvant atteindre plus de 300 % aux angles (Figure I - 21). Ces effets sont donc non négligeables et doivent être pris en compte lors des analyses.

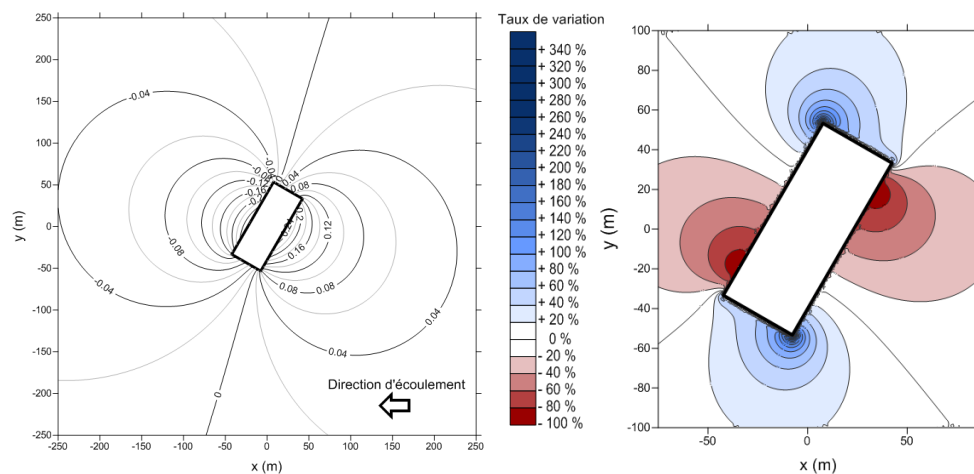


Figure I - 21 : Exemple de déformation du champ de vitesse au voisinage d'un ouvrage en parois moulées (Demongodin L., 2015)

Les analyses précédentes ont montré que l'écoulement de l'eau dans un milieu poreux se comporte de manière analogue à l'écoulement de l'eau autour de piles de pont à l'échelle macroscopique. La Figure I - 22 synthétise le risque d'effet barrage en fonction du type d'ouvrage géotechnique et de l'angle d'incidence de l'écoulement.

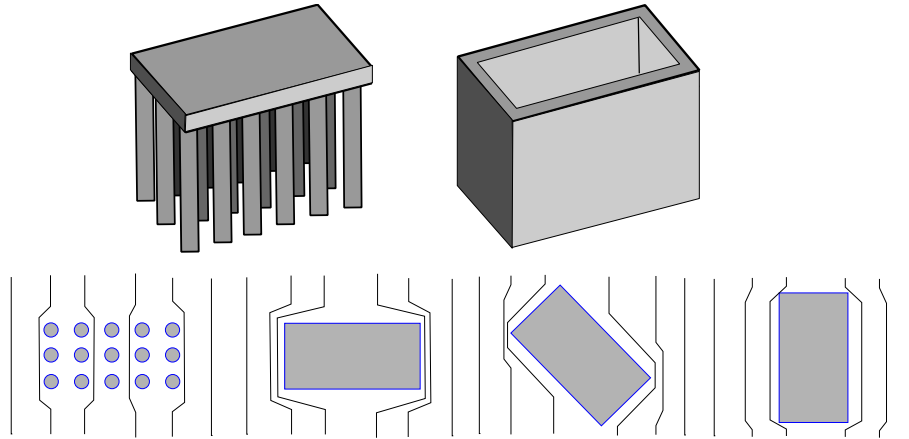


Figure I - 22 : Risque d'effet barrage en fonction du type de fondation (Reiffsteck, 2015)

En conclusion, le champ de vitesse d'écoulement autour d'un ouvrage de grande dimension comme les parois moulées est fortement hétérogène. Afin de comprendre le rôle de l'écoulement dans les processus de transfert thermique et l'impact de l'effet barrage sur ces derniers, la section suivante s'intéresse au couplage thermo-hydraulique dans les modèles de calcul.

c) Convection naturelle, recharge thermique et panache thermique

Dans un premier temps, des modèles couplés de transferts hydriques et thermiques ont été développés afin d'analyser l'impact des variations de température sur les mouvements d'eau et réciproquement (Philip et De Vries, 1957 ; De Vries, 1958 et 1975 ; Jackson, 1964 ; Crausse, 1983). En prenant en compte les variations de teneur en eau et de température, la vitesse d'écoulement de l'eau en phase liquide devient (Eq.11) :

$$\vec{v}_l = -\alpha_{\theta,l} \times \vec{\nabla}w - \alpha_{T,l} \times \vec{\nabla}T - k \times \vec{\nabla}h_w \quad (11)$$

où \vec{v}_l est la vitesse d'écoulement de l'eau en phase liquide (m/s), $\alpha_{\theta,l}$ la diffusivité isothermique de la phase liquide (m^2/s), w la teneur en eau (-), $\alpha_{T,l}$ la diffusivité thermique de la phase liquide ($m^2/s.K$) et T la température (K).

De plus, selon la loi de Fick modifiée, la vitesse d'écoulement de l'eau en phase vapeur est (Eq. 12) :

$$\vec{v}_v = -\alpha_{\theta,v} \times \vec{\nabla}w - \alpha_{T,v} \times \vec{\nabla}T \quad (12)$$

où \vec{v}_v est la vitesse d'écoulement de l'eau en phase vapeur (m/s), $\alpha_{\theta,v}$ la diffusivité isothermique de la phase vapeur (m^2/s) et $\alpha_{T,v}$ la diffusivité thermique de la phase vapeur ($m^2/s.K$).

De manière générale, les gradients de température sont très faibles vis-à-vis des gradients de teneur en eau et dans le cas de matériaux saturés, les valeurs de gradient hydraulique sont très supérieures à celle des deux autres gradients (Daghari et De Backer, 2000). Par conséquent, dans le cas des géostructures thermiques, la vitesse d'écoulement de l'eau devient (Eq.13) :

$$\vec{v} = \vec{v}_l = -k \times \vec{i} = \vec{v}_D \quad (13)$$

où \vec{v} est la vitesse d'écoulement de l'eau (m/s).

Dans la gamme de température considérée, les effets de la température sur les mouvements d'eau sont donc négligeables et la vitesse d'écoulement est caractérisée par la vitesse de Darcy à l'échelle macroscopique. Cette hypothèse n'est plus valable si le système est défaillant et provoque le gel autour de l'ouvrage. En effet, dans ce cas, des phénomènes de cryosuction apparaissent (Williams et Smith, 1991 ; Hohmann, 1997) et provoquent des mouvements d'eau importants. C'est pourquoi il est essentiel de contrôler le champ de température dans tous les compartiments du système (*i.e.* le fluide caloporteur, la fondation, le terrain, etc.). De plus, il n'y a pas de convection naturelle liée à l'activation des géostructures thermiques.

Dans un deuxième temps, des études ont été menées afin d'appréhender le rôle de l'eau dans les échanges thermiques. Dans le cas des modèles résistifs développés précédemment (cf. I.1.3.2), l'eau n'est pas directement prise en compte. Celle-ci est cependant implicitement prise en compte dans la conductivité thermique apparente du terrain qui est l'inverse de sa résistivité thermique. De la même manière que l'écoulement d'un fluide dans un tube améliore les transferts thermiques, à partir d'une certaine vitesse, l'écoulement de l'eau rend négligeable la résistivité thermique du terrain (Figure I - 23). Par conséquent, l'écoulement est considéré comme une amélioration de la conductivité thermique apparente (Fromentin et al, 1999). Cette hypothèse est validée par les résultats des modèles numériques et les observations *in situ* effectuées lors de Test de Réponse Thermique (cf. I.3.1.2).

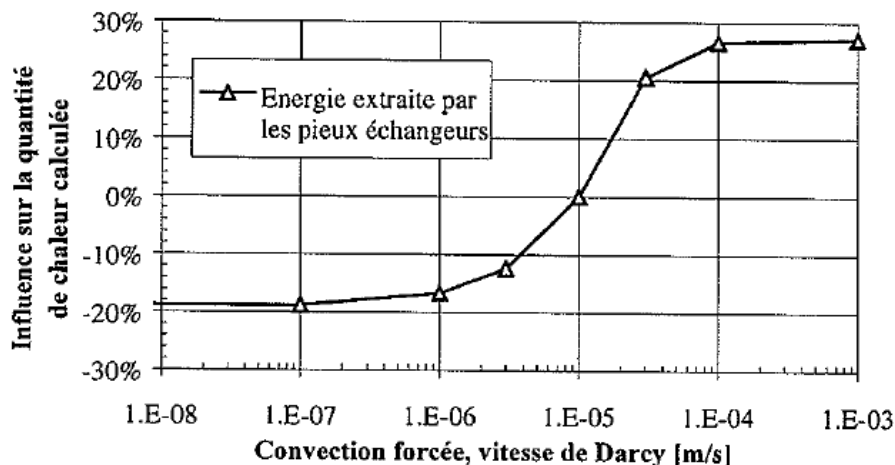


Figure I - 23 : Effet de l'écoulement sur la quantité de chaleur prélevée par un pieu énergétique (Fromentin et al, 1999)

Il apparaît qu'en dessous d'une vitesse de l'ordre de 1.10^{-6} m/s, soit 10 cm/j, l'écoulement n'a aucune influence sur les échanges thermiques et qu'au-delà d'une valeur limite de 1.10^{-4} m/s, soit 10 m/j, le bénéfice de l'écoulement atteint un palier. Ces valeurs sont valables pour les pieux énergétiques car le champ de vitesse de Darcy est relativement homogène autour de ces structures. Cependant, pour les ouvrages comme les parois moulées thermoactives où le champ de vitesse de Darcy est fortement perturbé à cause de l'effet barrage, chaque paroi va avoir un potentiel énergétique différent.

Des études similaires ont été menées pour le dimensionnement thermique des tunnels énergétiques (Franzius et Pralle, 2011 ; Lee *et al*, 2012 ; Barla *et al*, 2016 ; Di Donna et Barla, 2016 ; Barla et Di Donna, 2018). La Figure I - 24 exprime le potentiel géothermique en fonction

de la vitesse d'écoulement de la nappe en abscisse, de la température initiale du terrain en ordonnée et de la conductivité thermique avec trois valeurs différentes. Les résultats, exprimés en W/m^2 de surface de contact du tunnel, indiquent que l'écoulement a un rôle non négligeable dans les performances thermiques. En effet, dans les cas où les tunnels ont été creusés dans des formations où la nappe est hydrostatique ou absente, les flux thermiques sont de l'ordre de $10 W/m^2$ à $20 W/m^2$ selon les saisons. Cependant, dans le cas où l'écoulement est très important, comme à Turin, les performances thermiques attendues sont de l'ordre de $50 W/m^2$ à $70 W/m^2$. Il convient de noter que ces résultats sont tirés de simulations numériques et qu'ils sont à considérer de manière qualitative plutôt que quantitative. Néanmoins, à l'aide de ces modèles plus complexes que les modèles résistifs, il apparaît que l'écoulement a un rôle essentiel pour le dimensionnement des géostructures thermiques. De plus, la méthode de forage utilisée pour ce type d'ouvrage peut avoir un effet sur la perméabilité des terrains en modifiant l'agencement des grains ou en les dégradant mécaniquement.

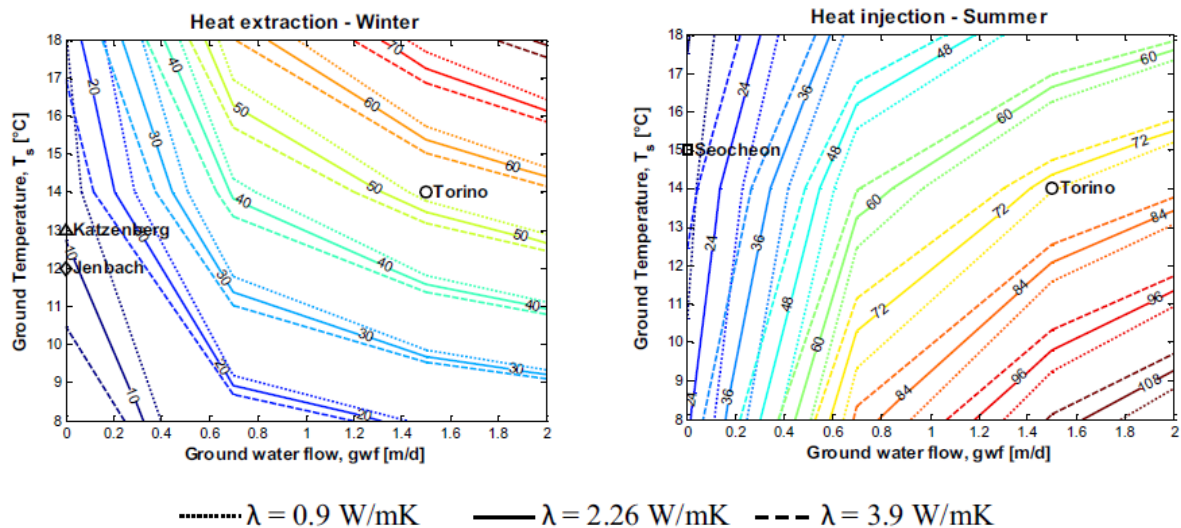


Figure I - 24 : Influence de la vitesse d'écoulement sur les performances thermiques des tunnels énergétiques (Di Donna et Barla, 2016)

Cette notion de potentiel énergétique est à mettre en lien avec l'impact des échanges sur le champ de température au sein de la structure mais également dans le terrain. En effet, un transfert thermique est possible uniquement s'il y a une différence de température entre deux points et est proportionnel à cette différence de température (Fourier, 1822). Les transferts de chaleur entre le fluide caloporteur, la géostructure thermique et le terrain vont ainsi modifier le champ de température du système au cours du temps. Par conséquent, en hiver, pendant la période d'extraction d'énergie, la température du système va diminuer progressivement en fonction des besoins du bâtiment. Inversement en été, pendant la période d'injection d'énergie, la température du système va augmenter, toujours en fonction des besoins du bâtiment. Des anomalies thermiques sont donc créées et la valeur du flux thermique va fluctuer au cours du temps (Di Donna *et al*, 2016).

Il apparaît ici les notions de stockage d'énergie et de recharge saisonnière (Hellström, 1991 ; Fromentin et Pahud, 1997 ; Pahud *et al*, 1999 ; Kharseh *et al*, 2015). En été, l'énergie présente dans les bâtiments est extraite pour être injectée dans le terrain afin de climatiser l'air ambiant.

Cette énergie va ainsi se stocker pendant toute une saison et faire augmenter progressivement la température du milieu. En hiver, les besoins sont opposés et l'énergie est extraite du terrain pour être injectée dans le système de chauffage du bâtiment. La température du terrain diminue. Cependant, comme pendant la saison précédente, le terrain a été chauffé, la réserve d'énergie est importante. Le milieu a joué le rôle de réservoir. De plus, lors de la prochaine saison estivale, l'injection d'énergie aura lieu dans un milieu plus froid. La différence de température étant élevée, les phénomènes de transfert thermique seront performants. Dans le cas de besoins équilibrés, il y a donc une balance entre la période d'injection et d'extraction. La température du milieu va rester stable année après année. Cependant, dans le cas de besoins déséquilibrés, la température va augmenter (*i.e.* plus d'injection que d'extraction) ou diminuer (*i.e.* moins d'injection que d'extraction) au cours du temps. Ce phénomène est appelé la dérive thermique pluriannuelle.

Cette dernière doit être quantifiée afin de savoir si, au cours de la vie de l'ouvrage, la température du système risque d'atteindre une valeur critique. Le cas échéant, cette dérive thermique pluriannuelle doit être compensée. Pour cela, il est nécessaire de prévoir une recharge thermique saisonnière supplémentaire de celle fournie par les besoins propres du bâtiment. Cette recharge peut être anthropique, via, par exemple, des panneaux solaires, ou naturelle via des temps de pause ou grâce à l'écoulement d'une nappe (Pahud et Lachal, 2004). L'idée est de permettre au milieu de se régénérer entre chaque saison. Il s'agit d'un équilibre délicat qui nécessite un système pensé intelligemment.

L'écoulement a donc ici un nouveau rôle. En plus d'améliorer le potentiel énergétique, il permet de dissiper les anomalies thermiques. En effet (Fromentin et Pahud, 1997) :

- s'il n'y a pas d'écoulement, il faut injecter en été au moins 70-90 % de l'énergie extraite en hiver ;
- à partir de 10 cm/j, l'écoulement permet de se passer d'une partie de la recharge thermique ;
- à partir de 1 m/j, la recharge thermique devient inutile et les besoins en chauffage et en climatisation sont découplés.

Il convient de noter que les deux effets de recharge et d'amélioration du potentiel énergétique sont liés (Brandl, 2006). En effet, l'eau est considérée comme une source à température constante. La masse d'eau en mouvement permet donc de translater les calories du milieu dans le sens de l'écoulement. Cela implique que, dans le cas d'un effet barrage, l'anomalie thermique créée par l'activation de la géostructure thermique est transportée de l'amont vers l'aval. Par conséquent, en fonction de la dimension de l'ouvrage et de la vitesse d'écoulement, une anomalie thermique de grande amplitude peut se former dans la zone d'écoulement nul à l'aval de l'ouvrage. Ainsi, l'effet dissipatif de l'écoulement n'est pas nécessairement positif. En effet, dans le cas où le besoin est équilibré, l'écoulement va empêcher tout stockage d'énergie dans le terrain. Par conséquent, chaque saison est indépendante. Cela implique que les variations de température ne sont pas contrebalancées par les saisons précédentes ou suivantes. Dans certains cas, cela peut mener à des températures dépassant les seuils conseillés. L'organigramme suivant

(Figure I - 25) permet de résumer une partie des effets de l'écoulement pour le dimensionnement thermique d'une géostructure thermique.

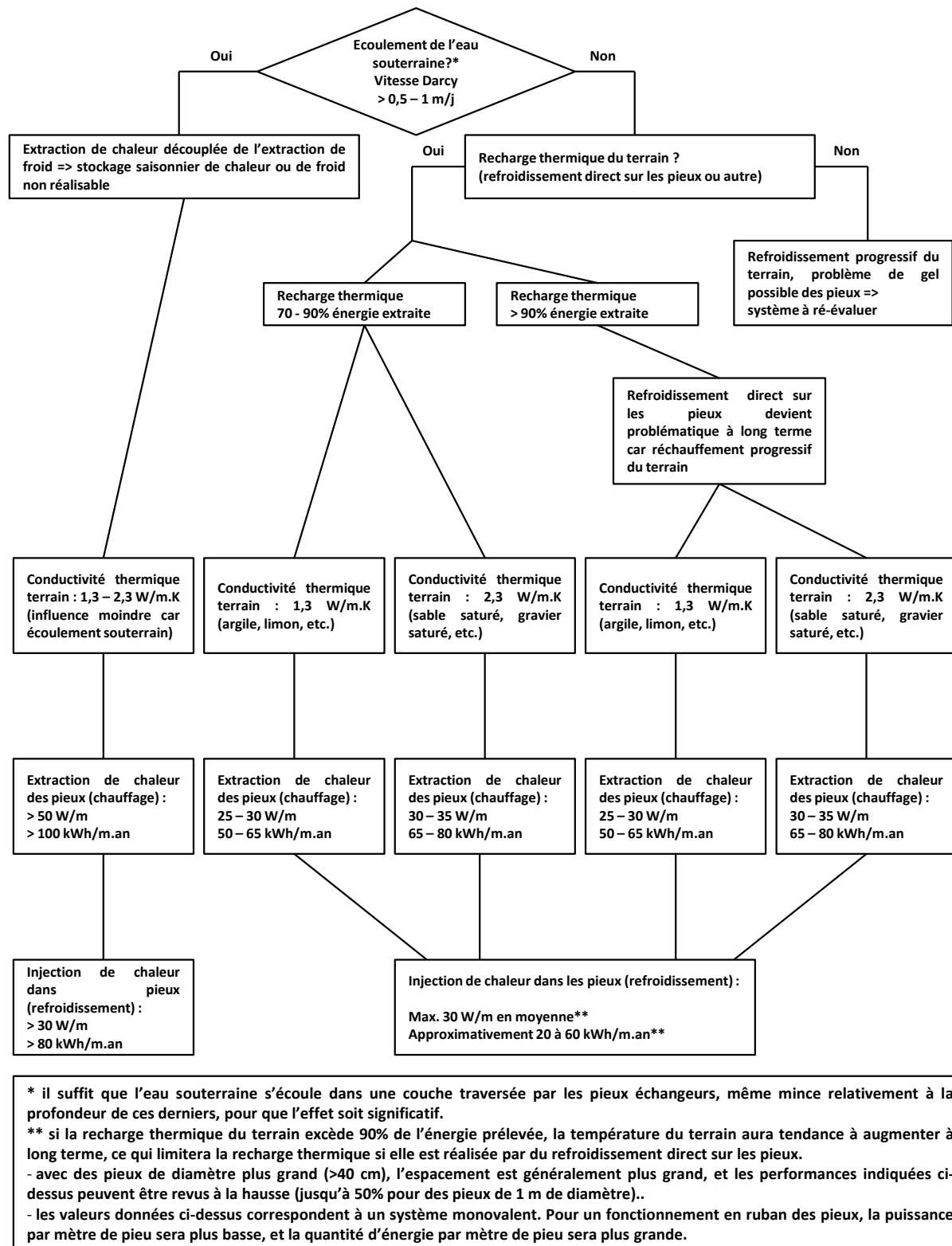


Figure I - 25 : Organigramme de choix d'équipement de pieux géothermiques en fonction du potentiel géothermique du site (Fromentin A. et al, 1997)

NB : Les valeurs indiquées dans cet organigramme sont basées sur des simulations d'un système de référence à la géométrie, à la géologie et aux besoins propres. **Ces valeurs ne peuvent pas être extrapolées directement à un autre projet.**

En dissipant les anomalies thermiques saisonnières, l'écoulement va créer des ondes thermiques saisonnières, formant, à long terme, un panache thermique. Ce phénomène a été notamment étudié pour les sondes géothermiques (Eskilson, 1987 ; Al-Khoury *et al*, 2005 ; Al-Khoury et Bonnier, 2006 ; Philippe *et al*, 2009 ; Loveridge *et al*, 20013 ; Radioti *et al*, 2018). Ainsi, à long terme, les ouvrages géothermiques situés dans des milieux où l'écoulement est suffisamment important peuvent générer des panaches thermiques allant de quelques mètres à plusieurs centaines de mètres. La dimension et la forme du panache thermique sont fonction de l'intensité de l'anomalie thermique dissipée (*i.e.* la sollicitation thermique de l'ouvrage) et de la vitesse d'écoulement (Figure I - 26). En effet, un écoulement rapide aura tendance à générer un panache long et fin, contrairement à un écoulement modéré qui produira un panache court et large (Pannike, 2006).

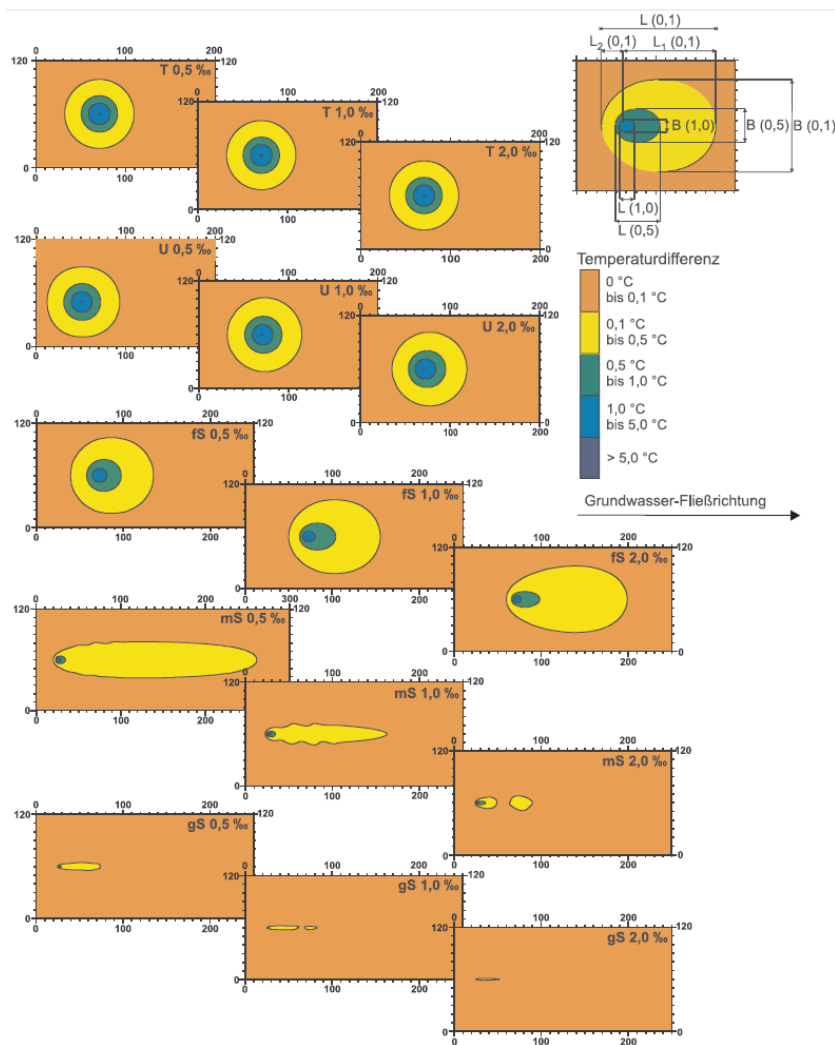


Figure I - 26 : Champs de température autour d'une sonde géothermique verticale à la fin de la 30^e saison de chauffe pour cinq perméabilités différentes et trois gradients hydrauliques 0.5 %, 1 % et 2 % (Pannike, 2006)

Concernant les sols, il est possible d'estimer, en première approche, la vitesse des ondes thermiques saisonnières et, par conséquent, la vitesse de déplacement du panache thermique (SIA, 2005) par la relation suivante (Eq.14) :

$$v_{th} = \frac{\rho_w \times C_w}{\rho_g \times C_g} \times v_D \quad (14)$$

où v_{th} est la vitesse de l'onde thermique (m/s), ρ_w et ρ_g respectivement les masses volumiques de l'eau et du terrain (kg/m^3) et C_w et C_g respectivement les capacités calorifiques massiques de l'eau et du terrain (J/kg.K).

Connaissant la vitesse de Darcy, il est facile de déterminer la vitesse de déplacement de l'onde thermique. De plus, sachant que le rapport entre la capacité calorifique volumique (*i.e.* $\rho \times C$) de l'eau et celle du terrain est en moyenne de 1,7, la vitesse du front thermique est environ 1,7 fois plus grande que celle de Darcy.

Pour rappel, ces analyses ont toutes été menées sur des géométries circulaires de faible diamètre ayant un impact sur le champ de vitesse de Darcy faible. Par conséquent, dans le cas d'ouvrages de grande dimension provoquant un effet barrage, ces phénomènes ne peuvent être considérés de manière globale. C'est notamment le cas des parois moulées thermoactives dont les parois amont, aval et latérales vont avoir un comportement thermo-hydraulique différent.

De plus, l'anomalie thermique est diffusée dans le sens de l'écoulement. Ainsi, si un ouvrage géothermique se situe à l'aval de l'écoulement, il risque de voir son fonctionnement perturbé. En effet, dans ce cas, la température de la masse d'eau en déplacement n'est plus égale à la température initiale du terrain. Par conséquent, selon le signe de l'anomalie thermique, la température du milieu aval va diminuer ou augmenter. Si le panache thermique atteint un autre ouvrage géothermique, cette anomalie vient s'ajouter à celle déjà provoquée par son activation (Figure I - 27). Néanmoins, dans le cas où cette dernière est de signe opposé à celui du panache thermique, celui-ci améliore la recharge thermique et les performances du système. Inversement, si les deux anomalies sont de même signes, le risque d'atteindre une température critique est augmenté. C'est pourquoi, la position des ouvrages les uns par rapport aux autres et leur géométrie doit donc être étudiée en fonction de l'écoulement.

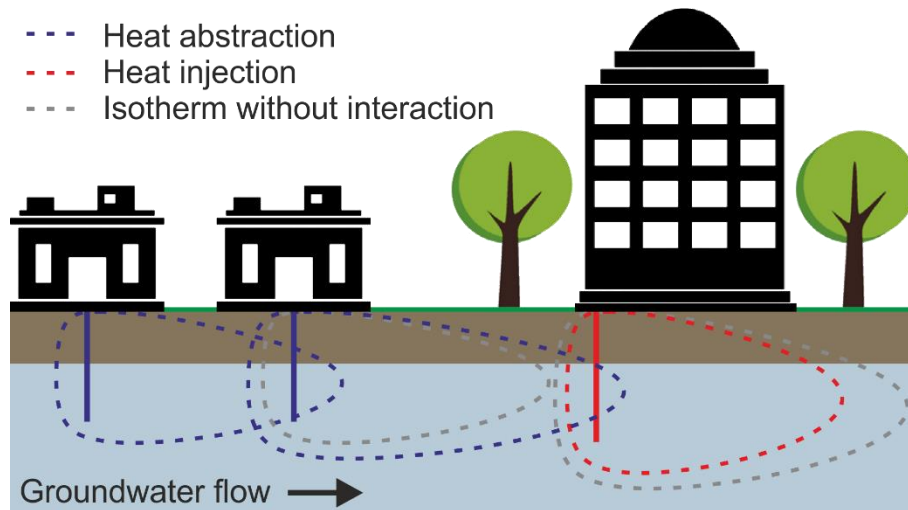


Figure I - 27 : Influence du panache thermique d'un ouvrage amont sur le champ de température d'un ouvrage aval en fonction du signe de l'anomalie thermique (O. Pedchenko, 2018)

I.1.3.4. Interaction à l'échelle de l'ouvrage et de la ville

Dans un contexte de développement des énergies renouvelables, la démocratisation de systèmes individuels, comme les géostructures thermiques, pour se chauffer et/ou se climatiser est une solution envisageable. Cependant, ce développement ne doit pas se faire de manière anarchique, sous peine de dégrader les performances énergétiques de ces ouvrages. En effet, chaque ouvrage géotechnique pouvant être converti en géostructure thermique (Figure I - 28), les risques d'interactions sont importants.

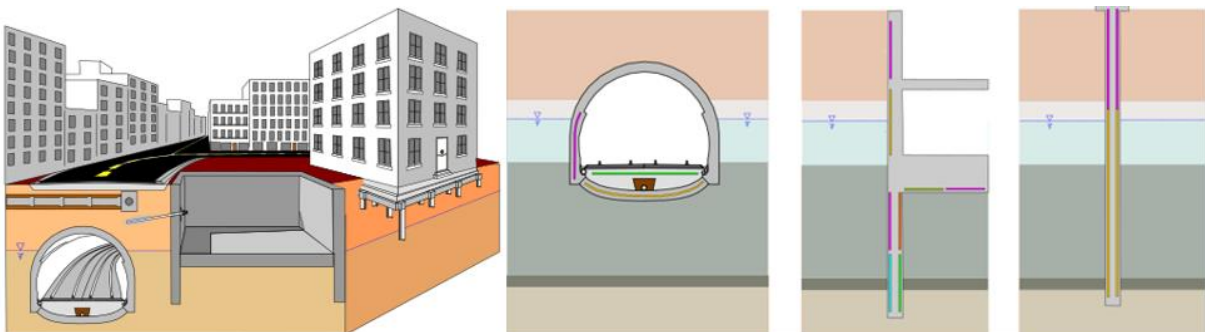


Figure I - 28 : Exemple de ville équipée de multiples géostructures thermiques (Reiffsteck, 2015)

Comme discuté précédemment (cf. I.1.1), en France, il n'existe aucune législation permettant de réguler cette technologie. De plus, ces phénomènes d'interférences thermiques à l'échelle d'un ouvrage, d'un quartier ou d'une ville sont très peu étudiés (Epting *et al*, 2013 ; Herbert *et al*, 2013 ; Barla *et al*, 2018). La carte ci-dessous (Figure I - 29) présente un exemple d'étude menée sur la ville de Turin où les écoulements sont importants.

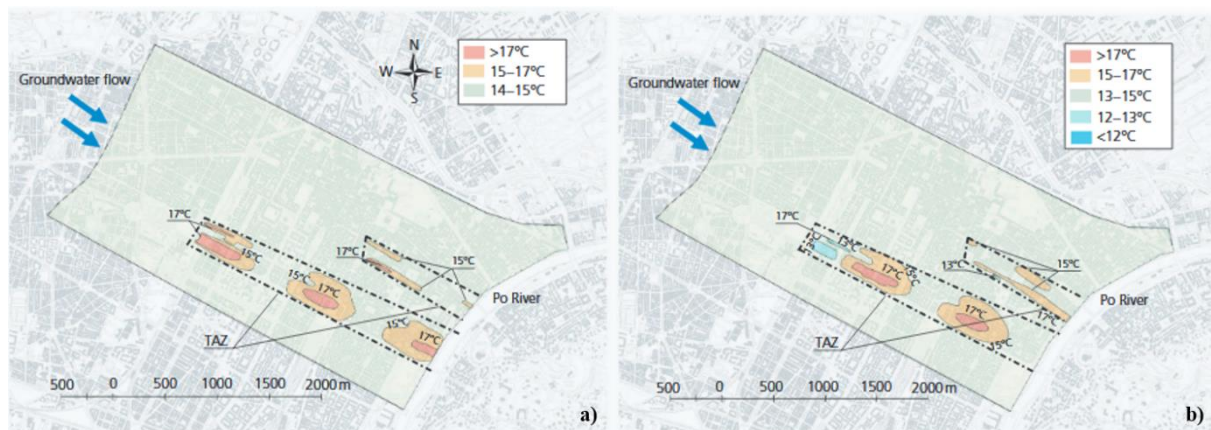


Figure I - 29 : Analyse de l'interaction thermique entre ouvrages géothermiques à Turin : cas a) à la fin de l'été, cas b) à la fin de l'hiver (Barla et al, 2018)

Dans cette étude, les interactions potentielles sont repérées mais leur influence quantitative est difficile à analyser. Ce travail a toutefois été mené à l'échelle d'un ouvrage fondé sur pieux géothermiques à l'aide d'un modèle résistif (Figure I - 30). Ce modèle ne prend pas en compte les écoulements et est donc purement conductif. Il montre que plus le volume de terrain entre les pieux énergétiques est faible, plus celui-ci est transparent vis-à-vis des échanges thermiques. Cela implique que les pieux énergétiques interagissent entre eux de manière importante. Encore une fois, cette analyse ne quantifie pas les interférences thermiques.

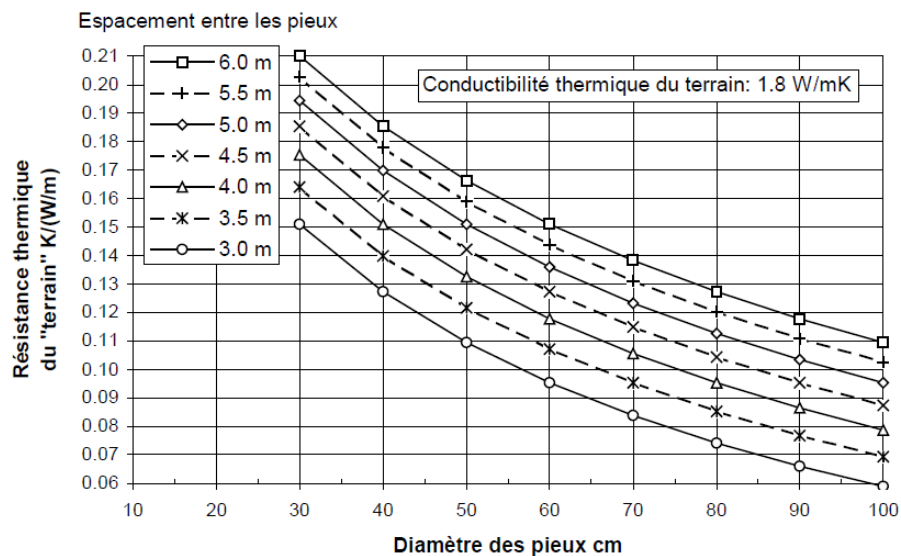


Figure I - 30 : Influence de l'espacement et du diamètre d'un groupe de pieux énergétiques sur la résistivité équivalente du terrain (Fromentin et al, 1997)

De même, le champ de température autour d'un pieu énergétique test a été analysé dans le cadre des expérimentations au Lambeth College (Figure I - 31). D'après ces résultats, à 12 m de profondeur, les variations de température liées à l'activation du pieu énergétique sont visibles dans un rayon d'au moins 2,5 m. Dans ce cas, l'écoulement est considéré négligeable. Cela implique que, dans les conditions de l'expérience (*i.e.* des pieux énergétiques de 60 cm de diamètre), des pieux espacés de moins de 5 m ont un volume d'influence qui s'intersecte, provoquant des interférences.

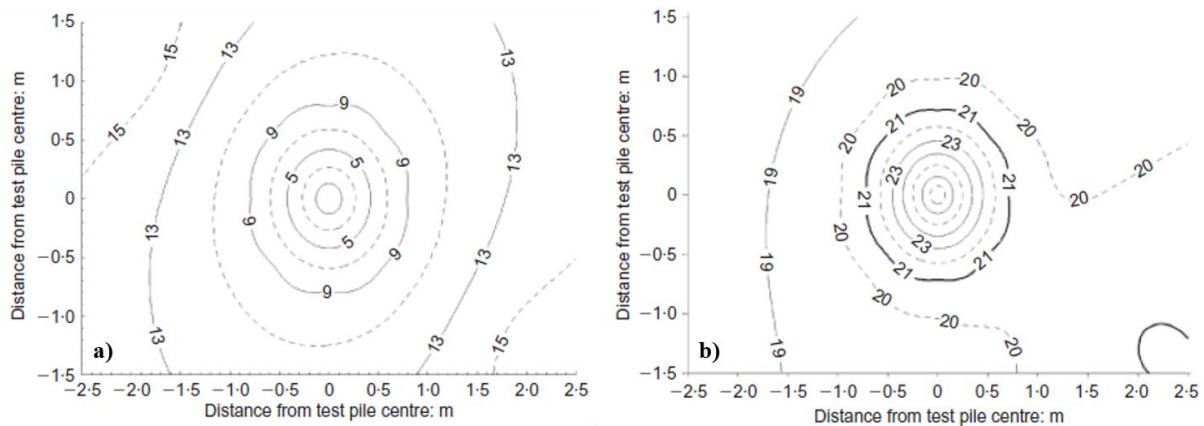


Figure I - 31 : Champ de température autour d'un pieu énergétique à 12 m de profondeur : cas a) à la fin de l'hiver, cas b) à la fin de l'été (Bourne-Webb et al, 2009)

Les interférences citées précédemment sont uniquement thermiques car liées à des ouvrages circulaires dont l'élançement vertical est important. Cependant, comme discuté dans la section précédente (cf. I.1.3.3), les interactions peuvent également être d'ordre hydraulique avec l'effet barrage. Par conséquent, en présence d'un écoulement, un ouvrage thermoactif de grande dimension voit ses différentes faces interagir entre elles mais également potentiellement avec les autres ouvrages adjacents d'un point de vue thermique et hydraulique.

En effet, par exemple, en France, l'arrêté du 15 janvier 2007 portant application du décret n° 2006-1658 du 21 décembre 2006 relatif aux prescriptions techniques pour l'accessibilité de la voirie et des espaces publics impose une largeur de trottoir d'au moins 1,20 m. De plus, l'article R110-2 du code de la route précise qu'une voie de circulation doit permettre le passage d'une file de voiture. La largeur d'une chaussée est donc au minimum de 3 m en milieu urbain. Cela signifie que les nouvelles constructions soumises à ces lois sont distantes au minimum de 5,40 m. A cette distance, les interactions thermiques sont fortes même sans la présence d'écoulement. Il s'agit ici d'un cas extrême mais qui pourrait éventuellement se retrouver dans le cadre de l'aménagement d'un éco-quartier utilisant des ouvrages géothermiques.

D'un point de vue pratique à l'échelle d'un quartier ou d'une ville, l'analyse des vitesses de déplacement des ondes thermiques saisonnières peut amener à l'optimisation de projets. En effet, si l'onde thermique estivale, *i.e.* ayant une température supérieure à celle du milieu non perturbé, atteint un ouvrage aval, celui-ci va voir la température de son réservoir augmenter. Cependant, si cet événement se déroule quand l'ouvrage extrait de l'énergie du terrain, cela va être bénéfique. Inversement, si l'ouvrage injecte de l'énergie dans le terrain, l'onde thermique estivale du bâtiment amont va diminuer son potentiel énergétique. Il est donc essentiel de bien comprendre et maîtriser le déplacement de l'énergie dans le milieu. Pour cela, il convient de mettre au point des modèles numériques thermo-hydrauliques en 3D à l'échelle de l'ouvrage mais également d'un quartier.

1.1.4. Conclusion

Tout d'abord, les géostructures thermiques sont des opérations d'opportunité visant à valoriser énergétiquement les fondations des bâtiments, les ouvrages de soutènement, les tunnels, etc. Tous les ouvrages enterrés sont des échangeurs thermiques potentiels. Cependant, afin de mener

à bien ces opérations, il est nécessaire de bien comprendre les tenants et les aboutissants d'une telle technologie. En effet, les ouvrages considérés sont en interaction avec le terrain et ont avant tout une fonction mécanique. Il convient de continuer à assurer la stabilité du système malgré son activation thermique. Pour cela, les aspects thermo-mécaniques sont essentiels car ils permettent d'appréhender le comportement mécanique du système sous sollicitation thermique. Cependant, ces effets sur le terrain et la structure sont désormais bien connus et maîtrisés. Les études ont montré que, dans la gamme de température considérée de +1 à +35°C, les effets mécaniques sur les propriétés du terrain sont négligeables. De plus, les variations des paramètres de dimensionnement géotechnique (*e.g.* effort, déplacement, etc.) imputés aux variations de température sont directement transposables dans les normes de dimensionnement actuelles. S'il reste encore des questionnements sur le comportement mécanique à long terme de tels ouvrages, les incertitudes imputées aux aspects mécaniques sont bien moindres que celles concernant les aspects énergétiques.

En effet, les performances énergétiques des ouvrages de type pieux énergétiques ont été étudiées sous couvert de différents modèles (modèle résistif, éléments finis, etc.). Cependant, la prise en compte de l'écoulement dans ces modèles pose encore des problèmes. Effectivement, les premiers modèles développés ne considèrent explicitement que les transferts thermiques conductifs et permettent d'étudier de manière efficace la performance d'un pieu ou d'un groupe de pieux énergétiques répondant aux besoins d'un ouvrage sus-jacent. Cependant, l'écoulement est pris en compte implicitement par la valeur de la résistivité thermique du terrain qui diminue avec l'augmentation de la vitesse de la nappe. Ces modèles mettent en évidence le rôle de l'eau dans les transferts thermiques qui est celui d'un dissipateur d'énergie. L'activation de géostructures thermiques créant une anomalie thermique, l'eau a pour rôle de dissiper cette dernière. Dans le cas où les besoins sont équilibrés, ce phénomène tend à diminuer les performances de l'ouvrage car celui-ci voit sa réserve d'énergie saisonnière dissipée à l'aval. Cependant, lorsque les besoins sont déséquilibrés, l'écoulement permet de diminuer la dérive thermique pluriannuelle. Globalement, l'écoulement est tout de même considéré comme un élément positif en améliorant les flux de chaleur entre l'ouvrage et le terrain.

Néanmoins, ces modèles ne sont pas directement applicables aux autres types de géostructures thermiques. Notamment, les parois moulées géothermiques, de par leur grande dimension, peuvent provoquer un effet barrage. C'est-à-dire que l'ouvrage rentre en interaction avec la nappe en écoulement et provoque une modification du régime hydraulique dans une certaine zone d'influence. Cela passe notamment par la création de zones d'ombres hydrauliques où l'écoulement est quasi-nul à nul et la formation de zones où la vitesse est supérieure par rapport à l'état initial. Cela implique que des portions de l'ouvrage ont tendance à dissiper de l'énergie et, d'autres, à en stocker. Par conséquent, le comportement thermo-hydraulique de chaque face de l'ouvrage est différent. Cette variation spatiale comporte le risque de dépassement des seuils de température critique dans certains volumes. En effet, si les parois sont toutes dimensionnées thermiquement de la même façon et sont activées de manière équivalente, le risque de dérive thermique apparaît de manière hétérogène à l'échelle de l'ouvrage. Cependant, ces phénomènes n'ont jamais été étudiés ensemble. Il n'existe donc aucun retour d'expérience sur le sujet. Ces

problématiques nécessitent donc des modèles 3D thermo-hydrauliques avancés et des résultats *in situ* permettant de valider les observations numériques.

Enfin, la quantification des interférences thermiques à l'échelle d'un ouvrage, d'un quartier ou d'une ville reste une problématique peu développée malgré les risques potentiels. En effet, que cela soit dans le cadre d'un ouvrage dans un contexte purement conducteur ou soumis à un écoulement, l'activation thermique de celui-ci impacte un certain volume de terrain. Si deux ouvrages sont suffisamment proches, ils peuvent rentrer en interférences et venir modifier les performances thermiques de l'un et/ou de l'autre. Cela signifie que le volume de terrain intéressé par l'ouvrage doit être étudié mais également la présence d'autres structures géothermiques. Néanmoins, cette situation n'est pas nécessairement négative et peut apporter certains bénéfices en considérant que l'anomalie voisine est une source d'énergie. Cela passe par l'optimisation du système dans son ensemble. Par exemple, certaines portions d'un ouvrage peuvent être dédiées au chauffage et une autre portion à la climatisation. De même, il n'est pas obligatoire d'activer l'intégralité d'un ouvrage.

Pour conclure, ces analyses passent par la compréhension du système dans sa globalité. C'est pourquoi, dans la section suivante, les différents circuits sont décrits.

I.2. Bilan énergétique : de l'ouvrage au terrain

Les problématiques thermiques associées aux géostructures thermiques se situent à différentes échelles de temps et d'espace. De plus, le système global (Figure I - 32) est décomposé en plusieurs circuits indépendants (Lund *et al*, 2004 ; Brandl, 2006) :

- le circuit primaire correspondant au terrain ;
- le circuit secondaire correspondant à la géostructure thermique ;
- le circuit tertiaire correspondant au système de chauffage et/ou climatisation ;
- la PACg qui fait le lien entre les circuits secondaires et tertiaires.

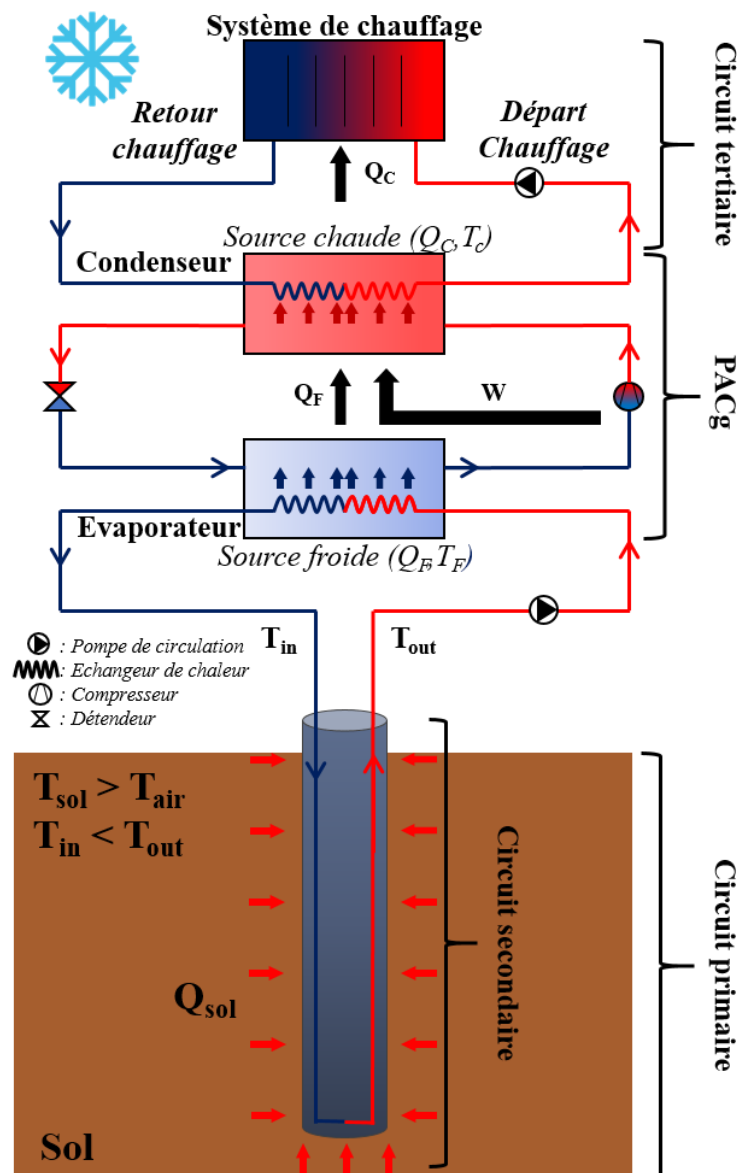


Figure I - 32 : Schéma de fonctionnement du système énergétique global d'une géostructure thermique.

Le système global élément par élément est décrit d'un point de vue énergétique dans les paragraphes suivants. Tout d'abord, le terrain en tant que réservoir d'énergie est défini (*i.e.* circuit primaire). Après avoir défini la ressource, les méthodes d'analyses utilisées pour définir

les échangeurs, ainsi que leurs limites, sont présentées (*i.e.* circuit secondaire). Enfin, le rôle de la pompe à chaleur et des besoins du bâtiment sont définis (*i.e.* circuit tertiaire).

I.2.1. Le réservoir d'énergie : le terrain

Dans le cadre de la géothermie, la ressource énergétique est présente dans le terrain dans lequel l'échangeur géothermique est installé. Celui-ci joue donc le rôle de réservoir, que le système soit ouvert ou fermé (cf. I.1.1)

Le terrain étant un milieu poreux, les transferts thermiques en son sein sont régis par des phénomènes de conduction et d'advection. Ce comportement diffère de celui de la géostructure thermique à proprement parler où les transferts thermiques sont régis par un phénomène majoritaire, respectivement la convection et la conduction pour les tubes échangeurs et les phases solides (*e.g.* le béton). De plus, il subit des sollicitations thermiques transitoires telles que les variations de température de l'air extérieur et l'injection/extraction d'énergie via les systèmes géothermiques. Son comportement complexe est défini par l'équation suivante (Eq.15) :

$$C_{g,eff} \times \frac{\partial T}{\partial t} + \text{div}(\vec{J}_{cond}) + \text{div}(\vec{J}_{adv}) - j_{int} = 0 \quad (15)$$

où $C_{g,eff}$ est la capacité thermique volumique effective du terrain ($\text{J/m}^3 \cdot \text{K}$), T la température (K), t le temps (s), \vec{J}_{cond} le flux de chaleur par conduction (W/m^2), \vec{J}_{adv} le flux de chaleur par advection (W/m^2) et j_{int} la production de chaleur interne (W/m^3).

Cette équation correspond à l'équation de conservation d'énergie du premier principe de la thermodynamique appliquée à un milieu poreux. Le premier terme décrit les phénomènes capacitifs du terrain. Sa capacité à stocker ou fournir de l'énergie sous une sollicitation thermique dépend ainsi de sa capacité thermique volumique effective (Eq.16). L'eau ayant une capacité thermique volumique approximativement 1,7 fois supérieure à celle des grains du terrain (cf. I.1.3.3), un milieu saturé a une capacité thermique volumique effective très supérieure à celle d'un terrain partiellement ou non saturé. Cela implique qu'il pourra stocker une plus grande quantité d'énergie sans atteindre de température critique.

$$C_{g,eff} = C_g + n \times S_r \times C_w \quad (16)$$

où C_g et C_w sont respectivement la capacité thermique volumique des grains et de l'eau ($\text{J/m}^3 \cdot \text{K}$), n la porosité (-) et S_r la saturation (-).

Le deuxième et le troisième terme correspondent respectivement aux contributions des flux de chaleur par conduction et par advection dans le terrain. En effet, une partie de l'énergie va transiter de grain à grain par conduction et une autre va se diffuser grâce au mouvement de l'eau à travers les pores. Cette équation permet ainsi d'analyser le rôle de l'eau dans les échanges d'énergie. De plus, la formulation différentielle à l'aide de l'opérateur divergence prend explicitement en compte le comportement 3D du terrain. En effet, les sollicitations thermiques multiples, la nature hétérogène des terrains rencontrés et la géométrie parfois complexe des géostructures thermiques impliquent de considérer les phénomènes en 3D. Une description et une analyse plus complète de ces deux termes sont effectuées dans la section suivante (cf. II.1.1).

Le quatrième terme correspond à la production d'énergie volumique interne des matériaux composant le terrain. Cette énergie provient notamment de la désintégration de radionucléides au cours du temps. Les géostructures thermiques étant essentiellement insérées dans des sols, leur production d'énergie interne est souvent considérée comme négligeable (Ruedas, 2017).

Tous les paramètres de l'équation permettent de calculer la réponse du terrain aux différentes sollicitations thermiques qu'il subit, qu'elles soient permanentes ou transitoires. Le terrain peut ainsi être divisé en trois grandes zones (Burger *et al*, 1985) :

- zone hétérotherme de 0 m à 15 m de profondeur où la température du terrain varie avec la profondeur en fonction de la fluctuation de la température de l'air extérieur et du rayonnement solaire ;
- zone neutre de 15 m à 50 m de profondeur où la température est égale à la moyenne annuelle de la température de l'air extérieur ;
- zone homotherme à partir de 50 m de profondeur où le terrain ne subit plus l'influence des variations saisonnières ou annuelles mais uniquement celle du gradient géothermique.

Ces trois zones sont dépendantes de différents types de sollicitations thermiques naturelles. Dans un premier temps, le gradient géothermique agit comme une sollicitation thermique permanente à l'échelle de la vie de l'ouvrage. Son intensité est de 60 mW/m² ou, traduit en variation de température, de 3°C/100 m de profondeur. Cependant, comme indiqué précédemment, son effet est dominant uniquement dans la zone homotherme. Or, les géostructures thermiques ont une profondeur généralement comprise entre 15 m et 60 m de profondeur. Le gradient géothermique a donc un impact limité sur les variations de température du réservoir énergétique de l'ouvrage. Dans un deuxième temps, l'air extérieur agit comme une sollicitation thermique transitoire. Sa variation peut être décrite par une sinusoïde (Eq.17).

$$T(t) = \bar{T}_{year} + A_T \times (\sin(\omega \times t)) \quad (17)$$

où $T(t)$ est la température à un instant t (°C), \bar{T}_{year} la température moyenne annuelle, A_T l'amplitude maximale annuelle (°C), ω la fréquence radiale du signal annuel (s⁻¹) et t le temps (s). Ce signal implique une variation de température du milieu en fonction de la profondeur défini par l'équation suivante (Eq.18) :

$$T(z, t) = \bar{T}_{year} + A_T \times e^{-(z/d)} \left(\sin \left(\omega \times t - \frac{z}{d} \right) \right) \quad (18)$$

où $T(z, t)$ est la température à une profondeur z à un instant t (°C), z la profondeur (m) et d la profondeur d'amortissement du signal annuel (m).

Or
$$d = \sqrt{\frac{2 \times \alpha}{\omega}} \quad (19)$$

où α est la diffusivité thermique du terrain (m²/s). Pour des paramètres standards, le signal thermique annuel lié aux variations de température de l'air extérieur pénètre jusqu'à une profondeur de 10 m à 15 m. De plus, en France métropolitaine, la température moyenne annuelle, qui correspond à la température de la zone neutre, est comprise entre 12°C et 18°C.

Cela implique que la température en France métropolitaine suit le profil suivant (Figure I - 33) pour une température moyenne de 14°C.

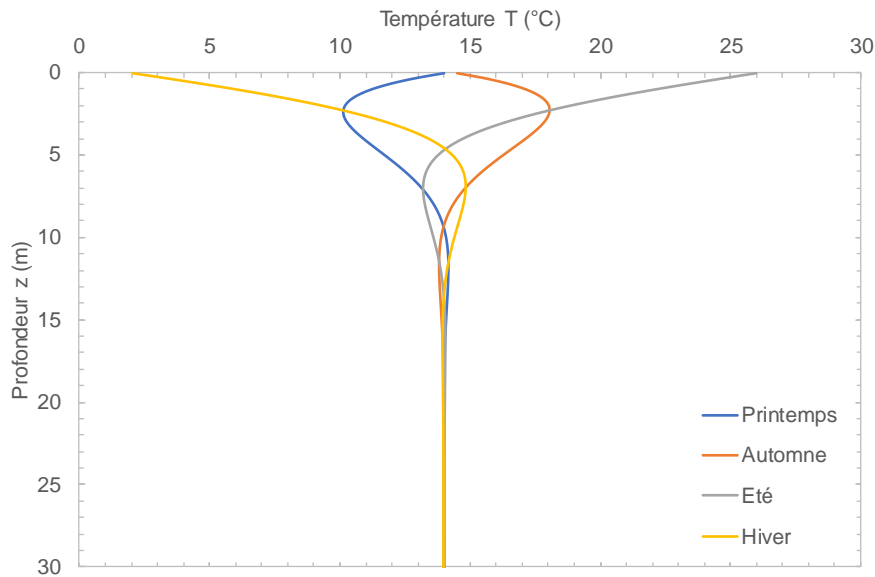


Figure I - 33 : Profils de température en fonction des saisons dans un terrain homogène et isotrope

Dans un troisième temps, les sollicitations thermiques prennent la forme de sollicitations anthropiques. Celles-ci sont, notamment, liées à l'utilisation du milieu en tant que réservoir énergétique dans le cadre de la géothermie. En effet, le chauffage et la climatisation d'un ouvrage à l'aide de systèmes géothermiques va solliciter le milieu et faire varier sa température. L'équation de la chaleur (Eq.15) prend donc directement en compte l'utilisation de géostructures thermiques dans le bilan énergétique du terrain. Elle prend également en compte tous les phénomènes de recharge thermique. Par conséquent, l'utilisation de cette équation permet d'analyser les transferts thermiques dans le milieu en prenant en compte différentes sollicitations thermiques permanentes ou transitoires tout en considérant les phénomènes de conduction et d'advection.

Afin de profiter de cette réserve d'énergie renouvelable, il est nécessaire d'intégrer des échangeurs à ce système. Dans le cadre de ce travail, ces derniers prennent la forme des géostructures thermiques.

1.2.2. La géostructure thermique

Les géostructures thermiques peuvent prendre des géométries diverses (cf. I.1.2) :

- le cylindre plein (*e.g.* pieux de fondation) ;
- le cylindre creux (*e.g.* tunnels) ;
- le plan (*e.g.* parois moulées ou radier).

Leur orientation et leur élancement est également variable en fonction des projets pour lesquels ces ouvrages sont conçus. Pour répondre à leur fonction d'échangeur thermique avec le terrain, des tubes échangeurs de chaleur sont intégrés dans leur structure. C'est dans ces tubes que circule le fluide caloporteur qui permet de transférer l'énergie du terrain vers le bâtiment par

l'intermédiaire de la Pompe à Chaleur. Par conséquent, les transferts thermiques au sein d'une géostructure thermique sont définis par différents phénomènes physiques se situant à différentes échelles de temps et d'espace. Il y a :

- le transfert thermique par convection du fluide, dont la température varie en fonction des besoins à une échelle de temps de l'ordre de la minute, au tube échangeur dont les rayons internes et externes sont de l'ordre de quelques centimètres ;
- le transfert thermique par conduction du tube échangeur au béton armé dont la durée dépend de la dimension de la structure. La géostructure thermique peut ainsi mettre plusieurs jours avant de se mettre à l'équilibre avec le fluide caloporteur (Maragna et Loveridge, 2018) ;
- le transfert par conduction et advection de la géostructure thermique au terrain qui dépend des paramètres thermo-hydrauliques de celui-ci (cf. I.1.3.3) et qui peut mettre plusieurs semaines à se mettre en place.

Ces problématiques et phénomènes très variés rendent leur mise en équation extrêmement complexe et rend pratiquement impossible la modélisation numérique 3D du système global. De plus, la multiplication des géométries possibles implique que les méthodes doivent prendre en compte les variations de dimension des ouvrages et leur interaction potentielle. En effet, les géostructures thermiques ne sont jamais des objets isolés mais fonctionnent en groupe. De même, les conditions aux limites imposées par la géométrie des ouvrages sont variables. Par exemple, dans le cas des tunnels et des soutènements en parois moulées, la partie excavée présente des propriétés thermiques différentes du terrain encaissant. Également, les phénomènes au sein du fluide caloporteur sont régis par des lois de comportement tenant compte de la variation de viscosité et de la vitesse d'écoulement. Or, ces paramètres sont difficiles à analyser en régime turbulent à l'échelle d'un tube. Leur application à l'échelle d'un ouvrage entier semble donc compromise.

L'étude des géostructures thermiques nécessite donc de poser un certain nombre d'hypothèses fortes et de découpler une partie du problème. Pour cela, des solutions analytiques ont été développées, notamment pour les ouvrages cylindriques pleins.

Les premières solutions analytiques développées sont basées sur le principe de la Source Linéaire Infinie (SLI) défini par Kelvin (Thomson *et al*, 1882). Cette méthode permet de calculer la température autour d'une source dont la longueur est infiniment supérieure au diamètre. Ce principe est initialement appliqué aux sondes géothermiques dont la géométrie respecte ce critère (Ingersoll *et al*, 1954 ; Carslaw et Jaeger, 1959 ; Eskilson, 1987 ; Hellström, 1991). D'après cette méthode, la différence de température entre le terrain non perturbé et un point à une certaine distance du centre du puits est égale à (Eq.20) :

$$\Delta T = T_s - T = \frac{Q_l}{4 \times \pi \times \lambda} \int_{\frac{r^2}{4 \times \alpha \times t}}^{\infty} \frac{e^{-\beta}}{\beta} d\beta \quad (20)$$

où T_s est la température du terrain non perturbé (K), T la température du terrain à une distance r du centre de la sonde géothermique (K), Q_l le taux de transfert de chaleur par unité de longueur de forage (W/m), λ la conductivité thermique (W/m.K), r la distance au centre de la sonde

géothermique (m), α la diffusivité thermique du terrain (m^2/s), t le temps (s) et β une variable d'intégration.

Ce modèle est purement conductif et suppose que les transferts de chaleur sont purement axiaux le long de l'échangeur. Il néglige donc les effets de l'écoulement, d'inertie thermique du système et ne prend pas en compte les variations de température en fonction de la profondeur dans le terrain. En effet, le milieu est considéré isotherme avant activation de la sonde géothermique. De plus, cette solution n'est valable que pour des durées respectant le critère suivant (Eq.21) :

$$t > 20 \times r_b^2 / \alpha \quad (21)$$

où r_b est le rayon de la sonde géothermique (m). De même, le rayon de la sonde géothermique doit respecter le critère suivant (Eq.22) :

$$r_b < \sqrt{\frac{\alpha \times t}{20}} \quad (22)$$

Une solution de Source Cylindrique Infinie (SCI) est également développée afin d'outrepasser le critère de durée de la méthode SLI et permettre l'estimation de la température radiale autour d'une sonde géothermique à puissance constante (Eq.23, 24 et 25) :

$$\Delta T = T_s - T = Q_l \frac{G(F_o, p)}{\lambda} \quad (23)$$

où $G(F_o, p)$ est la fonction de variation de température, F_o le nombre de Fourier (-) et p le rapport entre le rayon où la température est calculée r et le rayon externe du puits r_b (-).

Or

$$F_o = \frac{\alpha \times t}{r_b^2} \quad (24)$$

et

$$G(F_o, p) = \frac{1}{\pi^2} \int_0^\infty \frac{e^{-\beta^2 \times F_o} - 1}{J_1^2(\beta) + Y_1^2(\beta)} \times [J_0(p\beta) \times Y_1(\beta) - J_1(\beta) \times Y_0(p\beta)] \times \frac{d\beta}{\beta^2} \quad (25)$$

où J_0 et J_1 sont respectivement les fonctions de Bessel d'ordre 0 et 1 et Y_0 et Y_1 sont respectivement les fonctions de Neumann d'ordre 0 et 1.

Comme la SLI, cette solution néglige les effets de l'écoulement, l'inertie thermique du système et ne prend pas en compte les variations de température en fonction de la profondeur. Cependant, elle permet de couvrir tous les cas de sources cylindriques en faisant varier les paramètres F_o et p . Cette solution permet notamment d'étudier la réponse thermique de pieux énergétiques malgré leur élancement faible par rapport aux sondes géothermiques (Loveridge, 2012 ; Loveridge et Powrie, 2013). Les fonctions G sont précalculées pour différentes géométries et sont intégrées à des bases de données pour permettre des calculs semi-analytiques rapides (Figure I - 34).

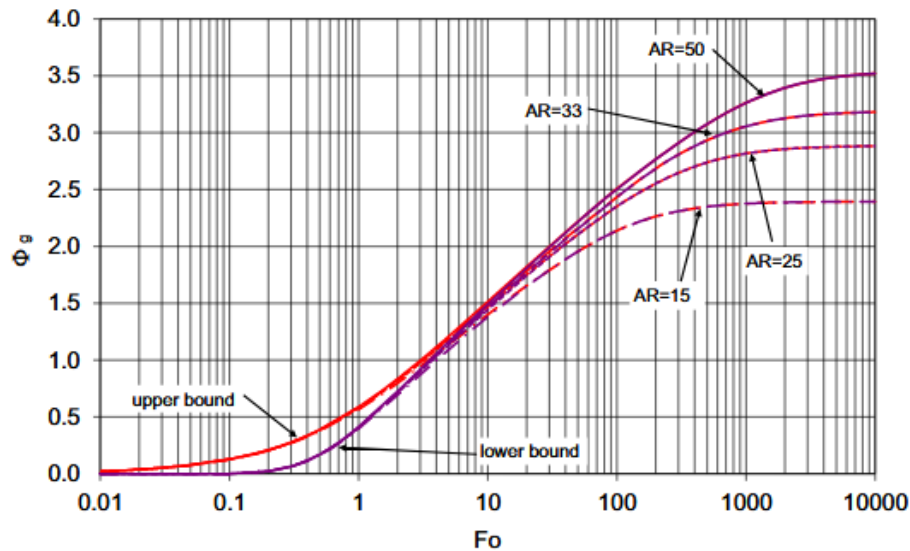


Figure I - 34 : Exemples de fonctions G pour différents élancements (AR) de deux dispositions extrêmes de tubes échangeurs dans un pieu énergétique (Loveridge et Powrie, 2013)

Il convient de noter que le nombre de Fourier F_o correspond à un temps adimensionnel et que Φ_g est défini comme étant la variation de température normalisée à l'interface entre le terrain et le pieu énergétique (Eq.26) :

$$\Phi_g = \frac{2 \times \pi \times \lambda_g}{Q_l} \times \Delta T \quad (26)$$

où Φ_g est la variation de température normalisée à une distance $r_b(-)$, λ_g la conductivité thermique du terrain (W/m.K) et ΔT la variation de température (K).

Cette figure montre que les réponses pour les deux dispositions de tubes échangeurs convergent assez rapidement. De plus, les variations de températures normalisées pour les quatre élancements commencent à diverger pour des nombres de Fourier de l'ordre de 10. Cela implique que pour des temps longs, la géométrie du pieu énergétique a un impact fort, notamment à cause des variations de températures axiales.

Grâce au principe de superposition spatiale et au principe de superposition temporel (Eskilson, 1987), ces solutions permettent de prendre en compte une puissance variable au cours du temps mais également de considérer la réponse d'un champ de sondes géothermiques ou de pieux géothermiques. De plus, pour prendre en compte les effets inertiels visibles aux temps très courts, des solutions plus complexes ont été mises en place (Yavuzturk, 1999 ; Yavuzturk et Spitler, 1999 ; Lamarche et Beauchamp, 2007a ; Maragna et Loveridge, 2018).

De plus, les fonctions G permettent de calculer les variations de température du fluide caloporteur en fonction de la puissance appliquée (Eq.27). Cette solution considère la réponse thermique du tube échangeur (Eq.28), du béton (Eq.29) et du terrain.

$$\Delta T_f = (Q_l \times R_p) + (Q_l \times R_c \times G_c) + \left(\frac{Q_l}{2 \times \pi \times \lambda_g} \times G_g \right) \quad (27)$$

où ΔT_f est la variation de température du fluide caloporteur (K), R_p la résistance thermique du tube échangeur (m.K/W), R_c la résistance thermique du béton (m.K/W), G_c la fonction G de

réponse thermique du béton en régime transitoire et G_g la fonction G de réponse thermique du terrain en régime transitoire.

$$\text{Or} \quad R_p = R_{p,conv} + R_{p,cond} = \frac{1}{2 \times n_p \times \pi \times r_i \times h_{conv}} + \frac{\ln(r_o/r_i)}{2 \times n_p \times \pi \times \lambda_p} \quad (28)$$

où $R_{p,conv}$ est la résistance thermique par convection du tube échangeur (m.K/W), $R_{p,cond}$ est la résistance thermique par conduction du tube échangeur (m.K/W), n_p le nombre de tubes échangeurs (-), r_i le rayon intérieur du tube échangeur (m), r_o le rayon extérieur du tube échangeur (m), h_{conv} le coefficient d'échange thermique par convection (W/m².K) et λ_p la conductivité thermique du matériau du tube échangeur (W/m.K).

$$\text{et} \quad R_c = \frac{\overline{T_p} - \overline{T_b}}{Q_l} \quad (29)$$

où $\overline{T_p}$ et $\overline{T_b}$ sont respectivement les températures moyennes au tube échangeur de chaleur et à l'interface entre le béton et le terrain (K).

Les fonctions G du béton et du terrain sont déterminées à l'aide des méthodes décrites précédemment (Eq.25). De plus, les autres paramètres sont tous dépendants des matériaux et de la géométrie utilisés pour réaliser l'ouvrage sauf le coefficient d'échange thermique par convection (McAdams, 1942 ; Bennett et Myers, 1982) qui dépend du régime hydraulique dans le tube échangeur (Eq.30) :

$$h_{conv} = \frac{Nu \times \lambda_f}{2 \times r_i} \quad (30)$$

où Nu est le nombre de Nusselt (-) et λ_f la conductivité thermique du fluide caloporteur (W/m.K). La formulation du nombre de Nusselt dépend du régime hydraulique du fluide caloporteur. Ainsi, en régime laminaire, le nombre de Nusselt est défini par la corrélation de Sieder et Tate (Eq.31) ou par l'Equation (32) (Mills, 1998) selon la longueur des tubes.

$$\left\{ \begin{array}{l} Nu = 1,86 \times Re^{1/3} \times Pr^{1/3} \times \left(\frac{\emptyset}{L}\right)^{1/3} \times \left(\frac{\mu_b}{\mu_w}\right)^{0,14} \quad \text{Tubes courts} \quad (31) \\ Nu = 3,66 + \frac{0,065 \times Re \times Pr \times \frac{\emptyset}{L}}{1 + 0,04 \times \left(Re \times Pr \times \frac{\emptyset}{L}\right)^{2/3}} \quad \text{Tubes longs} \quad (32) \end{array} \right.$$

où Re est le nombre de Reynolds (-), Pr est le nombre de Prandtl (-), \emptyset le diamètre des tubes échangeurs (m), L la longueur des tubes échangeurs (m), μ_b la viscosité dynamique du fluide caloporteur au centre du tube (Pa.s) et μ_w la viscosité dynamique du fluide caloporteur à la paroi du tube (Pa.s).

$$\text{Or} \quad Re = \frac{2 \times r_i \times v_f \times \rho_f}{\mu_f} \quad (33)$$

où v_f est la vitesse de circulation du fluide caloporteur (m/s), ρ_f la masse volumique du fluide caloporteur (kg/m³) et μ_f la viscosité dynamique du fluide caloporteur (Pa.s).

$$\text{et} \quad Pr = \frac{\mu_f \times C_f}{\lambda_f} \quad (34)$$

De plus, en régime turbulent, le nombre de Nusselt est défini par les corrélations de Dittus-Boelter (Eq.35), Colburn (Eq.36) (Colburn, 1933) et Gnielinski (Eq. 37) (Gnielinski, 1976).

$$Nu = 0,023 \times Re^{0,8} \times Pr^n \quad (35)$$

$$Nu = \frac{f}{2} \times Re \times Pr^{1/3} \quad (36)$$

$$Nu = \frac{(f/2) \times (Re-1000) \times Pr}{1+12,7 \times (Pr^{2/3}-1) \times \sqrt{f/2}} \quad (37)$$

où n est égal à 0,3 en mode chauffage et 0,4 en mode climatisation et f est le facteur de friction entre le fluide caloporteur et le tube échangeur (-). Dans le cas d'un tube lisse, ce dernier est égal à (Eq.38) :

$$f = 0,046 \times Re^{-0,2} \quad (38)$$

Ces trois corrélations sont valides sous certaines conditions synthétisées dans le Tableau I - 3.

Tableau I - 3 : Conditions d'utilisation des corrélations pour la détermination du nombre de Nusselt

Corrélation	Re	Pr	L/D	Autres
Dittus-Boelter	$> 1.10^4$	$0,7 < Pr < 160$	> 10	Tube lisse Variation de température faible au sein du fluide
Colburn	$1.10^4 < Re < 1,2.10^5$	$0,7 < Pr < 100$	60	Viscosité considérée à la température du film
Gnielinski	$3000 < Re < 5.10^6$	$0,5 < Pr < 2000$	-	-

En effet, la corrélation de Dittus-Boelter est valable pour des variations de température relativement faibles afin de ne pas avoir de différences de viscosité du fluide caloporteur au sein du tube. De plus, la corrélation de Colburn considère la viscosité du fluide à la température du film, c'est-à-dire à l'interface entre le fluide caloporteur et le tube échangeur. Cela nécessite le recours à un calcul itératif. Enfin, la relation de Gnielinski permet de prendre en compte des tubes rugueux et la variation de viscosité du fluide. Elle couvre donc un champ plus large d'applications mais nécessite plus de paramètres. Également, les trois corrélations requièrent un régime turbulent bien établi. Cependant, dans le cas qui nous intéresse où les variations de température sont faibles et dont les tubes sont lisses, les trois corrélations donnent des résultats équivalents.

Pour des échanges thermiques performants (*i.e.* un coefficient d'échange thermique par convection élevé), il est conseillé de se trouver un régime turbulent (Brandl, 2006).

Les solutions développées précédemment permettent donc de tenir compte des échanges thermiques en régime permanent ou transitoire et de calculer les températures du fluide caloporteur et du terrain. Cependant, elles nécessitent de précalculer un certain nombre de fonctions G afin de répondre aux différents cas que représentent les différentes géométries des ouvrages. De plus, ces solutions sont limitées à l'étude d'ouvrages circulaires pleins de longueur suffisamment importante afin de limiter les effets de la variation de température de l'air extérieur. Elles considèrent également que les transferts thermiques au sein de l'ouvrage sont établis en régime permanent. Cependant, étant donné l'inertie des pieux énergétiques, cette hypothèse rend difficile leur application pour des ouvrages circulaires pleins dont le rapport

longueur sur diamètre est faible (Loveridge et Powrie, 2013). De même, les solutions SLI et SCI ne sont plus valables quand le critère suivant est atteint (Eq.39) :

$$F_o > 10^4 \quad (39)$$

Cela correspond à une durée inférieure à un an pour des paramètres standards. Or, les durées d'opération des ouvrages géothermiques sont de l'ordre d'au moins vingt à trente ans. C'est pourquoi un modèle de Source Linéaire Finie (SLF) a été mis au point (Zeng *et al*, 2002 ; Lamarche et Beauchamp, 2007b ; Marcotte *et al*, 2010). Il s'agit d'une solution dérivée de la SLI valable dans un milieu semi-infini sans critère de durée maximum. De plus, il permet de prendre en compte des puissances variables dans le temps grâce au principe de superposition temporel. Une des hypothèses fortes correspond à une variation de température en surface au cours du temps nulle. Pour respecter ce critère, une source miroir symétrique à la SLF est appliquée au modèle théorique (Figure I - 35). La puissance appliquée à cette image est la stricte opposée de la SLF.

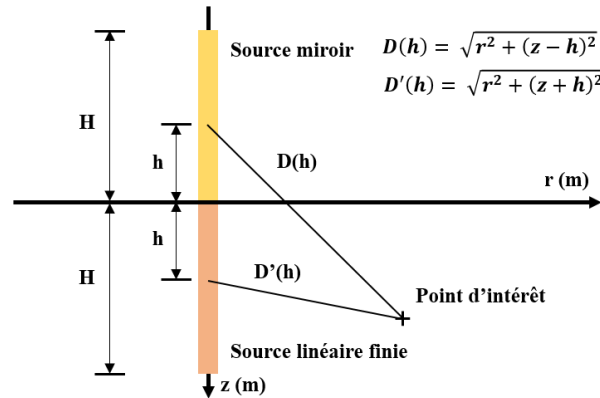


Figure I - 35 : Schéma de la solution SLF

Pour cette solution, la variation de température à une certaine distance de la sonde géothermique devient (Eq.40) :

$$\Delta T(r, t, z) = \frac{Q_l}{4 \times \pi \times \lambda} \int_0^H \left(\frac{\operatorname{erfc}\left(\frac{\sqrt{r^2 + (z-h)^2}}{2\sqrt{\alpha t}}\right)}{\sqrt{r^2 + (z-h)^2}} - \frac{\operatorname{erfc}\left(\frac{\sqrt{r^2 + (z+h)^2}}{2\sqrt{\alpha t}}\right)}{\sqrt{r^2 + (z+h)^2}} \right) dh \quad (40)$$

où H est la profondeur de la sonde géothermique (m), erfc la fonction erreur, h la variable d'intégration (m) et z la profondeur du point considéré (m).

D'autres modèles résistifs ont également été mis au point afin de calculer les performances thermiques de pieux énergétiques en régime permanent (Hellström, 1991 ; Fromentin et Pahud, 1997 ; Pahud *et al*, 1999). Ces modèles permettent de calculer la puissance thermique d'injection/extraction des pieux énergétiques (Eq.41) et la capacité de stockage d'énergie dans le terrain en fonction, entre autres, de la géométrie du pieu ou du groupe de pieux, du nombre et de la dimension des tubes échangeurs et des propriétés thermiques du système.

$$P = UA \times (\bar{T}_f - \bar{T}_m) \quad (41)$$

où P est la puissance d'injection/extraction du pieu ou du groupe de pieux énergétiques (W), UA la capacité de transfert thermique du pieu ou du groupe de pieux énergétiques (W/K), \bar{T}_f la

température moyenne du fluide caloporteur (K) et \overline{T}_m la température moyenne du terrain dans la zone perturbée par les transferts thermiques (K).

$$\text{Or} \quad UA = \frac{n_{\text{pieux}} \times H_a}{R_{fs}} \quad (42)$$

où n_{pieux} est le nombre de pieux énergétiques (-), H_a la longueur active d'un pieu énergétique (m) et R_{fs} la résistance thermique du pieu énergétique et du terrain en flux stationnaire (K.m/W). Cette dernière est définie par l'équation suivante (Eq.43) :

$$R_{fs} = \frac{1}{2 \times \pi \times \lambda_g} \left(\left(\frac{r_1^2}{r_1^2 - r_b^2} \right)^2 \times \ln \frac{r_1}{r_b} - \frac{3}{4} - \frac{r_b^2}{2(r_1^2 - r_b^2)} \right) + R_b \quad (43)$$

Où r_1 est le rayon du volume de terrain associé à un pieu énergétique (m), r_b le rayon du pieu énergétique (m) et R_b la résistance thermique d'un pieu énergétique (K.m/W).

$$\text{Or} \quad r_1 = \frac{B}{\sqrt{\pi}} \quad (44)$$

où B est l'espacement moyen entre les pieux énergétiques (m).

Ces équations permettent ainsi de quantifier le potentiel géothermique de pieux énergétiques en régime stationnaire. Ce potentiel est à mettre en relation avec la capacité de stockage du terrain qui permet de quantifier la quantité d'énergie que celui-ci est capable de fournir par abaissement ou augmentation de sa température moyenne (Eq.45) :

$$C = C_g H S_g \quad (45)$$

où C est la capacité de stockage du terrain (J/K), C_g la capacité thermique volumique du terrain (J/m³.K), H est la profondeur du pieu géothermique (m) et S_g la surface horizontale de terrain perturbée par les pieux énergétiques (m²). L'énergie extraite/injectée par les pieux énergétiques est alors (Eq.46) :

$$Q_{\text{pieux}} = C \Delta \overline{T}_m \quad (46)$$

où Q_{pieux} est l'énergie extraite/injectée par les pieux énergétiques (J) et $\Delta \overline{T}_m$ la variation de température moyenne du terrain dans la zone perturbée par les pieux énergétiques (K).

A l'aide des modèles présentés précédemment, il est possible d'estimer le potentiel géothermique et la réponse thermique d'ouvrages circulaires pleins relativement longs. Dans le cadre des géostructures thermiques, cela ne représente potentiellement que les pieux énergétiques. Cependant, l'étude des transferts thermiques au sein de ces derniers à l'aide de ces modèles n'est pas directe. En effet, leur élancement étant bien plus faible que celui d'une sonde géothermique, les pieux énergétiques sont plus sensibles à la variation de température de l'air extérieur. De plus, l'épaisseur de béton rend leur inertie non négligeable. De même, ces modèles ne prennent pas en compte de manière directe les effets de l'écoulement d'une nappe dans les phénomènes de transfert thermique.

Maintenant que le sujet des géostructures cylindriques pleines est traité, il reste à considérer les géométries plus complexes et notamment les ouvrages plans (*e.g.* parois moulées) et cylindriques creux (*e.g.* tunnels). Les méthodes de source linéaires finis ou infinies ne sont pas applicables directement à ces ouvrages car la présence de la zone excavée implique des

conditions aux limites variables dans le modèle. En effet, la présence d'une interface en contact avec l'air intérieur rend complexe la formulation analytique du tube échangeur car il n'y a pas de symétrie de part et d'autre de ce dernier. Des études récentes (Bourne-Webb *et al.*, 2016 ; Sterpi *et al.*, 2018) ont montré qu'à long terme, la température de la zone excavée est un des paramètres les plus dimensionnant du système car elle régule la température des éléments en béton. De plus, les paramètres thermiques de l'air étant bien plus faibles que ceux du terrain, les échanges sont moins performants côté excavation. De même, dans le cas des parois moulées, cela implique que les fiches, dont le terrain est présent de part et d'autre, ont un comportement thermique différent de la partie supérieure excavée. Par conséquent, en plus du gradient de température vertical du fluide caloporteur lié à son cheminement naturel, il existe un gradient thermique vertical lié à la différence de milieu de part et d'autre de l'ouvrage verticalement. Ce gradient, qui a été mesuré sur un ouvrage instrumenté, est conséquent et peut atteindre plusieurs degrés Celsius sur quelques mètres. Il dépend notamment des variations de température de l'air extérieur et de la profondeur de l'ouvrage (cf. I.2.1).

Les relations analytiques étant trop complexes à développer, la solution numérique semble la plus adaptée. Cette approche permet, de la même manière que pour les fonctions G, d'étudier de nombreux cas afin de réaliser des abaques pour la conception des futurs ouvrages. C'est ce qui a été partiellement réalisé pour les tunnels (Di Donna et Barla, 2016) avec la prise en compte de la variation de la vitesse d'écoulement, de la conductivité thermique et de la température initiale du milieu. Cependant, ces modèles numériques ne considèrent pas toute la dimension 3D du système et notamment l'effet barrage de l'ouvrage qui génère des hétérogénéités du champ de vitesse de Darcy (cf. I.1.3.3). Or, comme indiqué précédemment (cf. I.2.1), la vitesse d'écoulement est un paramètre du bilan énergétique dans le terrain. Si pour les tunnels, grâce à leur profil hydrodynamique et leur dimension réduite, cette problématique est parfois secondaire, ce n'est pas nécessairement le cas pour les ouvrages en parois moulées de grande dimension tels que les stations de métro. Il faut donc développer une méthode qui prenne en compte les effets 3D thermo-hydrauliques pour ce type d'ouvrage. Une proposition de méthode numérique est présentée dans le chapitre II afin de répondre à ces problématiques (cf. II.1).

Selon le projet considéré, l'utilisation d'une de ces méthodes ou leur combinaison permet de définir la géostructure thermique en tant qu'échangeur de chaleur. C'est-à-dire de quantifier la quantité d'énergie que le terrain est susceptible de fournir et/ou de recevoir par l'intermédiaire d'une ou plusieurs géostructures thermiques.

Maintenant que le réservoir et l'échangeur thermique sont définis, il faut désormais analyser les processus qui permettent de lier les circuits primaires et secondaires au circuit tertiaire (cf. I.2). Pour cela, il est nécessaire de comprendre le fonctionnement de la Pompe à Chaleur.

I.2.3. Rôle et fonctionnement de la Pompe à Chaleur

Comme indiqué précédemment (cf. I.2.2), la PACg permet de faire le lien entre les circuits secondaires et tertiaires, *i.e.* entre la source et le besoin. Il s'agit d'un système thermodynamique permettant le transfert de calories d'une source froide à une source chaude grâce à des échangeurs thermiques et un fluide frigorigène (Figure I - 36).

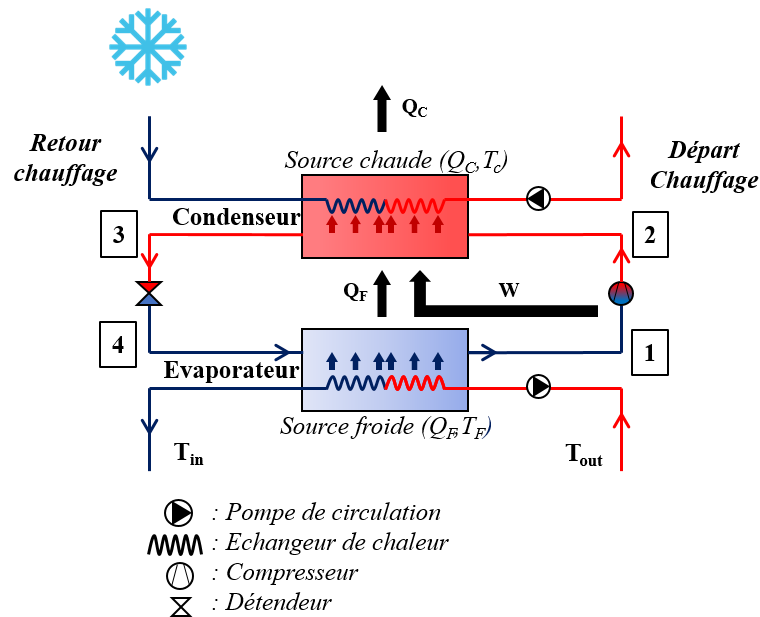


Figure I - 36 : Schéma de fonctionnement d'une Pompe à Chaleur

En hiver, les besoins en chauffage nécessitent de prélever de l'énergie de la source froide, *i.e.* le terrain, pour la transférer à la source chaude, *i.e.* le bâtiment. Pour cela, le fluide frigorigère circulant entre le condenseur et l'évaporateur va suivre un cycle thermodynamique représenté ici dans un diagramme de Mollier (Figure I - 37). Chaque fluide frigorigère possède son propre diagramme de Mollier qui dépend de ses propriétés thermodynamiques.

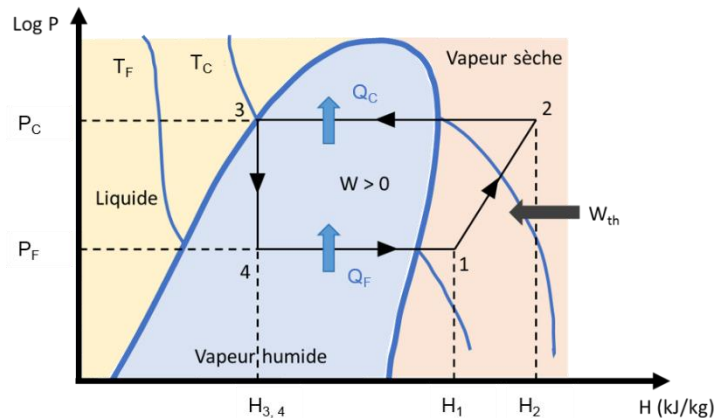


Figure I - 37 : Exemple d'un diagramme de Mollier d'un fluide frigorigère d'une PACg à compression (BRGM, 2008)

Le cycle est le suivant :

- [4 – 1] : la source froide est à une température T_F supérieure à la température de l'air et fournit une énergie Q_F ($Q_F = H_4 - H_1$) au fluide frigorigère se situant à l'évaporateur. Le fluide frigorigère voit son niveau d'énergie augmenter ($H_4 \rightarrow H_1$) et passe d'un état vapeur humide à un état vapeur sèche ;
- [1 – 2] : le fluide frigorigère passe à travers le compresseur afin de le faire monter en pression ($P_F \rightarrow P_C$). Le travail du compresseur apporte de l'énergie thermique

supplémentaire W et fait augmenter le niveau d'énergie du fluide frigorigène ($H_1 \rightarrow H_2$);

- [1 – 3] : le fluide frigorigène traverse le condenseur et fournit une énergie Q_C ($Q_C = Q_F + W$) au fluide caloporteur du système de chauffage qui est à une température T_C . Il passe ainsi d'un état vapeur sèche à un état liquide. Son niveau d'énergie diminue ($H_2 \rightarrow H_3$);
- [3 – 4] : le fluide frigorigène traverse le détendeur afin de faire diminuer sa pression ($P_C \rightarrow P_F$) pour pouvoir recommencer un nouveau cycle.

Les besoins du bâtiment en chauffage correspondent donc au Q_C . De même, en été, la source froide est le bâtiment et la source chaude le terrain. De plus, le cycle présenté correspond à un cycle théorique, dit de Carnot (Carnot, 1824), sans perte. Ainsi, le premier principe de la thermodynamique est respecté à chaque étape. En effet, dans un système incompressible et fermé, il s'écrit de la manière suivante (Eq.47) :

$$dU = \partial Q + \partial W_u \quad (47)$$

où U est l'énergie interne du système (J), Q la chaleur (J) et W_u le travail utile, c'est-à-dire non mécanique (J). De plus, la variation d'énergie interne entre deux points est définie comme (Eq.48) :

$$dU_{i,j} = H_j - H_i \quad (48)$$

où H est l'enthalpie aux points j et i (J).

Les performances de la PACg sont définies selon un paramètre appelé Coefficient de performance (COP). Il correspond au rapport entre l'énergie transmise à la source chaude et l'énergie électrique consommée au compresseur (Eq.49).

$$COP = \frac{Q_i}{W} \quad (49)$$

où COP est le coefficient de performance de la PACg (-), Q_i est l'énergie transmise à la source chaude (J) avec $i = C$ en mode chauffage et $i = F$ en mode climatisation et W l'énergie dépensée au compresseur (J). Le système étant réversible, en application du deuxième principe de la thermodynamique, le COP est défini comme (Eq.50) :

$$COP = \frac{T_C}{T_C - T_F} \quad (50)$$

où T_C est la température de la source chaude (K) et T_F la température de la source froide (K). De même, dans le diagramme de Mollier, il est défini comme (Eq.51) :

$$COP = \frac{H_3 - H_2}{H_2 - H_1} \quad (51)$$

Cet indicateur permet de calculer rapidement les performances de la PACg mais il ne prend pas en compte les sources consommatrices d'énergie autre que le compresseur (Brandl, 2006). C'est pourquoi le facteur de performance saisonnier a été défini (Eq.52) :

$$SPF = \frac{Q_{out}}{Q_{in}} \quad (52)$$

où SPF est le facteur de performance saisonnier (-), Q_{out} l'énergie récupérée pour une saison (J) et Q_{in} l'énergie dépensée pour faire fonctionner tout le système pour une saison (J). Il permet ainsi de prendre en compte les pompes de circulation ou les éventuelles sources de chaleur supplémentaires du système.

Il convient de noter que l'énergie échangée entre le fluide caloporteur et l'ouvrage géothermique est définie par la relation suivante (Eq.53) :

$$Q_{geo} = \dot{m} \times C_f \times (T_{in} - T_{out}) \quad (53)$$

où Q_{geo} est la puissance échangée (W), \dot{m} le débit massique du fluide caloporteur (kg/s), C_f la capacité thermique massique du fluide caloporteur (J/kg.K), T_{in} la température d'entrée dans l'ouvrage géothermique (K) et T_{out} la température de sortie de l'ouvrage géothermique (K). Les paramètres \dot{m} et C_v sont intrinsèques au système, T_{in} est imposée par la PACg en fonction des besoins du bâtiment et T_{out} est le résultat des échanges entre le fluide caloporteur et l'ouvrage géothermique pendant sa circulation à travers le réseau de tubes échangeurs. Plus la différence de température entre l'entrée et la sortie de l'échangeur est importante, plus la puissance thermique à l'échangeur est élevée.

Le COP et le SPF ont été utilisés comme indicateurs afin de tester l'influence de différents paramètres sur les performances de la PACg couplés à des pieux énergétiques ou à des sondes géothermiques (Leong *et al*, 1998 ; Pahud et Lachal, 2004 ; Wood *et al*, 2009 ; Michopoulos et Kyriakis, 2010 ; Kharseh *et al*, 2015, Marmaras *et al*, 2016). En effet, des facteurs tels que les températures au condenseur et à l'évaporateur ont été analysés (Figure I - 38), tout comme l'influence de la température du terrain, de la longueur des échangeurs (Figure I - 39 et Figure I - 40) et des paramètres thermo-hydrauliques du terrain (Figure I - 39 et Figure I - 41).

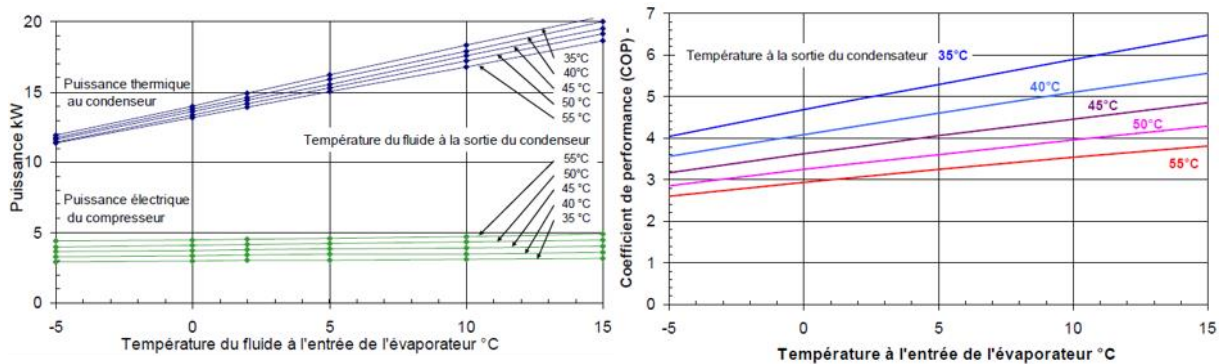


Figure I - 38 : Influence de la température du fluide à l'évaporateur et au condenseur sur les performances d'une PACg (Pahud et Lachal, 2004)

Globalement, plus la différence de température entre l'entrée à l'évaporateur et la sortie au condenseur est importante, moins la PACg est performante. En effet, le compresseur devra fonctionner de manière plus importante pour un gain de puissance global moindre.

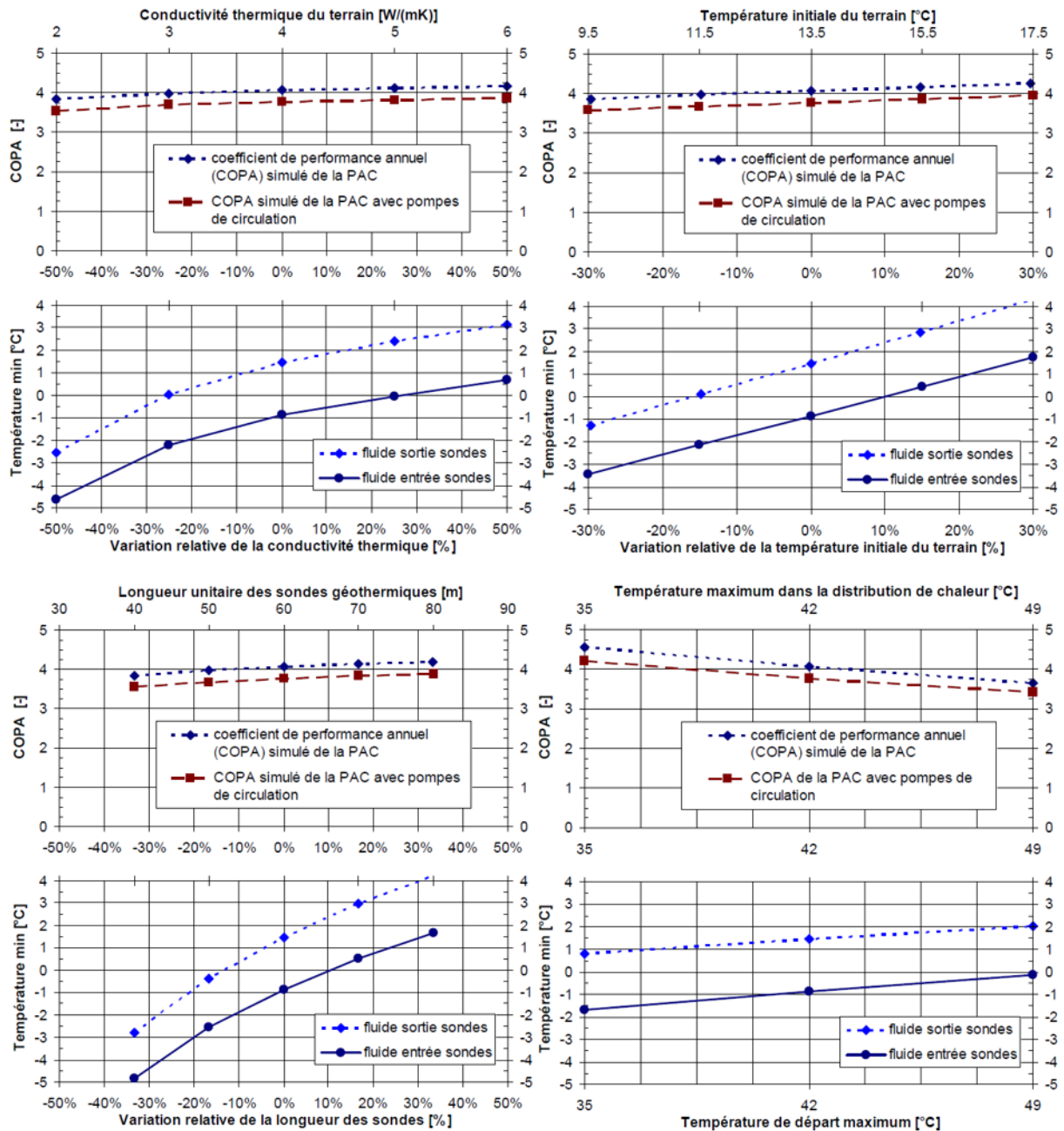


Figure I - 39 : Influence de la température du terrain, de la température dans le circuit de distribution, de la longueur des sondes et de la conductivité thermique sur les performances d'une PACg (Pahud et Lachal, 2004)³

De plus, la température initiale du terrain, la conductivité thermique et la longueur unitaire des sondes géothermiques ont un impact négligeable sur le COP mais influencent grandement la température du fluide dans les sondes géothermiques. Plus ces paramètres sont élevés, plus la température du fluide est élevée, impliquant des échanges plus performants avec le terrain. Contrairement aux paramètres cités précédemment, la température dans la distribution de chaleur a un impact limité sur la température du fluide dans les sondes mais a un impact sensible sur le COP de la PACg.

³ Dans ces simulations, le COPA avec pompe de circulation est équivalent au SPF.

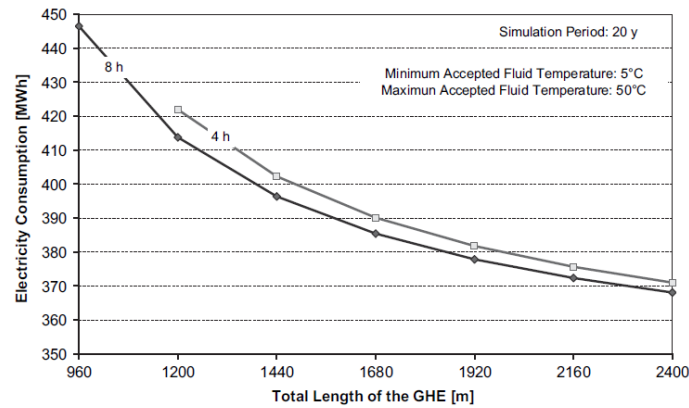


Figure I - 40 : Simulation de l'influence de la longueur totale des sondes géothermiques sur la consommation électrique du système à deux pas de temps différents (Michopoulos et Kyriakis, 2010)

De même, la longueur totale des échangeurs a un impact sur la consommation électrique globale du système. Plus il y a d'échangeurs en série, moins la consommation électrique globale est importante, augmentant ainsi le COP et le SPF.

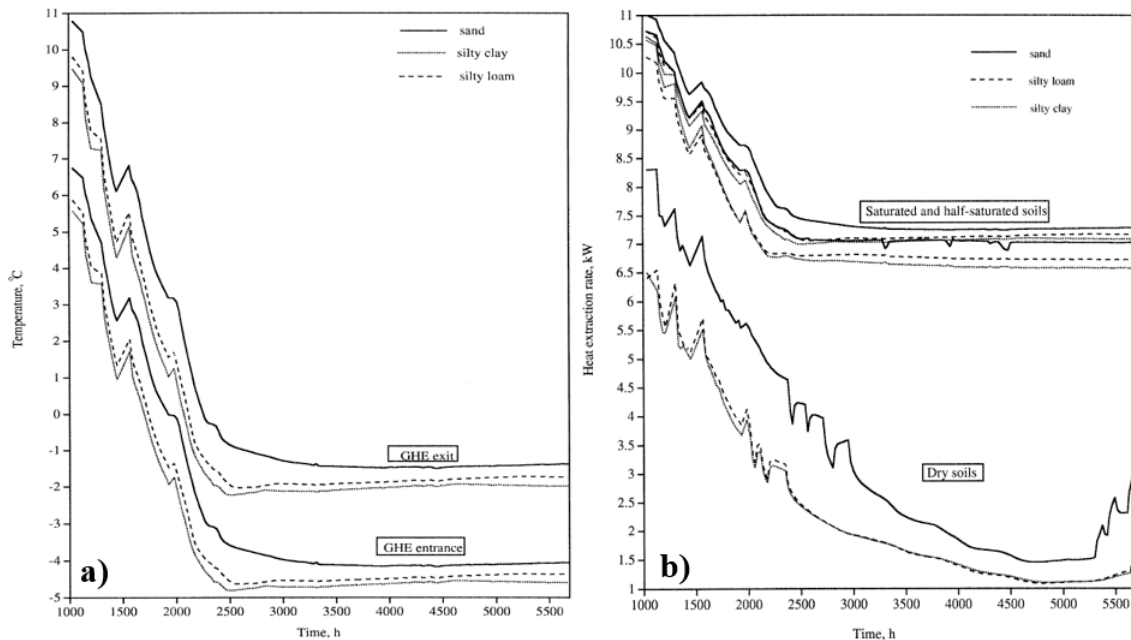


Figure I - 41 : Influence de la stratigraphie et de la saturation sur les performances thermiques d'une PACg (Leong et al, 1998)

De plus, la stratigraphie a un rôle non négligeable dans les performances de la PACg. En effet, les formations sableuses affichent de meilleures performances énergétiques que les formations argileuses. De même, les matériaux saturés sont plus performants que les matériaux secs. Cependant, les matériaux saturés à 50 % présentent pratiquement les mêmes résultats que les matériaux entièrement saturés.

Ces éléments permettent également de préciser que les géostructures thermiques sont plus adaptées aux systèmes de chauffage et de climatisation basse température (e.g. plancher chauffant). En effet, les performances des PACg se dégradent pour des températures supérieures à 30-35 °C. Cela rend également leur utilisation pour la production d'ECS non optimale, cette dernière ayant une température de distribution d'au moins 50 °C.

Par conséquent, les paramètres clés pour des échanges thermiques performants ne reposent pas sur la PACg en elle-même mais sur les conditions de site et l'adéquation du système dans son ensemble. Il est important de noter que la PACg n'a pour objectif que de répondre aux besoins du bâtiment. Si le réservoir ne fournit pas suffisamment d'énergie, c'est le compresseur qui va prendre le relai en consommant de l'énergie électrique. Cela a pour conséquence de diminuer les performances de la PACg mais le besoin reste assuré tant que le fluide caloporteur reste dans une gamme de température acceptable. L'objectif est donc de savoir si, en répondant aux besoins du bâtiment, la température dans le système n'atteint pas un seuil critique.

Il est donc nécessaire de bien connaître les paramètres thermo-hydrauliques du terrain (cf. I.2.1), les performances de l'échangeur thermique utilisé (cf. I.2.2) mais également de définir précisément les besoins en énergie de l'ouvrage. Ces derniers sont détaillés dans le paragraphe suivant (cf. I.2.4).

I.2.4. Définition du besoin énergétique

Les besoins en chauffage et en climatisation d'un bâtiment sont relatifs à sa fonction (*e.g.* résidentiel ou tertiaire), à sa position géographique (*e.g.* climat tempéré ou désert) et à ses performances énergétiques (*e.g.* BBC RT2012⁴). Ainsi, selon les cas, le bâtiment pourra avoir des besoins équilibrés, partiellement déséquilibrés ou complètement déséquilibrés avec des amplitudes variables (Kavanaugh et Rafferty, 1997 ; ASHRAE, 2009 ; Michopoulos *et al*, 2011, Kharseh *et al*, 2015). Ce sont ces besoins qui sont le moteur des échanges thermiques avec le terrain. Ils décrivent une chronique de puissance.

Ils sont généralement déterminés à des pas de temps horaires lors de Simulations Thermiques Dynamiques (STD) en suivant différentes prescriptions et notamment celles définies par l'ASHRAE (2012). Ces simulations permettent de définir les pics de puissance en chauffage et/ou en climatisation mais également l'énergie globale nécessaire pour subvenir aux besoins. Ces valeurs permettent de dimensionner la PACg. En effet, soit celle-ci est dimensionnée pour subvenir à 100 % des besoins (*i.e.* système monovalent), soit celle-ci est couplée à des systèmes auxiliaires pour prendre le relai en cas de pic de besoin trop important (*i.e.* système bivalent). Dans le cas des géostructures thermiques, les puissances dégagées sont rarement suffisantes pour subvenir à l'intégralité des besoins. Ces systèmes sont donc généralement bivalents (Pahud et Lachal, 2004, SIA, 2005).

La figure suivante montre un exemple de chronique de puissance annuelle théorique définie au pas de temps horaire d'un immeuble d'habitation récent en France de Surface Hors-Œuvre Nette (SHON) de 2000 m² (Figure I - 42). Les besoins ainsi définis permettent de mettre en évidence les périodes de pics de demande en chauffage ou en climatisation mais également l'étalement de ces périodes. En effet, une demande d'énergie importante sur un temps très court ne sollicitera pas le système de la même façon que sur un temps très long. De même, les périodes de repos comme la nuit ou le week-end pour les bâtiments tertiaires permettent au système de se régénérer partiellement (cf. I.1.3.3). La réponse du système et, par conséquent, du terrain qui sert de réservoir d'énergie est très dépendante de ces éléments.

⁴ Bâtiment Basse Consommation Réglementation Thermique 2012 défini selon l'arrêté du 26 octobre 2010.

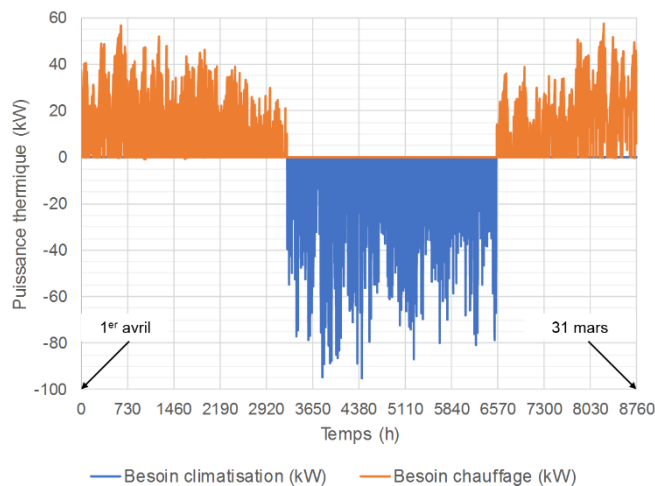


Figure I - 42 : Chronique de puissance annuelle au pas de temps horaire d'un immeuble d'habitation en France de SHON égale à 2000 m²

Lors du dimensionnement des PACg, l'hypothèse souvent utilisée est de considérer un besoin constant année après année. Cela implique que la chronique de puissance définie précédemment est répétée sur plusieurs cycles. Dans certains cas, il faut cependant prendre en compte son évolution au cours du temps, notamment celle liée au réchauffement climatique (Figure I - 43). Dans ce contexte, les besoins en climatisation augmentent de manière considérable, contrairement aux besoins en chauffage qui diminuent de manière modérée.

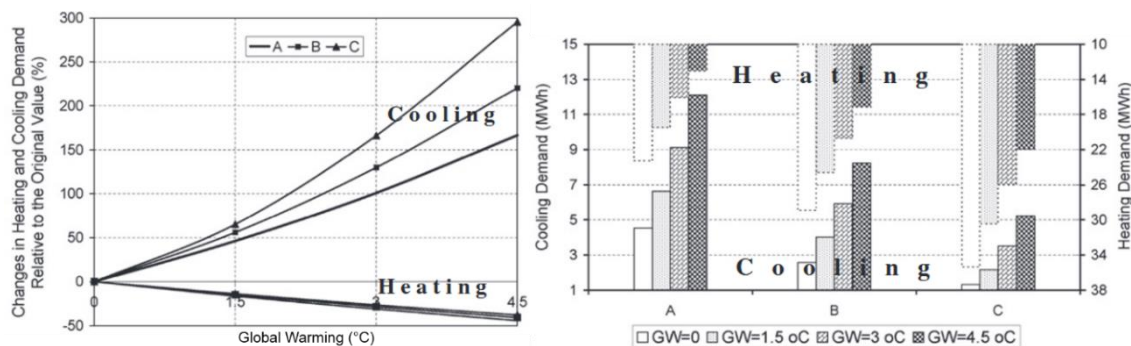


Figure I - 43 : Influence du réchauffement climatique sur les besoins en chauffage et en climatisation d'un ouvrage : cas A de bonne qualité énergétique, cas B de qualité énergétique moyenne et cas C de mauvaise qualité énergétique (Kharseh et Altorkmany, 2012)

Le réchauffement climatique produit également des contrastes de température plus importants tout en réduisant potentiellement les intersaisons. En plus de modifier le besoin initial, ce phénomène implique une augmentation de la température moyenne du terrain et une diminution des périodes de recharge thermique naturelle.

Cette chronique de puissance correspond à la sollicitation thermique que va appliquer l'ouvrage au terrain par l'intermédiaire de la PACg. Plus les besoins sont importants, plus la variation de température du système l'est également. Cela signifie, comme discuté précédemment (cf. I.1.3.3), que si les besoins sont déséquilibrés ou que des interférences sont présentes, un besoin initialement acceptable peut ne plus l'être à long terme. Si la dérive thermique pluriannuelle devient trop importante, il peut être nécessaire de diminuer l'activité de la PACg. C'est pourquoi il est important de toujours avoir un système de secours.

Concernant le dimensionnement des systèmes géothermiques, il convient de définir ces besoins précisément car la température du fluide caloporteur qui circule dans l'échangeur leur est directement reliée par l'intermédiaire de la PACg (cf. I.2.3). Néanmoins, leur répartition dans le temps et dans l'espace nécessite de poser un certain nombre d'hypothèses. En effet, comme les besoins du bâtiment ne sont pas connus précisément pendant la phase de conception des fondations, leur estimation doit être réalisée au préalable. Pour cela, il est possible de définir plusieurs formes de courbes :

- une sinusoïde qui prend en compte la variation saisonnière des besoins ;
- un créneau qui considère un besoin constant sur une période de temps donnée ;
- une combinaison de sinusoïdes aux fréquences différentes pour prendre en compte les variations mensuelles, hebdomadaires et/ou quotidiennes (*e.g.* cycle diurne/nocturne) ;
- un nuage de points au pas de temps horaire qui prend en compte un maximum de complexité du cycle de chauffage/refroidissement.

Ces signaux considèrent différents niveaux de complexité dont l'impact n'est pas connu. Des hypothèses sur le rôle des périodes de repos ont été émises mais peu de résultats sont disponibles (cf. I.1.3). Il s'agit néanmoins d'un paramètre dimensionnant car c'est l'interaction entre la ressource et le besoin qui permet de définir la viabilité et la pérennité d'un système.

I.2.5. Synthèse

En conclusion de cette partie décrivant les différents éléments qui composent un système de géostructures thermiques, plusieurs points ont été soulevés :

- le terrain est le réservoir du système dans lequel l'énergie est injectée en été et extraite en hiver. Il subit des sollicitations thermiques naturelles et anthropiques ;
- la géostructure thermique en elle-même est l'échangeur qui permet de transférer l'énergie entre le terrain et le bâtiment. Sous certaines hypothèses, des relations analytiques ou des modèles numériques permettent de définir ses performances ;
- la PACg est le lien entre le bâtiment et la ressource. Ses performances sont notamment liées aux conditions *in situ* ;
- le besoin est le moteur des transferts thermiques. Il permet de quantifier l'énergie nécessaire qui doit transiter entre le terrain et le bâtiment.

Tous ces éléments sont corrélés les uns aux autres et fonctionnent simultanément. Néanmoins, la complexité de chaque composant pris indépendamment rend difficile sa représentation sous une forme globale. Par conséquent, les méthodes de dimensionnement doivent permettre de décorréler certains éléments sous couvert d'hypothèses robustes.

Cependant, le point qui revient systématiquement correspond aux conditions *in situ*. Notamment, la capacité du terrain à transférer et à emmagasiner de l'énergie. Ces variables dépendent globalement de la conductivité thermique et de la chaleur spécifique du milieu. Par conséquent, la section suivante est dédiée à la détermination de ces paramètres (cf. I.3).

I.3. Détermination de la conductivité thermique

L'analyse énergétique des géostructures thermiques est possible à différentes échelles et sous différentes conditions. De nombreux modèles ont ainsi été développés en ce sens. Cependant, pour alimenter un modèle, qu'il soit analytique ou numérique, il est nécessaire d'introduire des paramètres mesurables physiquement. En effet, un modèle est une représentation simplifiée d'un phénomène ou d'un objet physique. Les mesures peuvent ainsi être réalisées en laboratoire ou *in situ*. Un des objectifs de ces mesures peut être de mettre en place des corrélations analytiques entre différents paramètres afin de déterminer de manière indirecte un autre paramètre difficile, fastidieux et/ou coûteux à obtenir. Dans le cas des géostructures thermiques, le paramètre d'entrée commun à tous les modèles est la conductivité thermique. En effet, celle-ci caractérise la capacité d'un matériau à transmettre de l'énergie sous un gradient de température via la conduction. Le milieu géologique en interaction avec les ouvrages étant fortement hétérogène et parfois anisotrope, il n'y a pas de valeur unique de conductivité thermique. La campagne de mesures doit donc être conséquente afin de pouvoir représenter statistiquement chaque matériau. Des essais en laboratoire et un essai *in situ* ont ainsi été développés afin de résoudre cette problématique. De plus, des relations analytiques ont été construites sur la base d'autres paramètres géologiques afin de pallier l'absence de mesures. De même, pour tenir compte des hétérogénéités, plusieurs analyses paramétriques ont été menées afin de tester la sensibilité de la conductivité thermique aux conditions du milieu. Une partie de ces essais et de ces résultats s'applique également à la chaleur spécifique qui définit la capacité d'un matériau à stocker de l'énergie.

I.3.1. Essais en laboratoire et in situ

La complémentarité des essais en laboratoire et *in situ* est essentielle dans la caractérisation de milieux hétérogènes comme peuvent l'être les formations géologiques. Dans un premier temps, les essais en laboratoire permettent d'effectuer des mesures en conditions contrôlées. Cependant, les échantillons testés sont de relativement petites dimensions et certains phénomènes sont complexes à gérer (*e.g.* déperdition thermique, écoulement, etc.). Dans un deuxième temps, les essais *in situ* permettent de tester le milieu réel à une échelle plus importante qu'en laboratoire. Cependant, la multiplication des paramètres à prendre en compte rend parfois l'interprétation complexe et le résultat sensible aux variations des conditions du milieu. Ainsi, l'utilisation de plusieurs techniques permet de fiabiliser les résultats obtenus en les comparant les unes aux autres (Mitchell et Kao, 1978 ; Farouki, 1981 ; Low *et al*, 2014).

I.3.1.1. Aiguille thermique et cellule chauffante

Dans un premier temps, les chercheurs se sont inspirés de la théorie de la source linéaire infinie (cf. I.2.2) afin de développer un essai en laboratoire permettant de mesurer la conductivité thermique. Cet essai, dénommé essai à l'aiguille thermique, permet ainsi de mesurer en régime transitoire la conductivité thermique d'un matériau lors d'une phase de chauffe suivie d'une phase de relaxation thermique (ASTM, 2008). L'aiguille respecte l'hypothèse de la SLI sur les dimensions avec un élanement de l'ordre de 100. Elle est composée de différents

compartiments permettant, notamment, de mesurer la température à l'aide de thermocouples et également d'un fil chauffant en tant que source d'énergie (Figure I - 44).

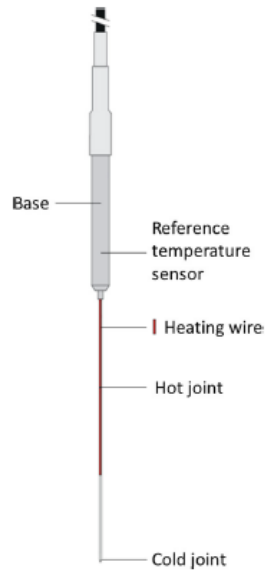


Figure I - 44 : Schéma d'une aiguille thermique (Hukselflux, 2011)

Le principe de l'essai est d'insérer l'aiguille dans l'échantillon puis de mesurer la variation de température lors d'une phase de chauffe à puissance constante et lors de la phase de relaxation thermique lorsque l'alimentation est coupée (Figure I - 45).

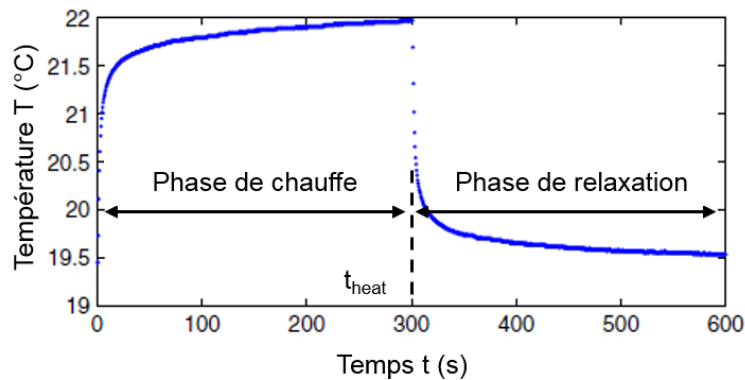


Figure I - 45 : Courbe de suivi de température lors d'un essai à l'aiguille chauffante (d'après Low et al, 2014)

Lorsque le temps de l'expérience est suffisamment long, la solution de la SLI permet d'approcher la variation de température pour la phase de chauffe (Eq.54a) et la phase de relaxation thermique (Eq.54b).

$$\Delta T \cong \frac{Q_l}{4 \times \pi \times \lambda} \times \ln(t) - \frac{Q_l}{4 \times \pi \times \lambda} \times \left[\gamma + \ln \left(\frac{r_{ac}^2}{4 \times \alpha} \right) \right] \quad 0 < t < t_{heat} \quad (54a)$$

$$\Delta T \cong \frac{Q_l}{4 \times \pi \times \lambda} \ln \left(\frac{t}{t - t_{heat}} \right) \quad t > t_{heat} \quad (54b)$$

où ΔT est la variation de température (K), Q_l la puissance linéaire de l'aiguille chauffante (W/m), λ la conductivité thermique (W/m.K), t le temps (s), γ la constante d'Euler (-), r_{ac} le rayon de l'aiguille chauffante (m), α la diffusivité thermique (m²/s) et t_{heat} le temps au bout duquel l'alimentation est coupée (s).

Lors de la réalisation de l'essai, la seule inconnue est la conductivité thermique. En représentant la variation de température en fonction du logarithme du temps, il est possible de déterminer la conductivité thermique sur la partie linéaire de la courbe (Figure I - 46). Cette dernière apparaît à partir d'un certain temps dont la valeur dépend de la qualité du contact entre le milieu et l'aiguille. La partie non linéaire correspond à la réponse capacitive du milieu et de l'aiguille qui ralentit la mise à l'équilibre du système. Plus le contact est bon, plus la partie non linéaire est courte.

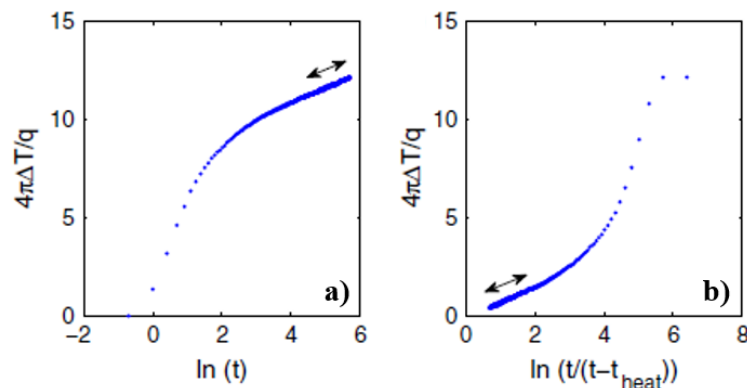


Figure I - 46 : Variation de température en fonction du logarithme du temps lors d'un essai à l'aiguille chauffante : a) phase de chauffe ; b) phase de relaxation thermique (Low et al, 2014)

A l'aide de systèmes à double aiguille chauffante, il est également possible de mesurer la diffusivité thermique et de déterminer la chaleur spécifique des matériaux (Bristow *et al*, 1994). De plus, un des avantages de cet essai est sa rapidité d'exécution. Cela permet d'effectuer de nombreux essais et de créer des bases de données afin de construire des abaques selon le type de formation géologique et leur teneur en eau (Figure I - 47).

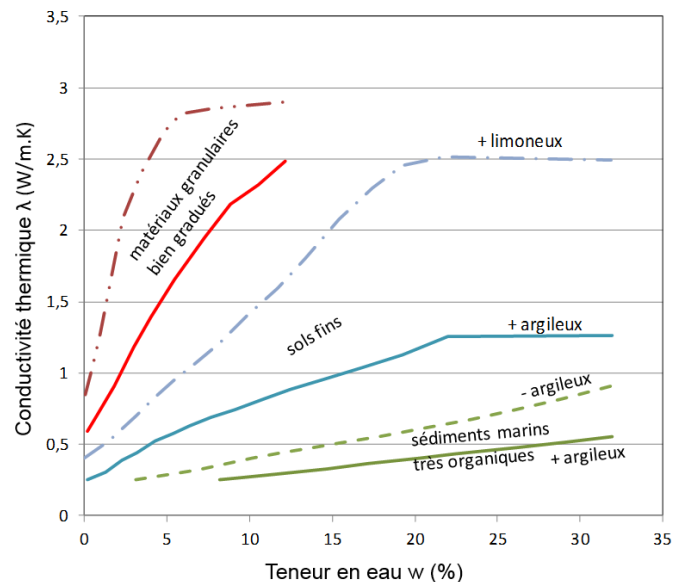


Figure I - 47 : Conductivité thermique en fonction de la teneur en eau pour différents types de sols (EPRI, 1989)

Dans un deuxième temps, des cellules chauffantes ont été développées afin de s'affranchir des problématiques de contact entre l'aiguille et le matériau mais également pour tester un volume plus important (Clarke *et al*, 2008). Le principe de l'essai est de chauffer un échantillon par la

base à l'aide d'une résistance chauffante sous forme de plaque et de mesurer la température basale et sommitale à l'aide de thermocouples. Durant l'essai, l'échantillon est isolé thermiquement latéralement afin de réduire les déperditions thermiques et de n'obtenir qu'un flux axial (Figure I - 48).

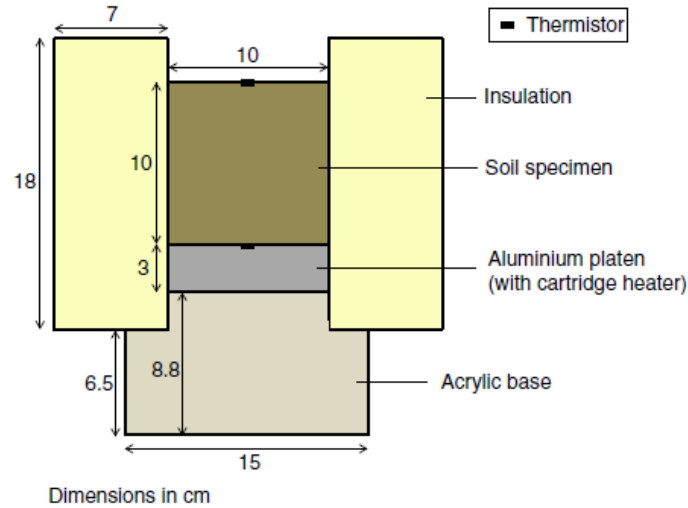


Figure I - 48 : Schéma d'une cellule chauffante pour la mesure de la conductivité thermique (Low et al, 2014)

Lorsque le régime permanent est atteint, les transferts thermiques sont régis par la loi de Fourier (Eq.56). Si la puissance injectée est connue avec précision, la conductivité thermique est directement calculable à partir de la loi de Fourier (Eq.55) :

$$\lambda = \frac{Q}{L \times (T_{base} - T_{top})} \quad (55)$$

où Q est la puissance injectée (W), L la longueur de l'échantillon (m) et T_{base} et T_{top} respectivement la température de la base de l'échantillon et du sommet (K) (Figure I - 49). Cependant, la puissance injectée n'est pas toujours connue. Afin de s'affranchir de ce problème, il est possible de déterminer le coefficient d'échange thermique par convection entre le sommet de l'échantillon et l'air lors de la phase de relaxation thermique et d'en déduire la conductivité thermique. Pour cela, la différence de température entre la surface de l'échantillon et l'air ambiant doit être faible (Incropera et al, 2007). Le critère suivant doit ainsi être respecté (Eq.56) :

$$\frac{T_{base} - T_{top}}{T_{top} - T_{amb}} = Bi < 0,1 \quad (56)$$

où T_{amb} est la température de l'air ambiant (K) et Bi le nombre de Biot qui correspond au ratio entre la résistance thermique par conduction et par advection (-). Une fois cette condition atteinte, la température de l'échantillon est régie par l'équation suivante (Eq.57) :

$$T = T_{amb} + (T_0 - T_{amb}) \times e^{-\frac{h_{conv} \times A}{m \times C_v} \times t} \quad (57)$$

où T est la température de l'échantillon (K), T_0 la température de l'échantillon au moment où le critère est atteint (K), h_{conv} le coefficient d'échange thermique par convection ($W/m^2.K$), A la surface de l'échantillon (m^2), m la masse de l'échantillon (kg), C_v sa chaleur spécifique ($J/kg.K$) et t le temps (s). Cette équation fournit une courbe de décroissance théorique de la

température en fonction du temps. Le coefficient d'échange thermique par convection est ensuite calibré pour faire correspondre la courbe théorique et la courbe de décroissance réelle de l'essai. L'échantillon étant en régime permanent, l'équation de la chaleur implique que le flux entrant est égal au flux sortant. Cette égalité permet de déterminer la conductivité thermique de l'échantillon (Eq.58).

$$Q = \lambda \times A \times \frac{T_{base} - T_{top}}{L} = h_{conv} \times A(T_{top} - T_{amb}) \quad (58)$$

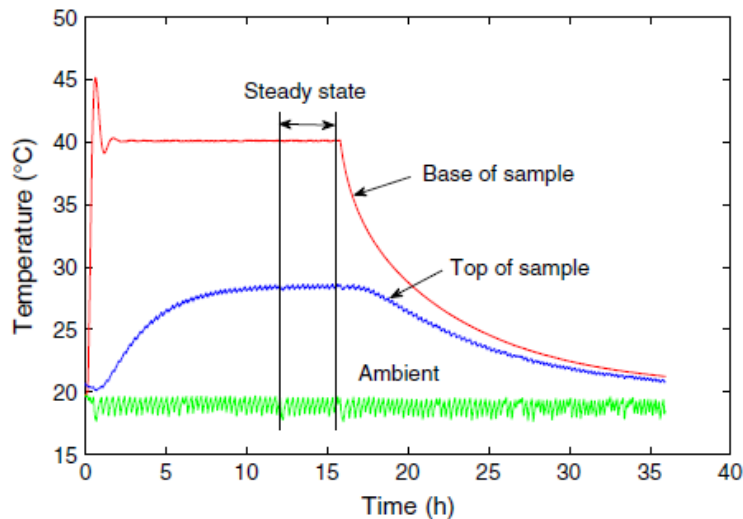


Figure I - 49 : Mesure de la température lors d'un essai dans une cellule chauffante (Low et al, 2014)

Cet essai n'est pas exempt de défauts. En effet, malgré l'isolation, les déperditions thermiques peuvent être importantes. Cela a pour effet de surestimer la conductivité thermique. De plus, contrairement aux méthodes transitoires, il n'est pas possible de déterminer la chaleur spécifique de l'échantillon. Cela implique qu'il faut considérer une valeur de référence qui génère ainsi une erreur sur le résultat final.

Les deux méthodes d'essais en laboratoire présentées dans cette section sont les plus couramment utilisées. Cependant, les conditions de prélèvement des échantillons et les conditions des expériences peuvent induire des biais importants. En effet, ces essais sont réalisés sans confinement, cela implique que les contraintes régnant au sein de l'échantillon sont plus faibles que celles *in situ*. Par conséquent, la densité du milieu diminue. De même, la teneur en eau de l'échantillon peut varier entre la phase de prélèvement et la phase d'essai, entraînant une erreur sur les résultats. En effet, des analyses paramétriques montrent l'influence de la teneur en eau et de la densité sur la conductivité thermique (cf. I.3.3).

I.3.1.2. Test de Réponse Thermique

Afin de s'affranchir des contraintes du prélèvement des échantillons et de caractériser thermiquement le milieu à échelle réelle, un essai *in situ* a été mis au point. Il s'agit du Test de Réponse Thermique (TRT) (Mogensen, 1983 ; Gehlin, 2002 ; Sanner *et al*, 2005 ; CEN 2015). Celui-ci consiste à réaliser une sonde géothermique et d'y injecter un fluide chauffé à puissance constante tout en mesurant les températures d'entrée et de sortie. En se basant sur le principe de l'ILS et des fonctions G (cf. I.2.2), il est possible d'interpréter les courbes de variation de température afin d'en déduire la conductivité thermique effective du terrain. Dans le cas d'une

sonde géothermique, la variation de température du fluide caloporteur suit la relation suivante (Eq.59) :

$$\Delta T_f = Q_l \times R_b + \frac{Q_l}{4 \times \pi \times \lambda} \left[\ln \left(\frac{4 \times \alpha \times t}{r_b^2} \right) - \gamma \right] \quad (59)$$

où ΔT_f est la variation de température du fluide caloporteur (K), Q_l la puissance linéaire appliquée au fluide caloporteur (W/m), λ la conductivité thermique (W/m.K), α la diffusivité thermique (m²/s), t le temps (s), r_b le rayon de la sonde géothermique (m) et γ la constante d'Euler (-). Pour l'interprétation de cet essai, les températures d'entrée, de sortie et de l'air ambiant, ainsi que la puissance injectée sont représentées sur un même graphique (Figure I - 50). De plus, la variation de température en fonction du logarithme du temps est tracée. De la même manière que pour les essais à l'aiguille chauffante, la première partie de la droite est non linéaire à cause des effets d'inertie de la sonde géothermique.

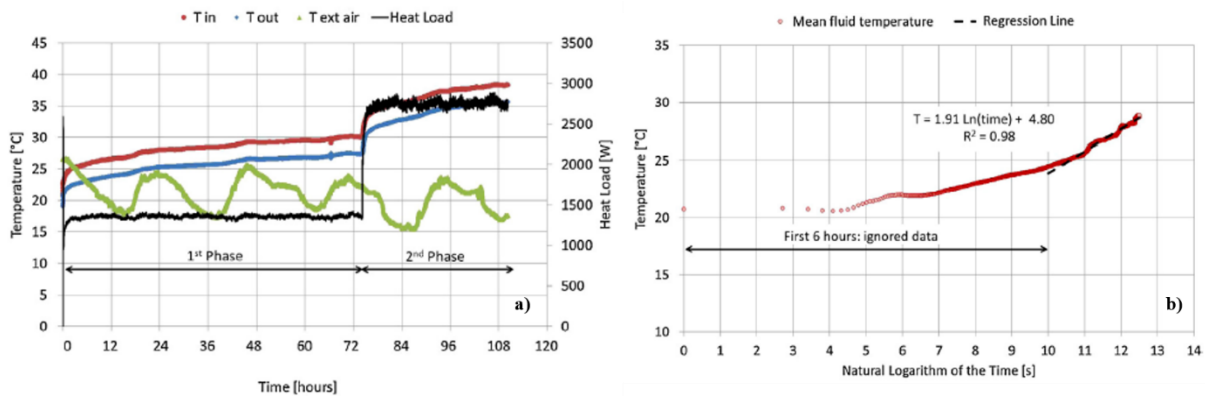


Figure I - 50 : Résultat et interprétation d'un TRT (Zarella et al, 2017)

L'objectif est de réussir à caler une courbe sur les résultats de l'essai afin d'en déduire la conductivité thermique. Cependant, les résultats sont très sensibles aux variations des conditions de l'expérience. C'est pourquoi une durée minimale est nécessaire afin d'améliorer le rapport signal sur bruit. Les préconisations varient selon les auteurs :

- 12-20 h (Smith et Perry, 1999) ;
- > 30 h (Gehlin et Hellström, 2003) ;
- 50 h (Austin et al, 2000) ;
- 60 h (Gehlin, 1998).

Une étude numérique paramétrique a permis d'évaluer l'erreur commise lors de l'interprétation d'un TRT en fonction de la durée du test, du début de l'interprétation et des variations de température au cours de l'essai (Signorelli et al, 2007). Cette étude montre que plus le test est long, plus la conductivité thermique estimée est proche de la conductivité thermique réelle. De même, en retardant le début de l'interprétation (*i.e.* en ne considérant pas le début de l'essai), l'erreur commise lors de l'interprétation est faible. Cependant, il convient de noter qu'une fluctuation thermique extérieure de l'ordre de 0,15 °C a un impact plus élevé sur la courbe d'interprétation à partir de 60 h que celle de 10 h. En effet, au début de l'essai, les variations de

température sont importantes, une fluctuation naturelle aura donc un effet plus faible que sur la fin d'un essai où la température est proche de l'équilibre (Figure I - 51).

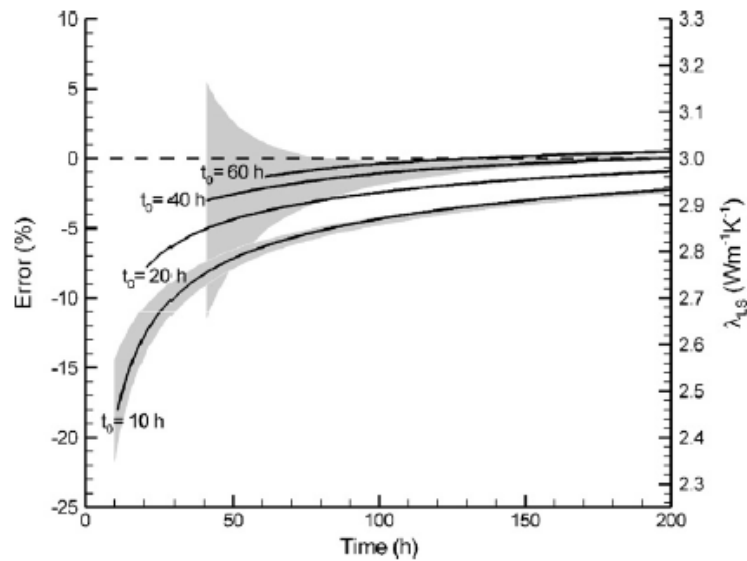


Figure I - 51 : Etude paramétrique sur les résultats d'un TRT en fonction de la durée de l'essai, du début de l'interprétation (t_0) et des fluctuations de température (ombrage gris) (Signorelli et al, 2007)

Les variations de température ne sont pas rares. En effet, sur une période de plusieurs jours, la température de l'air extérieur varie et l'isolation thermique du système de TRT ne permet pas d'atténuer ces variations. De même, les fluctuations de puissance injectée ont un impact sensible sur les résultats. Ces fluctuations peuvent être dues à une mauvaise qualité de réseau électrique. Comme l'interprétation de ces TRT est basée sur la SLI, une des hypothèses majeures repose sur le fait que les transferts thermiques se font de manière radiale. Or, cette hypothèse n'est pas respectée sur tout le linéaire de la sonde géothermique. En effet, le sol n'ayant pas une température homogène, le gradient de température a une composante verticale non négligeable. De plus, plus la sonde géothermique est courte, plus l'effet est important. Cela implique une erreur lors de l'interprétation des conductivités thermiques (Figure I - 52).

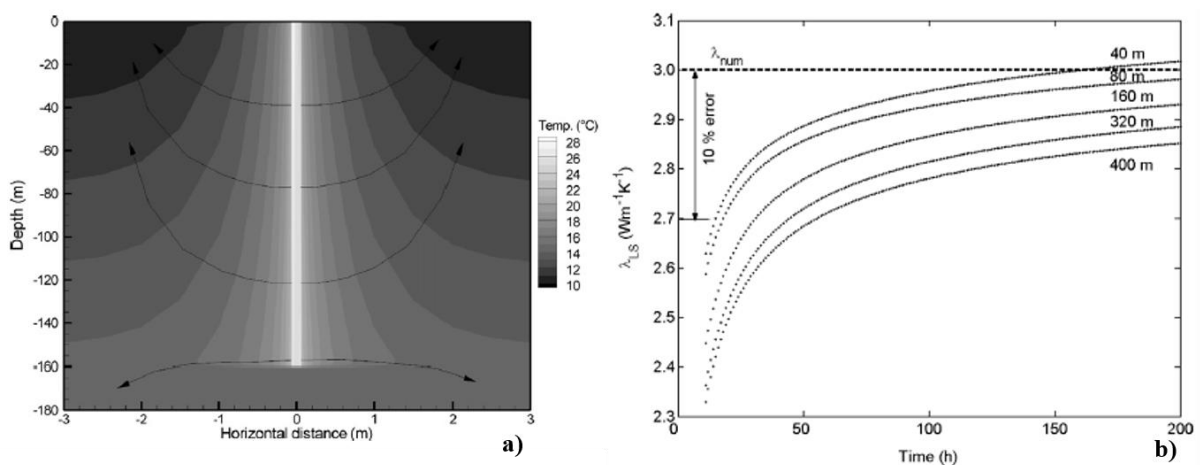


Figure I - 52 : Direction des gradients de température (a) et influence de la longueur des sondes géothermiques sur le résultat de l'interprétation d'un TRT (Signorelli et al, 2007)

En effet, des sondes géothermiques très longues (> 150 m) vont avoir à tendance à sous-estimer la conductivité réelle du terrain contrairement aux sondes géothermiques courtes (< 80 m) qui vont la surestimer à cause des échanges axiaux. Cela pose un problème pour leur utilisation dans le cadre de géostructures thermiques dont la profondeur est généralement inférieure à 60 m. La solution la plus adaptée semble de modifier la formulation actuelle afin de prendre en compte les échanges axiaux. Il est également possible de comparer ces résultats aux valeurs des essais en laboratoire afin de déterminer la valeur qui semble la plus représentative du milieu.

De plus, le résultat d'un TRT est sensible aux conditions hydrogéologiques du milieu testé. En effet, les méthodes d'interprétation sont purement conductives. Cela implique qu'elles ne considèrent pas explicitement le rôle de l'écoulement. En cas d'écoulement, la conductivité thermique interprétée est surestimée car l'écoulement participe au transfert thermique (cf. I.1.3.3). L'essai doit ainsi être réinterprété afin de déterminer la valeur réelle de conductivité thermique (Liuzzo-Scorpo *et al*, 2015). En effet, si la conductivité thermique effective est directement implémentée dans les modèles de calculs thermo-hydrauliques, l'effet de l'eau est pris en compte deux fois (*i.e.* une fois par la donnée d'entrée et une fois par la résolution des équations). De plus, cette valeur est fautive dans les zones où l'écoulement est perturbé, comme autour d'une paroi moulée à cause de l'effet barrage.

De même, l'interprétation d'un TRT dans un pieu énergétique souffre des mêmes problématiques que celles soulevées pour la caractérisation de leur performance thermique (cf. I.2.2).

Il convient de noter que les résultats obtenus à l'aide de TRT ne suffisent pas à statuer sur les caractéristiques du terrain. Même si la circulation du fluide caloporteur sans sollicitation thermique permet d'estimer la température moyenne du milieu, la valeur de conductivité thermique prend en compte de multiples paramètres et ne fournit qu'une valeur effective sur toute la hauteur du terrain. Or, sur une centaine de mètres, celui-ci est hétérogène et plusieurs formations géologiques peuvent être rencontrées. Certaines de ces couches peuvent être le siège d'écoulement d'une nappe. Par conséquent, il est nécessaire de bien connaître la géologie du site, de compléter la campagne de reconnaissance avec des essais en laboratoire permettant de caractériser le milieu couche par couche (cf. I.3.1.1) et d'adapter la longueur de la sonde test au projet.

1.3.2. Relations analytiques

Afin de compléter la gamme d'outils à disposition pour la détermination des paramètres thermiques des matériaux, des relations analytiques ont été développées. Ces modèles sont notamment basés sur la composition minéralogique des terrains, leur densité et leur teneur en eau. Les résultats présentés ci-après concernent les sols.

De manière pratique, les formations géologiques de type sol sont généralement classées par grandes familles granulométriques avec d'un côté les sols fins (argiles et limons) et de l'autre côté les sols grossiers (sables et graviers). Cela permet notamment d'obtenir une gamme de valeurs pour leurs propriétés (Reiffsteck *et al*, 2014). Le Tableau I - 4 répertorie ainsi les valeurs

de conductivités thermiques et de capacité thermique volumique de ces familles en fonction de leur degré de saturation.

Tableau I - 4 : Exemples de caractéristiques thermiques pour différents types de sols saturés et non saturés (Fromentin et Pahud, 1997)

Type de sol	Conductivité Thermique λ (W/m.K)		Capacité thermique volumique C_v (MJ/m ³ .K)	
	Sol sec	Sol saturé	Sol sec	Sol saturé
Argile	0,2 – 0,3	1,1 – 1,6	0,3 – 0,6	2,1 – 3,2
Limon	0,2 – 0,3	1,2 – 2,5	0,6 – 1,0	2,1 – 2,4
Sable	0,3 – 0,4	1,7 – 3,2	1,0 – 1,3	2,2 – 2,4
Gravier	0,3 – 0,4	1,8 – 3,3	1,2 – 1,6	2,2 – 2,4

Ces gammes de valeurs basées sur l'ensemble des essais réalisés sur les différents types de sols permettent de borner les résultats obtenus à l'aide des différentes relations analytiques présentées ci-après.

1.3.2.1. *Modèle de Kersten*

Le premier modèle à avoir été développé est celui de Kersten (Kersten, 1949). Ce dernier a effectué des tests systématiques de conductivité thermique sur toutes les formations qu'il a rencontrées. Cela lui a permis, notamment, de proposer des formules empiriques pour les sols non gelés fins (Eq.60) et grossiers (Eq.61).

$$\lambda_{argile,limon}^{Ker} = 0,1442 \times (0,9 \times \log(w) - 0,2) \times 10^{0,6243 \times \rho_d} \quad (60)$$

$$\lambda_{sable}^{Ker} = 0,1442 \times (0,7 \times \log(w) + 0,4) \times 10^{0,6243 \times \rho_d} \quad (61)$$

où $\lambda_{argile,limon}^{Ker}$ et λ_{sable}^{Ker} sont respectivement les conductivités thermiques selon Kersten pour les sols fins et les sols grossiers (W/m.K), w la teneur en eau (-) et ρ_d la masse volumique sèche du sol (kg/m³). Ces relations permettent de tracer les courbes suivantes (Figure I - 53) :

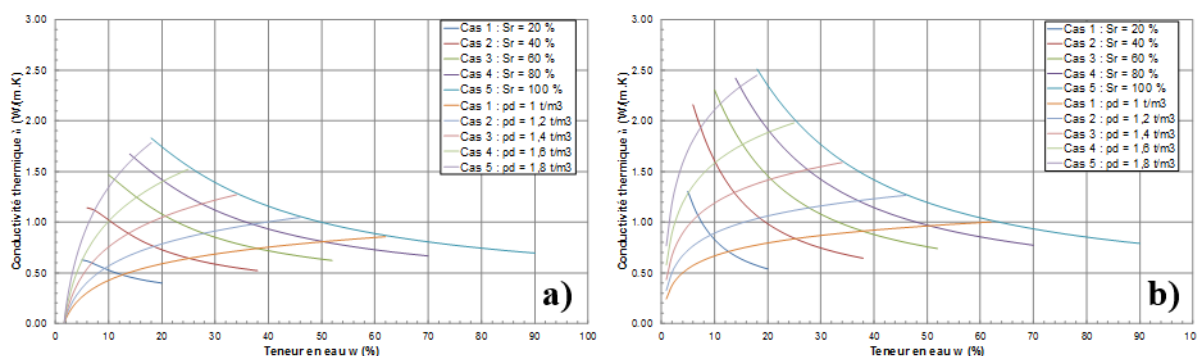


Figure I - 53 : Conductivité thermique en fonction de la teneur en eau selon le modèle de Kersten : cas a) limons et argiles, cas b) sables

Ces courbes permettent d'obtenir rapidement une estimation de la conductivité thermique des sols en fonction de leurs paramètres géotechniques de base. Il convient de noter que pour les faibles teneurs en eau, les pentes sont importantes. Cela signifie qu'une faible variation de

teneur en eau a une influence notable sur la conductivité thermique. Cela signifie également qu'une erreur dans l'estimation de celle-ci conduit à une erreur importante sur l'estimation de la conductivité thermique.

I.3.2.2. Modèle de De Vries

Le deuxième modèle développé est celui de De Vries (De Vries, 1963). Celui-ci est basé sur la théorie des potentiels. En effet, le sol est considéré comme un milieu continu d'eau ou d'air, selon la saturation, dans lequel les grains sont dispersés. Dans ce cas de figure, la conductivité thermique devient la moyenne pondérée des différents composants (Eq.62).

$$\lambda_g^{Vries} = \frac{\sum_{i=1}^n \lambda_i \times F_i \times x_i}{\sum_{i=1}^n x_i} \quad (62)$$

où λ_g^{Vries} est la conductivité thermique du terrain selon De Vries (W/m.K), λ_i la conductivité thermique de chaque composant (W/m.K), F_i le facteur de De Vries (-) et x_i la fraction volumique de chaque composant (-).

Or

$$F_i = \frac{1}{3} \sum_{i=1}^n \left[1 + \left(\frac{\lambda_i}{\lambda_0} - 1 \right) \times g_i \right]^{-1} \quad (63)$$

où λ_0 est la conductivité thermique de la matière organique (W/m.K) et g_i un facteur de forme permettant un calage empirique (-). Les valeurs et expressions des différents paramètres de De Vries sont données dans le tableau suivant (Tableau I - 5) :

Tableau I - 5 : Paramètres du modèle de De Vries

Paramètres	Matériaux	Unité	Expression/valeur
λ_{qz}	Quartz	W/m.K	9,103 - 0,028 x T* soit 8,5 à 20°C
λ_m	Autres minéraux	W/m.K	2,93
λ_o	Matière organique	W/m.K	0,251
λ_w	Eau	W/m.K	0,552 + 2,34.10 ⁻³ x T ⁻¹ - 1,1.10 ⁻⁵ x T ²
λ_a	Air	W/m.K	0,0237 + 0,000064 x T
λ_{app}	Air humide	W/m.K	$\lambda_{app} = \lambda_a + h_{air} \times \lambda_v^*$

* T : température ; λ_v : conductivité thermique de la vapeur d'eau ; h_{air} : hygrométrie de l'air

Ce modèle a tendance à sous-estimer les valeurs de conductivité thermiques pour les sols à faible teneur en eau. Pour contrebalancer cela, il est conseillé de majorer les valeurs de 25% pour les sols secs (Evelt *et al*, 2012).

D'autres modèles basés sur la composition minéralogiques sont apparus par la suite et reprenant le principe des différentes phases (Brigaud et Vasseur, 1989 ; Vasseur *et al*, 1995). Le matériau est ainsi constitué d'une phase solide, le sol, et de deux phases fluides, l'air et l'eau. La conductivité thermique est alors (Eq.64) :

$$\lambda = \lambda_w^\theta \times \lambda_a^{n-\theta} \times \lambda_s^{1-n} \quad (64)$$

où λ_w , λ_a et λ_s sont respectivement la conductivité thermique de l'eau, de l'air et du solide (W/m.K), θ la teneur en eau volumique (-) et n la porosité.

$$\text{Or} \quad \lambda_s = \prod_i \lambda_i^{x_i} \quad (65)$$

Cette méthode est également applicable à la détermination de la diffusivité thermique (Goto et Matsubayashi, 2009). Le tableau suivant répertorie les valeurs de conductivité thermique et de chaleur spécifique pour les principaux minéraux rencontrés dans les formations géologiques ainsi que quelques matériaux utilisés en géotechnique (Tableau I - 6).

Tableau I - 6 : Exemples de valeurs de caractéristiques thermiques des principaux minéraux et matériaux rencontrés en géotechnique à 20 °C (Brigaud et Vasseur, 1989 ; Vasseur et al, 1995 ; Fromentin et al, 1997 ; Goto et Matsubayashi, 2009)

Phase	Conductivité thermique λ (W/m.K)	Diffusivité thermique α (10^{-6} m ² /s)	Masse volumique ρ (10^3 kg/m ³)	Capacité thermique massique c_p (J/kg.K)
Quartz	7,70	3,92	2,65	740
Calcite	3,59	1,62	2,71	820
Albite	2,20	1,08	2,62	776
Anorthite	1,68	0,82	2,76	745
Orthoclase	2,32	1,28	2,57	707
Muscovite	2,32	1,03	2,831	796
Smectite, illite	1,50 - 1,80	0,80 - 1,10	2,10 - 2,70	780 - 800
Sol (moyen)	1,70	0,85	2,00	1000
Béton	1,70	0,77	2,50	880
Acier	50,20	12,90	7,80	500
Eau	0,60	0,13	1,00	4185
Glace	2,10	1,11	0,92	2060
Air (sec)	0,024	19,9	0,0012	1005

1.3.2.3. Modèle de Johansen

Le troisième modèle développé par Johansen (Johansen, 1975) propose de calculer une conductivité thermique normalisée à partir des conductivités thermiques à l'état sec, humide et à un degré de saturation donné (Eq.66).

$$K_e = \frac{\lambda_g^{Johansen} - \lambda_{dry}}{\lambda_{sat} - \lambda_{dry}} \quad (66)$$

où K_e est la conductivité normalisée (-) et λ_{sat} , λ_{dry} et $\lambda_g^{Johansen}$ sont respectivement les conductivités thermiques à saturation, à l'état sec et à un degré de saturation donné (W/m.K). Johansen propose également des relations pour le calcul de la conductivité normalisée (Eq.67) et de la conductivité thermique à l'état sec (Eq.69) et humide (Eq.70).

$$K_e = 1 + \alpha_{johansen} \times \log(S_r) \quad (67)$$

Où $\alpha_{johansen}$ est le facteur de Johansen égal à 0,7 pour les sols grossiers et 1 pour les sols fins (-) et S_r la saturation (-). Il convient de noter que la saturation peut être déterminée à partir de la relation suivante (Eq.68) :

$$S_r = \frac{\rho_d \times w}{\rho_w \times \left(1 - \frac{\rho_d}{\rho_s}\right)} \quad (68)$$

où w est la teneur en eau massique (-) et ρ_d , ρ_w et ρ_s sont respectivement les masses volumiques sèches de l'eau et des grains (kg/m³).

$$\lambda_{dry} = \lambda_a \times \frac{\rho_s + \rho_d \times [k_s \times (\lambda_s / \lambda_a) - 1]}{\rho_s + \rho_d \times (k_s - 1)} \quad (69)$$

où λ_a et λ_s sont respectivement les conductivités thermiques de l'air et des grains (W/m.K) et k_s un paramètre de forme égal à 0,053 (-).

$$\lambda_{sat} = \lambda_w^n \times \lambda_s^{1-n} \quad (70)$$

Où λ_w est la conductivité thermique de l'eau (W/m.K) et n la porosité (-).

Pour des faibles teneurs en eau, ce modèle propose des conductivités thermiques normalisées négatives, ce qui est physiquement impossible. Son domaine de validité ne comprend donc pas les sols secs. De plus, il considère les grains comme un milieu homogène, sans prendre en compte leur composition minéralogique.

1.3.2.4. Modèle de Johansen modifié par Tarnawski

Le modèle de Johansen a été remis en cause par Tarnawski (Tarnawski et Leong, 2000 ; Tarnawski *et al*, 2009) pour son absence de considération de la masse de quartz du sol qui est le minéral le plus moteur dans les phénomènes de conduction et qui est très présent dans les sols, mais également pour la présence de valeurs négatives de conductivité thermique normalisée pour les faibles teneurs en eau. Il propose ainsi de calculer la conductivité thermique des grains en fonction de la teneur en quartz du sol (Eq.71) et de considérer que la conductivité thermique normalisée est nulle.

$$\lambda_s = \lambda_{qz}^{\%qz} \times \lambda_m^{1-\%qz} \quad (71)$$

Où λ_q et λ_s sont respectivement les conductivités thermiques du quartz et des autres constituants du sol (Tableau I - 6) (W/m.K) et $\%qz$ la teneur en quartz du sol (-).

Cependant, pour le calcul de la conductivité thermique normalisée, une solution a été proposée par Côté et Konrad (Côté et Konrad, 2005) afin de ne pas la considérer nulle initialement (Eq.72).

$$K_e = \frac{\kappa \times S_r}{1 + (\kappa - 1) \times S_r} \quad (72)$$

où κ est le facteur de Côté et Konrad égal à 4,60 pour les sables grossiers avec graviers, 3,55 pour les sables grossiers et 1,90 pour les sols fins (-).

I.3.3. Analyse paramétrique

Encore une fois, le point faible de toutes ces méthodes repose sur leur sensibilité à la teneur en eau. En effet, pour les faibles teneurs en eau, les résultats sont entachés d'une erreur importante. C'est pourquoi des études paramétriques ont été menées sur les effets de la variation de la teneur en eau dans les sols sur la conductivité thermique mais également sur son état de densité. D'autres paramètres sont également évalués.

I.3.3.1. Effet de la teneur en eau

Les courbes présentées dans les résultats des essais en laboratoire (cf. I.3.1.1) et les relations analytiques (cf. I.3.2) montrent déjà la dépendance de la teneur en eau dans l'estimation de la conductivité thermique. Afin de mieux comprendre les enjeux associés, des études ont été menées afin d'appréhender les phénomènes en jeu.

Premièrement, l'eau s'adsorbe autour des particules et forme une pellicule. Quand ces pellicules rentrent en contact, elles forment des liaisons qui créent des ponts thermiques et améliorent ainsi la conductivité thermique (Usowicz *et al*, 2013). A faible teneur en eau, les liaisons entre pellicules sont faibles ou inexistantes et, à forte teneur en eau, toutes les liaisons sont déjà créées. C'est pourquoi la conductivité thermique évolue peu à faible et à forte teneur en eau (Figure I - 54). Cependant, celle-ci évolue fortement dans les gammes de teneur en eau intermédiaires (Winterkorn, 1962 ; Brandon et Mitchell, 1989 ; Tarnawski et Leong, 2000). La substitution d'un fluide à l'état gazeux, dont la conductivité thermique est très faible (*e.g.* l'air), par un fluide à l'état liquide dont la conductivité thermique est faible (*e.g.* l'eau), dans les pores est très bénéfique aux transferts thermiques.

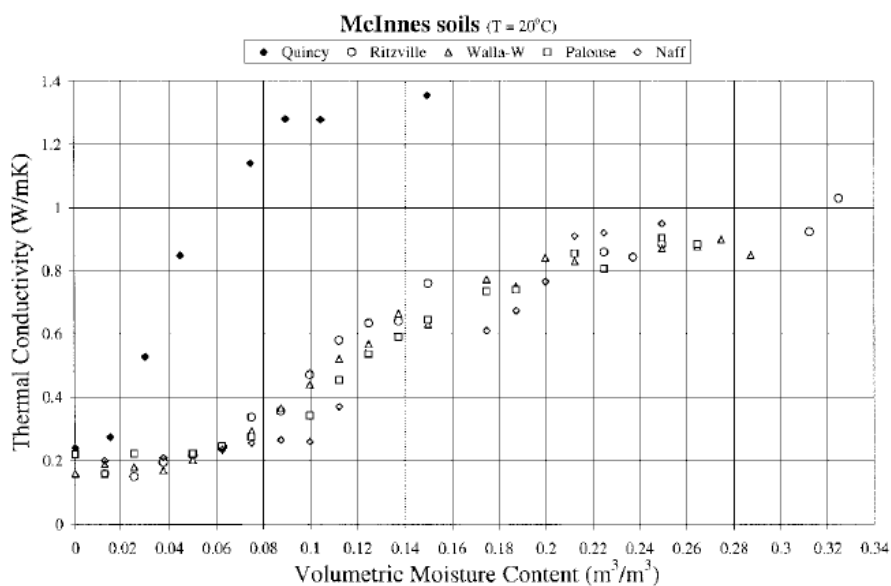


Figure I - 54 : Influence de la teneur en eau sur la conductivité thermique de sables et limons (Brandon et Mitchell, 1989)

Par conséquent, la conductivité thermique d'un sol saturé est toujours supérieure à celle d'un sol sec. Il est donc impératif de contrôler les variations de teneur en eau et d'éviter que le sol ne se dessèche (Leong *et al*, 1998).

Deuxièmement, la manière dont l'hydratation a lieu a une influence non négligeable. En effet, un sol compacté sec puis humidifié présentera une conductivité thermique inférieure à celle du même sol humidifié puis compacté (Brandon et Mitchell, 1989). De plus, il est complexe d'obtenir une relation entre la teneur en eau et la conductivité thermique pour les sols sensibles à cause des problèmes de gonflement (Lee *et al*, 2011). Des essais réalisés sur une Kaolinite montrent une diminution de la conductivité thermique avec l'augmentation de la teneur en eau (Figure I - 55). Ces résultats sont potentiellement dus à la sursaturation de la Kaolinite.

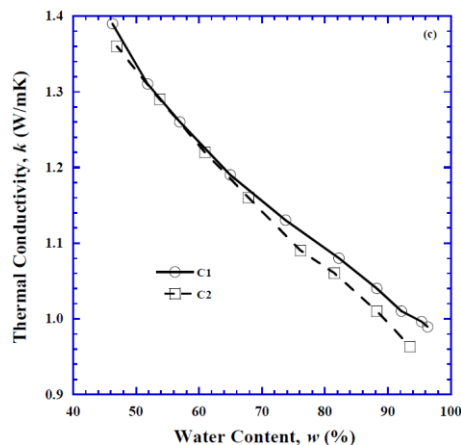


Figure I - 55 : Influence de la teneur en eau sur la conductivité thermique sur deux échantillons de Kaolinite (Lee *et al*, 2011)

Troisièmement, les résultats présentés pour la conductivité thermique sont valables également pour la chaleur spécifique (Abu-Hamdeh, 2003). En effet, la chaleur spécifique des sols est environ égale à 0,3 ou 0,7 fois la chaleur spécifique de l'eau. Son intégration dans la porosité a donc un effet majeur sur la chaleur spécifique effective du milieu (Fromentin *et al*, 1997). La variation de chaleur spécifique en fonction de la teneur en eau est linéaire jusqu'à la saturation pour les sables et hétérogène pour les argiles (Figure I - 56). Cette différence est imputée au fait que les sables ont tendance à former des échantillons plus homogènes que les argiles. Une fois la saturation atteinte, la chaleur spécifique de l'échantillon se rapproche de celle de l'eau.

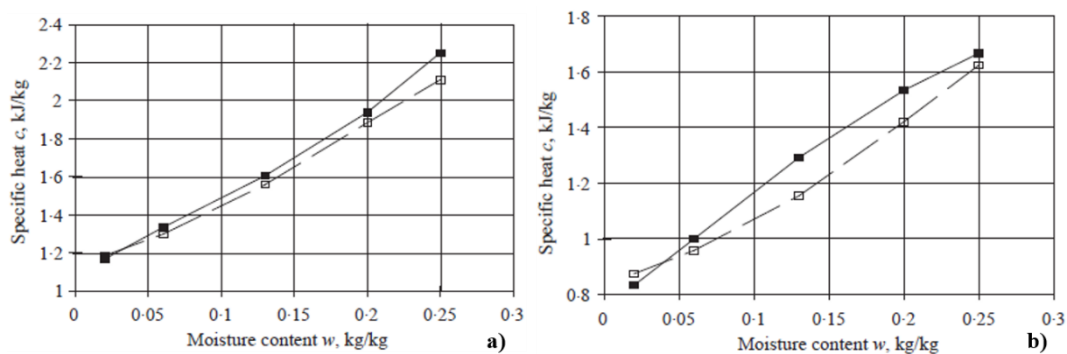


Figure I - 56 : Influence de la teneur en eau sur la chaleur spécifique pour deux types de sols à densité constante de 1300 kg/m^3 : cas a) pour les sables ; cas b) pour les argiles (Abu-Hamdeh, 2003)

Enfin, les études sur la diffusivité thermique qui est le rapport entre la conductivité thermique et la capacité thermique volumique montrent que pour les sables, la diffusivité thermique augmente jusqu'à une valeur de pic puis diminue jusqu'à atteindre un palier, contrairement aux argiles dont la diffusivité thermique croît de manière continue avec la teneur en eau. Ce phénomène est lié au fait que pour les sables, la conductivité thermique augmente fortement par rapport à la capacité thermique volumique dans les premiers pourcents de teneur en eau puis cette dernière prend le pas pour des valeurs de teneur en eau plus élevée. Pour les argiles, l'augmentation de la conductivité et de la capacité thermique volumique se fait dans les mêmes proportions avec la teneur en eau (Figure I - 57).

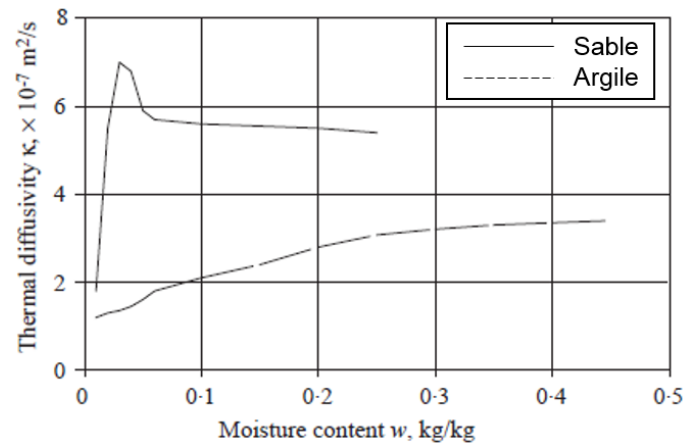


Figure I - 57 : Influence de la teneur en eau sur la diffusivité thermique pour les sols sableux et les argiles (d'après Abu-Hamdeh, 2003)

I.3.3.2. Effet de la densité

Dans un premier temps, de la même manière que pour la teneur en eau, l'augmentation de la densité a un impact positif sur la conductivité thermique des sols (Figure I - 58). Ce phénomène est lié à l'augmentation et l'amélioration des contacts entre les particules, favorisant ainsi les transferts thermiques (Abu-Hamdeh et Reeder, 2000). En effet, les grains ont une conductivité thermique supérieure à celle de l'eau et de l'air. Pour un même sol, une densité plus élevée implique une diminution de la porosité. Il y a donc moins de vides à remplir.

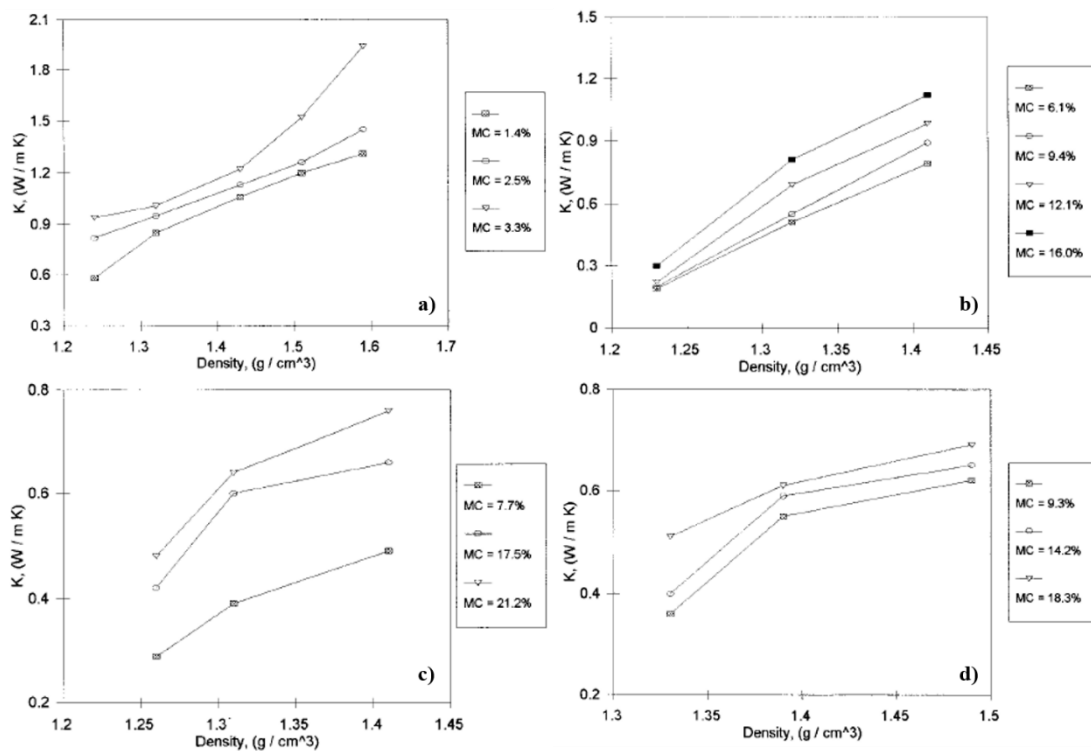


Figure I - 58 : Influence de la densité sur la conductivité thermique à différentes teneurs en eau pour différents types de sols : cas a) sable ; cas b) limon sableux ; cas c) limon ; cas d) limon argileux (Abu-Hamdeh et Reeder, 2000)

Les sols à tendance sableuse montrent une augmentation quasi-linéaire de la conductivité thermique en fonction de la densité à toutes les teneurs en eau testées. Contrairement aux sols à tendance argileuses dont les courbes présentent un point d'inflexion à une certaine densité. Ces résultats seraient à mettre en corrélation avec l'optimum Proctor de ces sols. En effet, les sables ont tendance à présenter une courbe Proctor relativement plate contrairement aux sols plus argileux dont la densité maximum sous compactage est très sensible à la teneur en eau initiale (AFNOR, 2014).

Dans un second temps, de la même manière que pour la teneur en eau, l'augmentation de la densité a un impact positif sur la capacité thermique volumique des sols (Figure I - 59). Contrairement à la conductivité thermique, cette augmentation est linéaire quels que soient la densité et le type de sol étudié.

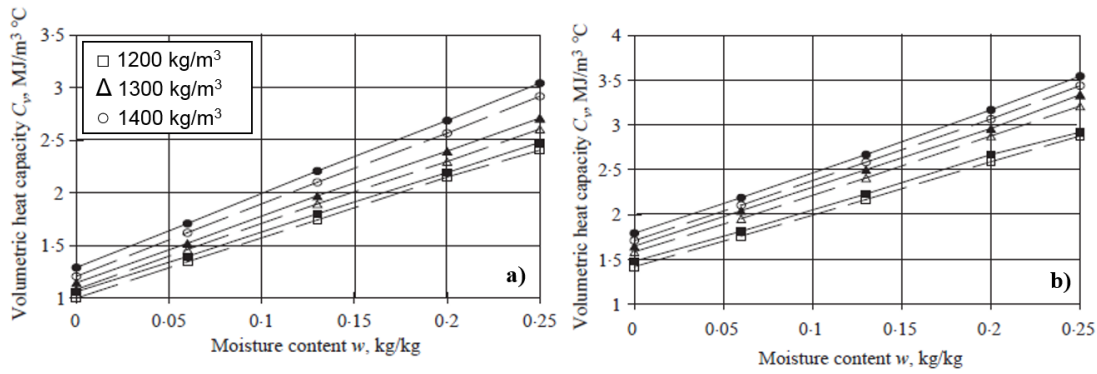


Figure I - 59 : Influence de la densité sur la capacité thermique volumique pour différents types de sols : cas a) sable ; cas b) argile (Abu-Hamdeh, 2003)

I.3.3.3. Autres paramètres

La teneur en eau est le paramètre principal dans l'évolution de la conductivité thermique pour un sol donné. Plus la teneur en eau augmente, meilleure est la conductivité thermique. En termes d'influence, ce paramètre est suivi par la densité dont l'augmentation favorise les transferts thermiques. Il convient de noter que la densité est étroitement liée à la teneur en eau pour les sols. En effet, la densité d'un matériau granulaire est liée à sa teneur en eau avant compactage. Cependant, d'autres paramètres ont un rôle non négligeable dans l'estimation de la conductivité thermique. Comme souligné par Tarnawski dans son modèle analytique (cf. I.3.2.4), la composition minéralogique a une influence non négligeable sur la conductivité thermique et, notamment, la teneur en quartz du sol (Figure I - 60). Globalement, plus la teneur en quartz est élevée, plus la conductivité thermique l'est également, quel que soit le degré de saturation.

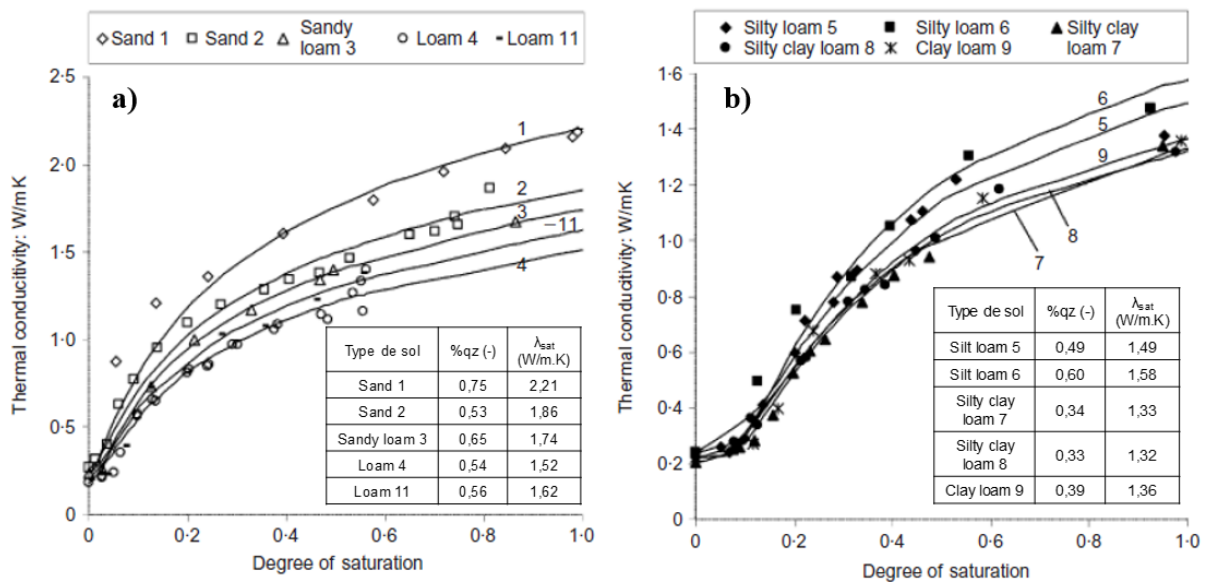


Figure I - 60 : Influence de la teneur en quartz sur la conductivité thermique à différents degrés de saturation : cas a) pour les sols sableux ; cas b) pour les sols fins (Tarnawski et al, 2009)

De même, les concentrations en sels et en matière organique ont une influence sur la conductivité thermique. Plus celles-ci sont importantes, moins la conductivité thermique est élevée (Figure I - 61).

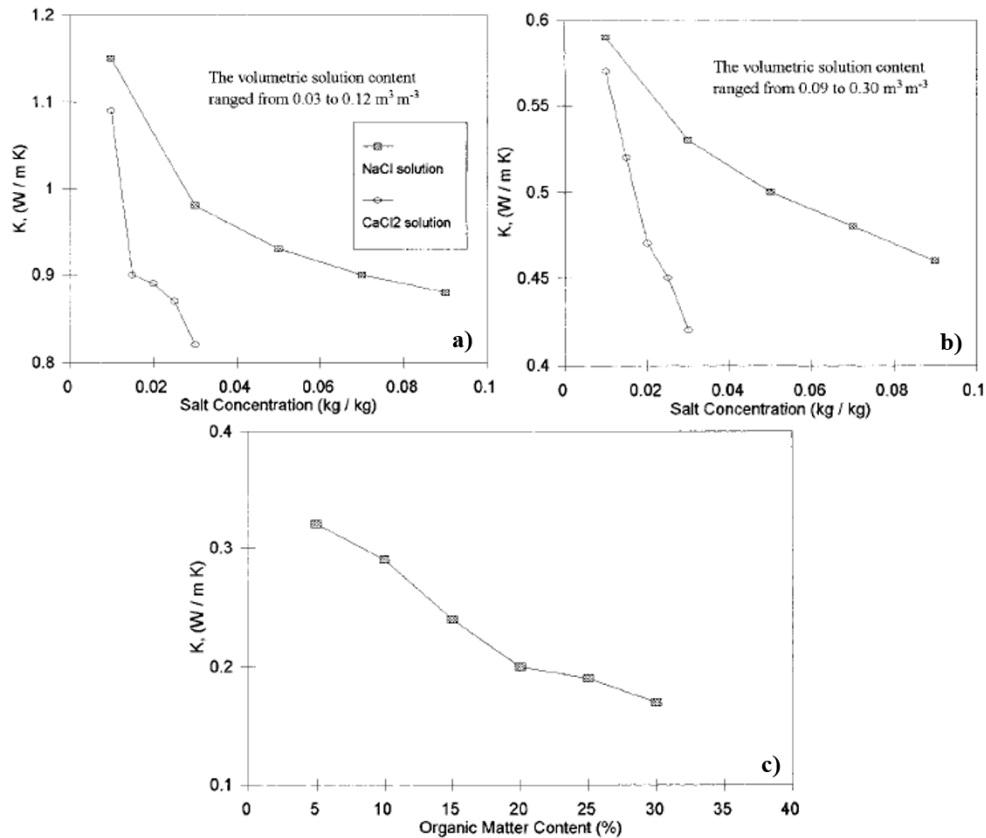


Figure I - 61 : Influence de la concentration en sel (cas a) sable et cas b) limon argileux) et en matière organique (cas c)) sur la conductivité thermique (Abu-Hamdeh et Reeder, 2000)

Enfin, la température a une influence sur la conductivité thermique des sols (Figure I - 62). D'une manière générale, les sols secs non gelés ne subissent aucune variation de conductivité thermique avec la température (Leong *et al*, 1998). Cependant, dès que le sol commence à se saturer, l'augmentation de la température a tendance à faire augmenter la conductivité thermique (Kersten, 1949 ; Brandon et Mitchell, 1989). Ce phénomène est lié à la dilatation des particules d'eau et des mouvements induits par les gradients de température. De plus, cela explique en partie pourquoi les transferts thermiques sont meilleurs en été qu'en hiver. En effet, lors de la période de climatisation, la température du sol augmente, contrairement à la période de chauffage pendant laquelle l'énergie est puisée dans le milieu (Brandl, 2006).

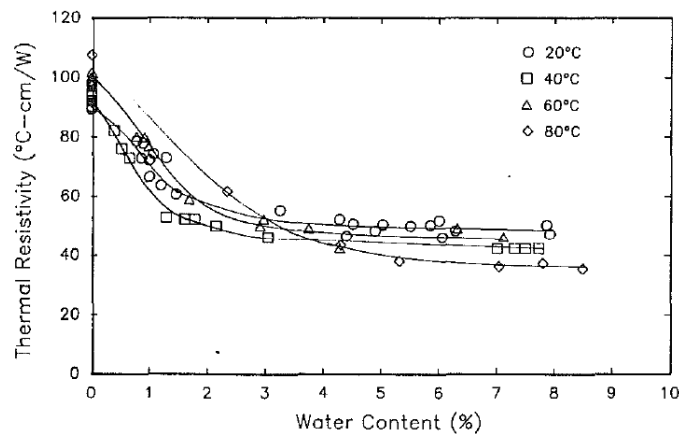


Figure I - 62 : Influence de la température sur la conductivité thermique à différentes teneurs en eau (Brandon et Mitchell, 1989)

Comme l'ont montré les différentes conclusions sur les essais en laboratoire, in situ et sur les relations analytiques, la détermination des caractéristiques thermiques des matériaux n'est pas chose aisée. Leur dépendance à différents facteurs rend leur estimation sensible aux erreurs de mesure et de calcul. Ces paramètres, et notamment la conductivité thermique, sont cependant essentiels pour réaliser le bilan énergétique des géostructures thermiques. Le potentiel géothermique est ainsi directement lié à ces caractéristiques. Il est donc essentiel de multiplier les sources de données afin de fiabiliser au maximum les résultats des analyses. De plus, l'erreur sur les paramètres doit être prise en compte lors de la réalisation de l'estimation du potentiel géothermique des géostructures thermiques.

I.4. Synthèse sur l'état de l'art

Tous les éléments discutés précédemment permettent d'avoir un point de vue global sur l'état de l'art concernant les géostructures thermiques et font apparaître plusieurs problématiques majeures jusqu'alors peu ou pas traitées.

Dans un premier temps, les géostructures thermiques sont des ouvrages géotechniques enterrés dans lesquels sont intégrés des tubes échangeurs de chaleur. Ces échangeurs sont ensuite reliés à une pompe à chaleur afin de produire du chauffage en hiver en pompant l'énergie du terrain et de la climatisation en injectant de l'énergie dans le terrain. Cette technologie de géothermie rentre dans la cadre de la géothermie de très basse température qui n'est pas encadrée par la plupart des textes législatifs en vigueur en France. Les ouvrages concernés sont principalement les pieux de fondation, les ouvrages de soutènement type parois moulées et les tunnels. Les pieux de fondations sont les ouvrages les plus traités dans la littérature et suffisamment d'informations sont disponibles pour pouvoir les dimensionner de manière efficace. Cependant, les ouvrages de type parois moulées qui font l'objet de ce mémoire sont peu traités.

Dans un deuxième temps, les problématiques mécaniques liées aux variations de température sont bien connues et sont traitées de manière exhaustive dans la littérature. Globalement, les propriétés mécaniques du béton et des formations géologiques ne montrent pas de dépendance à la température dans la gamme de température de la géothermie très basse température (*i.e.* +1/+35 °C). De plus, des formulations analytiques pour la prise en compte des efforts et des déformations thermiques dans le cadre des Eurocodes ont été développées, notamment en France. Les recherches menées permettent de définir qu'il n'est pas nécessaire de mener un calcul thermo-hydro-mécanique pour l'étude des géostructures thermiques. Il est recommandé de découpler ces calculs et de mener à bien un calcul thermo-hydraulique puis d'appliquer les variations de température à un calcul thermo-mécanique.

Dans un troisième temps, l'analyse des formulations analytiques et semi-analytiques des transferts thermiques montrent une dépendance forte des résultats à plusieurs paramètres :

- l'élancement vertical de l'ouvrage ;
- la vitesse d'écoulement d'une nappe ;
- la sollicitation thermique appliquée.

En effet, l'élancement vertical de l'ouvrage est le premier paramètre clé à analyser car toutes les formulations ont été développées pour les sondes géothermiques dont le rapport entre la longueur et le diamètre est très supérieur à cent. Cela permet notamment de considérer la sonde géothermique comme une source linéaire, infinie ou finie, selon les modèles. Ces derniers traduisent efficacement tous les phénomènes conductifs en jeu et permettent de calculer la réponse thermique d'une sonde ou d'un champ de sondes en régime permanent ou transitoire à l'aide de relations de superposition spatiale et temporelle. Cependant, les sondes géothermiques étant des ouvrages circulaires, ces modèles ne sont, a priori, que transposables aux pieux énergétiques. Or, les pieux ont un élancement faible comparé aux sondes ; c'est-à-dire que leur diamètre devient non négligeable vis-à-vis des phénomènes de transfert thermique du fait de

l'inertie thermique du béton. Cela implique de revoir les modèles de sondes géothermiques afin de les adapter aux pieux énergétiques, comme cela a été fait à l'aide des fonctions G. De même, ces relations ne sont pas transposables pour les autres géostructures thermiques comme les parois moulées et les tunnels, étant donné leur géométrie plus complexe et la présence d'air à l'intrados de la zone excavée. Il est donc nécessaire de réaliser des modélisations numériques en 3D. Cependant, il n'est pas possible de représenter efficacement la physique à l'échelle du tube échangeur et à l'échelle du terrain sur plusieurs centaines de mètres en 3D. C'est pourquoi il est nécessaire de substituer les tubes échangeurs par des éléments en 1D et/ou de poser un certain nombre d'hypothèses.

En plus de dépendre à l'élancement vertical de l'ouvrage, les relations précédentes montrent une dépendance forte à la présence d'un écoulement. Dans ces modèles, l'écoulement diminue la résistance thermique du terrain et augmente donc la conductivité thermique apparente de celui-ci. Cependant, ils ne prennent pas explicitement en compte tous les phénomènes associés. Par exemple, la présence d'un écoulement va avoir tendance à former un panache thermique à l'aval de l'ouvrage. Ce panache peut prendre des formes diverses et, surtout, s'étendre sur plusieurs centaines de mètres, rendant possible l'interaction thermique entre ouvrages thermoactifs. De plus, certains ouvrages de grandes dimensions comme les ouvrages en parois moulées sont potentiellement en interaction avec la nappe et bloquent son écoulement. C'est l'effet barrage. Ce dernier a pour conséquence une élévation du niveau piézométrique à l'amont et une diminution à l'aval, entraînant une modification du champ de vitesse de Darcy autour de l'ouvrage. Certaines zones affichent des vitesses d'écoulement très faibles à nulles et d'autres zones voient cette vitesse augmenter d'un facteur deux à trois. Chaque face de l'ouvrage va ainsi présenter des performances énergétiques différentes et va rentrer potentiellement en interaction avec les autres. En effet, certaines zones vont stocker de l'énergie et d'autres vont en dissiper.

Cela amène au troisième point qui concerne la sollicitation thermique appliquée. Une sollicitation thermique équilibrée ne va pas produire de dérive thermique pluriannuelle et va ainsi bénéficier des effets de stockage d'énergie. Cependant, une sollicitation thermique déséquilibrée produit naturellement une anomalie thermique pluriannuelle qui, selon son signe, fait augmenter ou diminuer la température du terrain année après année. Dans le cas présent, la recharge thermique naturelle proposée par l'écoulement permet de gommer tout ou partie de cette dérive thermique. Cela implique que, pour les ouvrages impliquant un effet barrage, l'anomalie thermique ne peut pas être dissipée de façon homogène.

Toutes ces réflexions mettent en avant la complexité de la prise en compte de l'écoulement dans les transferts thermiques et son rôle concret. Cela est notamment vrai pour les ouvrages en interaction forte avec la nappe comme les parois moulées. Ces dernières, peu étudiées dans la littérature, sont un objet d'étude pourtant essentiel car elles rentrent dans bon nombre de grands projets actuels comme le Grand Paris Express, la construction de tours d'habitation ou commerciales, de centres commerciaux, de parkings, etc. C'est pourquoi, dans le cadre de cette étude, nous avons décidé de nous focaliser sur ce type d'ouvrage soumis à un écoulement et à différentes sollicitations thermiques. De plus, les interactions à l'échelle de l'ouvrage et entre

deux structures sont également à prendre en compte. Pour cela, comme précisé en introduction, nous avons développé un modèle numérique en 3D thermo-hydraulique avec une approche basée sur l'analyse des flux de chaleur. Celui-ci est complété par un modèle expérimental en grande dimension permettant de simuler un écoulement et des interactions thermiques. Ces deux approches doivent permettre de mieux appréhender le rôle de l'eau et de quantifier les échanges de chaleur avec le terrain pour ces ouvrages complexes.

Enfin, ces modèles ne seraient pas exploitables sans des données d'entrée fiables. C'est pourquoi les différentes méthodes expérimentales en laboratoire et *in situ* ont été présentées, notamment pour la définition des paramètres thermiques. Ces méthodes montrent, une fois encore, la dépendance des transferts thermique à la présence d'eau. De nouveaux essais paramétriques sont également réalisés dans le cadre du modèle expérimental afin de valider les éléments de la littérature et de caractériser au mieux les matériaux en place.

Les prochains chapitres se focaliseront dans un premier temps sur les modèles numériques mis en place pour cette étude et dans un deuxième temps sur le modèle expérimental et ses différents scénarios de simulation. Enfin, dans un dernier temps, les deux approches seront comparées.

Chapitre II :

Modélisation numérique 3D thermo-hydraulique
de parois moulées thermoactives

II.1. Calcul des puissances échangées

L'état de l'art sur le comportement des géostructures thermiques (cf. Chapitre I) a permis de définir le périmètre des études préalablement effectuées mais également de souligner des pistes de réflexion à poursuivre afin d'améliorer la compréhension des phénomènes physiques en jeu (cf. I.4). Notamment, les études se sont focalisées sur les ouvrages cylindriques pleins tels que les sondes géothermiques et, par extension, les pieux. Cependant, les méthodes développées ne permettent pas de quantifier les transferts thermiques pour les autres types d'ouvrages tels que les tunnels et les parois moulées. Néanmoins, des premiers calculs numériques permettent d'apprécier en première approche les performances des tunnels.

Ainsi, la suite de ce mémoire est centrée sur l'analyse thermo-hydraulique des parois moulées thermoactives à long terme. Dans ce premier chapitre d'application, nous développons un modèle numérique 3D basé sur l'analyse des flux qui permet de quantifier l'impact de l'écoulement sur les performances de l'ouvrage. Ce modèle permet notamment d'analyser les conditions de formation d'un panache thermique et les interactions thermiques qui en découlent mais également les conséquences de l'effet barrage. De même, les phénomènes de recharge thermique naturelle sont analysés. Cependant, la géométrie des tubes échangeurs et les transferts thermiques entre le fluide caloporteur et le tube sont négligés. A la place, la sollicitation thermique est directement appliquée à l'emplacement théorique des tubes échangeurs en considérant qu'il s'agit de sources ou de puits d'énergie.

Pour cela, différents modèles sont utilisés afin de tester de nombreuses conditions et combinaisons de conditions. Dans un premier temps, un cas de référence est défini et analysé (cf. II.3.1). Celui-ci correspond à un ouvrage d'élancement horizontal égal à un pour lequel la sollicitation thermique est équilibrée sur une année et une nappe en écoulement à une vitesse modérée est présente. Pour chacune des parois, le flux de chaleur à l'interface sol/structure et le bilan énergétique est calculé. De même, des profils de température sont définis en fonction de la saison et de la profondeur. Tous ces paramètres permettent de définir les performances énergétiques globales de la géostructure thermique. Dans un deuxième temps, des variations autour de ce cas de référence sont étudiées afin de déterminer l'influence de différents paramètres sur les performances de l'ouvrage.

L'analyse des méthodes analytiques développés pour les ouvrages cylindriques pleins suggère que le système est sensible aux variations de la vitesse d'écoulement de la nappe qui modifie la conductivité thermique apparente de l'ouvrage et du terrain (cf. I.2.2). De plus, la géométrie des ouvrages est dimensionnante dans ces méthodes car si leur diamètre est trop important, leur inertie thermique doit être prise en compte. De même, la dimension et l'orientation des parois moulées est une des variables de l'effet barrage (cf. I.1.3.3). Comme décrit précédemment, le besoin du bâtiment est également un paramètre dimensionnant car il définit les variations de température du fluide caloporteur qui circule dans les géostructures thermiques (cf. I.2.4). C'est sans compter sur l'influence des propriétés thermo-hydrauliques du terrain qui jouent un rôle essentiel quant à la capacité du milieu à échanger de l'énergie.

C'est pourquoi les analyses paramétriques définies pour nos modèles sont les suivantes :

- influence de la vitesse d'écoulement : $\vec{v}_D = 0 - 0,1 - 0,5 - 1$ m/j (*i.e.* nulle puis modérée à rapide) ;
- influence de la sollicitation thermique : sinusoïde équilibrée, sinusoïde avec 20 % de déséquilibre et signal réaliste ;
- influence de l'élanement : élanement 1 – 3 – 5 ;
- influence de l'angle d'incidence de l'écoulement : 0 – 30 – 45 – 60 – 90° ;
- influence de la géologie : bicouche et multicouche avec variation de la conductivité thermique et de la perméabilité.

Des combinaisons de ces différentes configurations sont également étudiées. Dans un troisième et dernier temps, ces cas sont comparés au cas de référence. Ces comparaisons permettent de construire des abaques d'évolution des performances énergétiques en fonction des paramètres testés.

Enfin, l'objectif sous-jacent de chacun des calculs consiste à contrôler si la température du milieu, comprenant l'ouvrage enterré et le terrain, ne dépasse pas les seuils critiques de +1 et +35 °C (cf. I.1.3.1). Si ces conditions sont outrepassées, cela implique que la sollicitation thermique est trop importante et qu'il faut la réduire. D'autre part, si le champ de température n'évolue que peu, cela signifie que le milieu peut être sollicité de manière plus importante. Pour cela, les calculs menés simulent une durée d'utilisation de vingt ans.

II.1.1. Développement de la méthode d'analyse des flux

Cette section présente la méthode d'analyse développée dans le cadre de ce mémoire. Elle est basée sur l'analyse des flux de chaleur par conduction et par advection à l'échelle de l'ouvrage. Pour cela, il convient de considérer l'équation de la chaleur qui régit les variations de température dans le terrain (cf. I.2.1). Ses différentes composantes sont ainsi analysées avant de les quantifier lors des calculs numériques. Cette méthode d'analyse est ensuite testée sur un cas unidimensionnel.

A terme, elle est appliquée aux différents modèles 3D afin de quantifier l'influence des différents paramètres décrits précédemment (cf. II.1).

II.1.1.1. Calcul de la divergence des flux

L'équation de la chaleur sous sa forme différentielle (Eq.15) fait apparaître la divergence des flux par conduction et par advection (cf. I.2.1). La divergence représente le bilan entre les flux entrant et sortant d'un volume considéré. L'analyse de chacun de ces termes permet ainsi de calculer la contribution de la conduction et de l'advection dans les transferts thermiques. Par exemple, le calcul de la divergence du flux advectif permet de mieux appréhender le rôle de l'eau et de la vitesse d'écoulement dans les échanges thermiques. Pour cela, il est nécessaire de trouver une formulation simple de la divergence. Ainsi, la divergence du flux advectif est définie par l'équation suivante (Eq.73) :

$$\text{div}(\vec{J}_{adv}) = \vec{\nabla} \cdot \vec{J}_{adv} = \vec{\nabla} \cdot (\rho_w C_w \vec{v}_D T_{(x,y,z)}) = \rho_w C_w (\vec{v}_D \cdot \vec{\nabla} T_{(x,y,z)} + T_{(x,y,z)} \vec{\nabla} \cdot \vec{v}_D) \quad (73)$$

où \vec{J}_{adv} est le flux advectif (W/m^2), ρ_w la masse volumique de l'eau (kg/m^3), C_w la chaleur spécifique de l'eau ($J/kg.K$), \vec{v}_D la vitesse de Darcy (m/s) et $T_{(x,y,z)}$ le champ de température (K). Or, l'eau étant considéré incompressible, la divergence de la vitesse de Darcy est nulle et l'équation devient (Eq.74) :

$$div(\vec{J}_{adv}) = \rho_w \times C_w \times \vec{v}_D \cdot \vec{\nabla} T_{(x,y,z)} \quad (74)$$

Cette équation fait apparaître le gradient de température. Or, la loi de Fourier (Eq.75) permet de relier le gradient de température dans le milieu au flux de chaleur par conduction.

$$\vec{J}_{cond} = -\lambda_{g,eff} \times \vec{\nabla} T_{(x,y,z)} \quad (75)$$

où \vec{J}_{cond} est le flux de chaleur par conduction (W/m^2) et $\lambda_{g,eff}$ la conductivité thermique effective du terrain ($W/m.K$) définie en première approche par (Eq.76) :

$$\lambda_{g,eff} = \lambda_g + n \times S_r \times \lambda_w \quad (76)$$

où λ_g et λ_w sont respectivement la conductivité thermique du terrain et de l'eau ($W/m.K$), n la porosité (-) et S_r la saturation du milieu (-). Ainsi, l'Equation (74) devient (Eq.77) :

$$div(\vec{J}_{adv}) = -\frac{\rho_w \times C_w \times \vec{v}_D \cdot \vec{J}_{cond}}{\lambda_{g,eff}} \quad (77)$$

Tous les termes de cette équation sont des données aisément calculables dans un modèle numérique. De plus, sous cette forme, le nombre de Péclet (Eq.80) apparaît à la longueur caractéristique près.

$$Pe = \frac{\rho_w \times C_w}{\lambda_{g,eff}} \times \|\vec{v}_D\| \times L \quad (80)$$

où Pe est le nombre de Péclet (-) et L la longueur caractéristique du modèle (m). Il s'agit d'un nombre adimensionnel qui définit le rapport entre la quantité d'énergie transférée par advection et par conduction. Quand le nombre de Péclet est supérieur à 1, cela signifie que l'advection est majoritaire vis-à-vis de la conduction. Néanmoins, la définition de la longueur caractéristique n'est pas aisée car elle dépend de l'objet d'étude. D'après l'équation, plus cette longueur est importante, plus l'advection est dominante.

Cependant, le terme de divergence du flux conductif ne peut pas être réduit à une équation de cette forme. Il doit donc être calculé à partir de l'équation de la chaleur (Eq.81).

$$div(\vec{J}_{cond}) = \frac{\rho_w \times C_w \times \vec{v}_D \cdot \vec{J}_{cond}}{\lambda_{g,eff}} - C_{g,eff} \times \frac{\partial T}{\partial t} + j_{int} \quad (81)$$

Les deux termes de divergence sont ainsi calculables dans un volume à partir des paramètres thermo-hydrauliques du milieu et de la variation de température en fonction du temps. Or, dans un système incompressible, le premier principe de thermodynamique traduisant la conservation de l'énergie dans un système (Eq.47) peut se réécrire sous la forme suivante (Eq.82) :

$$\dot{Q} = \frac{dU}{dt} - \dot{W}_u \quad (82)$$

où \dot{Q} est la quantité de chaleur transitant à travers une surface (W), U l'énergie interne du système (J), t le temps (s) et \dot{W}_u la variation de travail utile en fonction du temps (W). De plus, le flux de chaleur à travers une surface peut s'écrire de la manière suivante (Eq.83) :

$$\dot{Q} = \iint_{S_{th}} \vec{q} \cdot \vec{n} dS_{th} \quad (83)$$

où \vec{q} est la densité de flux (W/m²), \vec{n} la normale de la surface considérée et S_{th} la surface d'échange (m²). En considérant un régime stationnaire ($\frac{dU}{dt} = 0$) et que la chaleur est la seule forme d'énergie dans le système ($W_u = 0$), alors $\dot{Q} = 0$. Cela se traduit par une égalité entre la densité de flux entrante et la densité de flux sortante. Le système ne subit donc plus de variation d'énergie et la densité de flux est constante. C'est ce qu'on appelle la conservation du flux. Or, d'après le théorème de Green-Ostrogadski (Eq.84), il y a égalité entre le flux au sein d'un volume et le flux à travers la surface de celui-ci :

$$\iiint_V \vec{\nabla} \cdot \vec{q} dV = \iint_S \vec{q} \cdot \vec{n} dS_{th} \quad (84)$$

où V est le volume considéré (m³) et $\vec{\nabla} \cdot \vec{q}$ est la divergence du flux (W/m³).

D'après l'Equation (83), en régime stationnaire, l'Equation (84) devient (Eq.85) :

$$\iiint_V \vec{\nabla} \cdot \vec{q} dV = 0 \quad (85)$$

Le calcul des divergences permet donc de quantifier la contribution des flux conductifs et advectifs dans un volume. Lorsque celle-ci se rapproche de zéro, le système ne gagne ni ne perd d'énergie au cours du temps. Du point de vue de la géothermie, cela signifie que le volume de contrôle considéré n'accumule (stockage en été) ou ne fournit (récupération en hiver) plus d'énergie. Il subsistera toujours une densité de flux car le système ne sera pas à l'équilibre thermique à cause des conditions aux limites mais celle-ci sera à son niveau le plus faible. De plus, lorsque la divergence est positive, la densité de flux sortante est supérieure à la densité de flux entrante, donc le milieu se refroidit. Inversement, lorsque la divergence est négative, le milieu voit sa température augmenter. Il est ainsi possible d'analyser de manière quantitative le rôle de l'écoulement dans les échanges thermiques et de prendre en compte les phénomènes décrits précédemment comme l'effet barrage (cf. I.1.3.3). En effet, plus la divergence du flux advectif sera élevée, plus les échanges de chaleur liés à l'écoulement seront importants.

II.1.1.2. Application aux géostructures thermiques

Comme présenté précédemment, un des problèmes majeurs de l'analyse des transferts thermiques dans le cadre des géostructures thermiques repose dans les différentes échelles de temps et d'espace mais également sur la prise en compte des conditions aux limites. De nombreuses méthodes ont ainsi été développées pour les ouvrages circulaires de faibles dimensions comme les pieux énergétiques (cf. I.2.2). Cependant, pour les ouvrages de grandes dimensions comme les parois moulées thermoactives, aucune méthode analytique ou semi-analytique n'est disponible. De plus, le rôle de l'écoulement est souvent négligé ou considéré de manière indirecte en modifiant la conductivité thermique effective du milieu.

Cependant, l'analyse des divergences permet d'outrepasser ces problématiques et d'analyser à grande échelle les performances thermiques d'un ouvrage à condition de ne pas analyser les transferts thermiques au sein du fluide caloporteur. En effet, en considérant que le tube échangeur de chaleur est une source linéaire finie (Figure II - 1) dont la sollicitation thermique

correspond à la chronique de puissance (cf. I.2.4), l'approche par divergence permet d'analyser la réponse du système en fonction des besoins du bâtiment à l'aide d'un modèle numérique.

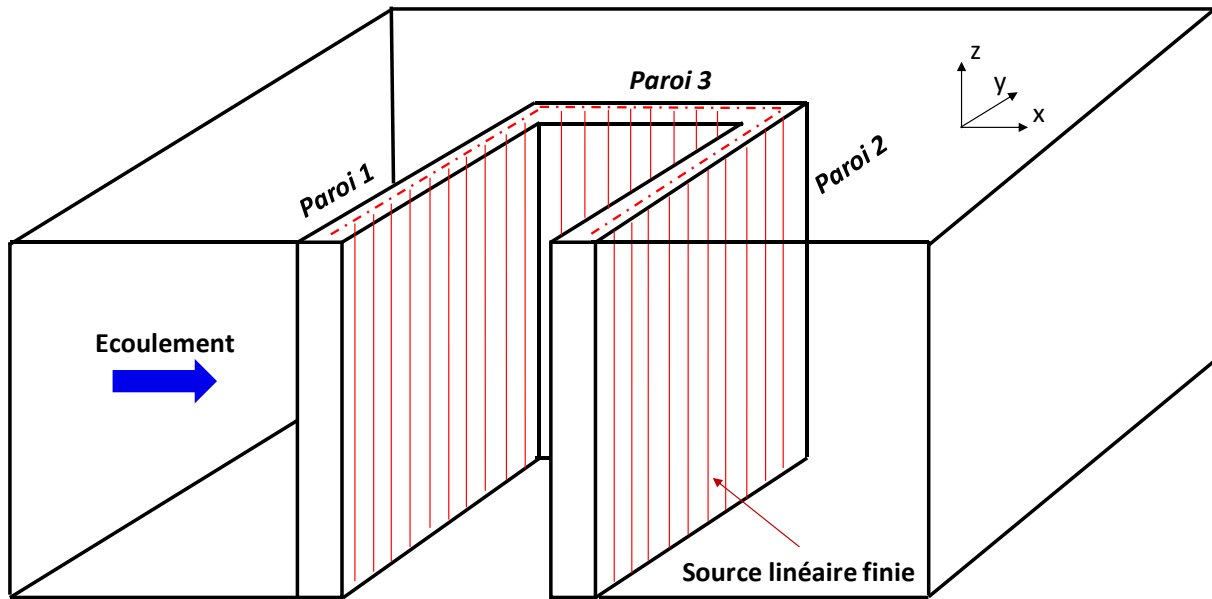


Figure II - 1 : Disposition des sources linéaires finies au sein d'un ouvrage en parois moulées thermoactives

En effet, cette approche est basée sur l'analyse des flux thermiques au sein de volumes élémentaires. Dans un modèle numérique, ces volumes élémentaires représentent le maillage du système. Il est donc possible de calculer la divergence des flux dans l'intégralité du modèle et de visualiser les zones les plus dissipatives et les zones de stockage d'énergie. De plus, afin de calculer un bilan d'énergie à l'échelle de la structure, il est nécessaire de définir un ou plusieurs volumes de contrôle. Ces derniers englobent la géostructure thermique afin d'analyser les flux entrants et sortants de l'ouvrage (Figure II - 2). Par conséquent, chaque volume de contrôle pour le calcul des divergences (DCV) est décomposé en sous-volumes élémentaires appelés zones et délimités par le maillage. L'objectif est d'analyser la propagation de l'énergie à travers la structure et le terrain. En effet, le béton armé ayant une épaisseur non négligeable, son inertie thermique est telle que les variations d'énergie au sein même de l'ouvrage doivent être analysés. De plus, la propagation de l'onde thermique s'amortissant avec la distance (Eq.19), le gradient de température et, par conséquent, le flux de chaleur, sera en théorie de plus en plus faible en s'éloignant de la source. C'est pourquoi, dans cette illustration, cinq volumes de contrôle sont définis :

- DCV PEHD : volume de contrôle autour de l'emplacement des tubes échangeurs de chaleur afin d'analyser les flux au plus proche du fluide caloporteur théorique ;
- DCV paroi/terrain : volume de contrôle à l'interface entre la structure et le terrain côté structure afin d'analyser les flux sortant et entrant de l'ouvrage ;
- DCV terrain 1, 2 et 3 : volumes de contrôle à l'interface entre la structure et le terrain côté terrain afin d'analyser la propagation de l'onde thermique sur quelques mètres dans un milieu potentiellement soumis à un écoulement.

Les flux dans les deux premiers volumes de contrôle sont purement conductifs car la perméabilité du béton est très inférieure à la perméabilité du terrain. Quant aux trois volumes de contrôle dans le terrain, ils permettent d'analyser la composante d'advection liée à l'écoulement et la composante de conduction liée à la conductivité thermique des grains. De plus, cette méthode permet de faire un bilan global mais également à l'échelle de chaque paroi et en partie extrados ou intrados. En effet, comme discuté précédemment, en cas d'écoulement, chaque face de l'ouvrage a un comportement thermique différent.

Ainsi, la divergence globale de chaque volume de contrôle est la somme des divergences calculées dans chaque zone du volume (Eq.86).

$$\text{div}(\vec{J}_{tot,i}(t)) = \text{div}(\vec{J}_{cond,i}(t)) + \text{div}(\vec{J}_{adv,i}(t)) \quad (86)$$

où $\text{div}(\vec{J}_{tot,i}(t))$ est la divergence du flux total à l'instant t de la zone i (W/m^3) et $\text{div}(\vec{J}_{cond,i}(t))$ et $\text{div}(\vec{J}_{adv,i}(t))$ sont respectivement la divergence du flux conductif et advectif à l'instant t de la zone i (W/m^3).

De plus, le bilan en puissance des flux entrants et sortants correspond à la somme des divergences de chacune des zones multipliées par leur volume (Eq.87).

$$P_{tot}(t) = \sum_{i=1}^n V_i \text{div}(\vec{J}_{tot,i}(t)) \quad (87)$$

où $P_{tot}(t)$ est le bilan de puissance total calculé à partir de la divergence à l'instant t (W), V_i le volume de la zone i (m^3) et n le nombre de zones dans le volume de contrôle (-). A noter que ce bilan de puissance peut être converti en bilan énergétique en le multipliant par le pas de temps de calcul (Eq. 88).

$$Q_{tot}(t) = \sum_{i=1}^n V_i \text{div}(\vec{J}_{tot,i}(t)) \times \Delta t \quad (88)$$

où $Q_{tot}(t)$ est le bilan énergétique total calculé à partir des divergences à l'instant t (J) et Δt le pas de temps (s). Afin de rendre le dialogue aisé avec tous les intervenants d'un projet de géostructures thermiques, le bilan d'énergie exprimé en kilowattheure est privilégié.

De plus, il convient de noter qu'en substituant la divergence du flux total par la divergence du flux conductif ou advectif, la puissance calculée correspond respectivement à la contribution du flux de chaleur par conduction et par advection.

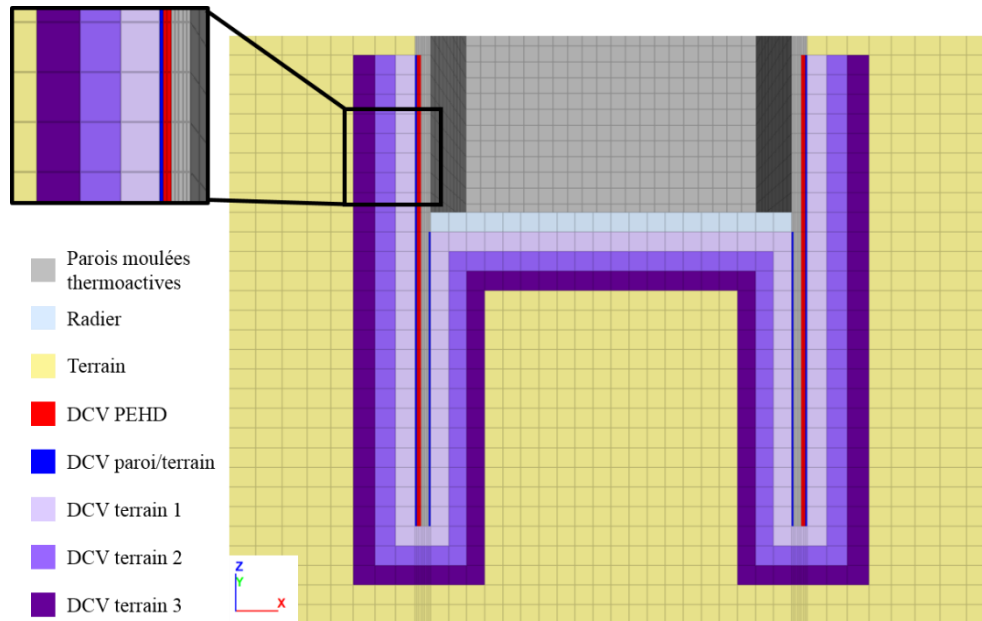


Figure II - 2 : Définition des volumes de contrôle (DCV) pour le calcul des divergences

Ainsi, dans ce type de modèle numérique, de nombreuses variables peuvent être analysées à l'échelle de la zone (*i.e.* variables locales) ou du volume de contrôle (*i.e.* variables globales) :

- variables locales :
 - la densité de flux de chaleur $\vec{j}(x, t)$ (W/m²) ;
 - les divergences des flux de chaleur $div(\vec{j}(x, t))$ (W/m³) ;
 - la température $T(x, t)$ (°C) ;
 - la vitesse d'écoulement $\vec{v}_D(x, t)$ (m/s).
- variables globales (Figure II - 3) :
 - le bilan de puissance $P_{tot}(t)$ (W) ;
 - le bilan énergétique $Q_{tot}(t)$ (J) ;
 - la densité de flux de chaleur globale moyenne $\varphi(t)$ (W/m²).

D'autres paramètres peuvent également être calculés à partir de ces variables comme des moyennes temporelles pour faire le bilan sur une saison, une année et/ou la durée de vie de l'ouvrage. Cette analyse peut permettre par la suite d'optimiser les projets en sollicitant plus ou moins une section de l'ouvrage. En effet, dans le cas d'un bilan déséquilibré et afin d'éliminer ou de réduire la dérive thermique pluriannuelle (cf. I.1.3.3), il peut être intéressant de solliciter thermiquement plus fortement les zones les plus dissipatives. Au contraire, si la chronique est suffisamment bien équilibrée, le stockage d'énergie est un facteur clé et les zones les moins dissipatives permettent celui-ci. Il est même envisageable de faire travailler les sections de l'ouvrage de manière désynchronisée en injectant de l'énergie dans le terrain d'un côté et en pompant de l'énergie de l'autre. A noter que les zones dissipatives sont définies par une divergence totale faible et une densité de flux élevée et que les zones de stockage sont définies par une divergence élevée et une densité de flux faible.

L'analyse de ces différentes variables permet de mieux appréhender le rôle de l'écoulement dans les échanges thermiques en comparant la contribution de l'advection par rapport à la conduction. De même pour l'effet barrage (cf. I.1.3.3) qui modifie le champ de vitesse d'écoulement autour de l'ouvrage.

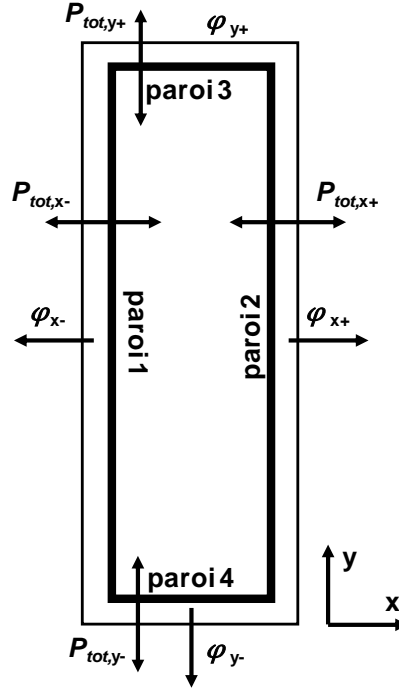


Figure II - 3 : Définition des variables globales à l'échelle de l'ouvrage

Si certains paramètres sont directement calculables à partir des résultats de modèle numérique, celui-ci doit être alimenté en entrée par un certain nombre de paramètres thermo-hydrauliques comme la perméabilité (cf. I.1.3.3), la chaleur spécifique et la conductivité thermique (cf. I.3).

II.1.2. Cas unidimensionnel

Avant d'appliquer le calcul des divergences pour l'analyse des flux de chaleur sur un modèle numérique 3D transitoire, celui-ci est testé sur un modèle numérique 1D en régime permanent. Cela permet notamment de comparer les résultats numériques aux résultats analytiques. En effet, en 1D et en régime permanent, l'analyse de l'équation de la chaleur fournit la solution de la variation de température en fonction de la position (Eq.89) et la solution de la divergence des flux (Eq.90) :

$$T(x) = T_2 + \frac{(T_2 - T_1)}{1 - e^{-\frac{\rho_w \times C_w \times \|\vec{v}_D\| \times x}{\lambda_{eff}}}} \times \left(e^{-\frac{\rho_w \times C_w \times \|\vec{v}_D\| \times x}{\lambda_{eff}}} - 1 \right) \quad (89)$$

$$div(\vec{J}_{cond}) = -\lambda_s \times \left(\frac{(T_2 - T_1) \times e^{-\frac{\rho_w \times C_w \times \|\vec{v}_D\| \times x}{\lambda_{eff}}}}{1 - e^{-\frac{\rho_w \times C_w \times \|\vec{v}_D\| \times x}{\lambda_{eff}}}} \right) \times \left(\frac{\rho_w \times C_w \times \|\vec{v}_D\|}{\lambda_{eff}} \right)^2 = -div(\vec{J}_{adv}) \quad (90)$$

où $T(x)$ est la température au point x (°C), T_1 et T_2 respectivement les températures aux deux extrémités (°C), ρ_w la masse volumique de l'eau (kg/m^3), C_w la chaleur spécifique de l'eau ($\text{J}/\text{kg} \cdot \text{K}$), λ_{eff} la conductivité thermique du milieu ($\text{W}/\text{m} \cdot \text{K}$), $\|\vec{v}_D\|$ la norme du vecteur vitesse

de Darcy (m/s), x la position du point considéré (m), L la longueur du modèle (m) et $div(\vec{J}_{cond})$ et $div(\vec{J}_{adv})$ respectivement la divergence du flux par conduction et par advection (W/m^3). Ces équations font également apparaître le nombre de Péclet défini précédemment (Eq.80).

Les résultats de ces solutions analytiques peuvent ensuite être comparés à un modèle numérique (Figure II - 4). Les caractéristiques de celui-ci sont répertoriées dans le tableau suivant (Tableau II - 1) :

Tableau II - 1 : Caractéristiques du modèle 1D en régime permanent

Variable	Symbole	Unité	Valeur
Longueur du modèle	L	[m]	10
Température extrémité 1	T_1	[°C]	15
Température extrémité 2	T_2	[°C]	35
Conductivité thermique du milieu	λ_{eff}	[W/m.K]	2,24
Masse volumique de l'eau	ρ_w	[kg/m ³]	1000
Chaleur spécifique de l'eau	C_w	[J/kg.K]	4185
Vitesse de Darcy	\vec{v}_D	[m/s]	5.10^{-7}

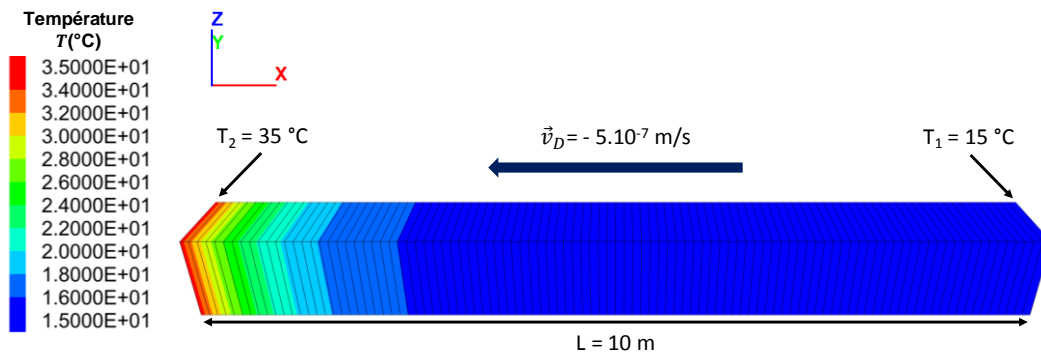


Figure II - 4 : Champ de température du modèle 1D en régime permanent

La comparaison des analyses en température et en valeur de divergence montre la parfaite adéquation entre les résultats numériques et analytiques (Figure II - 5).

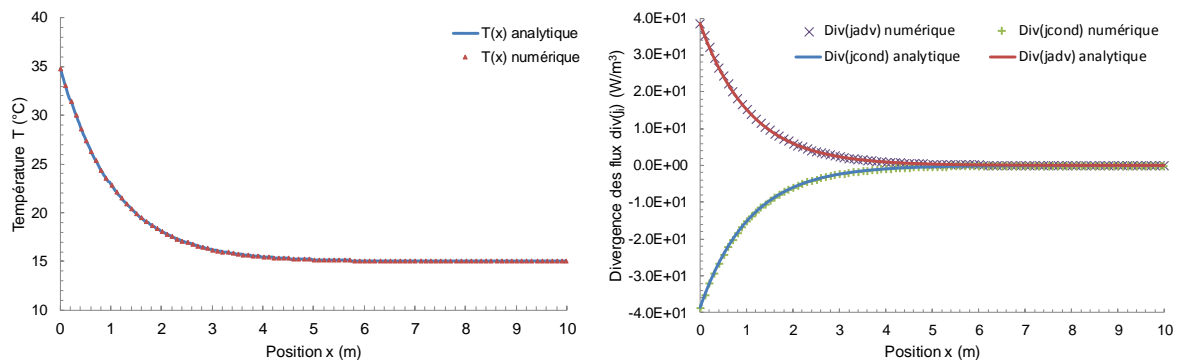


Figure II - 5 : Comparaison des résultats analytiques et numériques de la température et de la divergence des flux – Cas 1 D régime permanent

De plus, ces résultats montrent que, dans les conditions du modèle, la source de chaleur représentée par l'extrémité T_2 n'a aucune influence au-delà de 4 m. Cette zone d'influence dépend, entre autres, du sens et de la norme du vecteur vitesse de Darcy. De même, la température ne variant plus au cours du temps, les divergences des flux sont égales mais en opposition de signe. Le signe de la divergence du flux par advection étant positif, cela signifie que l'écoulement tend à refroidir le milieu, contrairement à la conduction dont la divergence est négative (cf. II). L'analyse de l'évolution de la somme des divergences des flux au cours du temps du modèle numérique montre la décroissance du déséquilibre jusqu'à atteindre l'équilibre après quelques mois de simulation (Figure II - 6). Ces résultats valident l'implémentation réussie du calcul de la divergence des flux et fournissent des premières pistes à étudier dans les modèles numériques 3D. En effet, dans l'exemple présent, la sollicitation thermique est permanente et, malgré cela, la mise à l'équilibre prend plusieurs mois. Dans la réalité, la sollicitation thermique est croissante et alternée, *i.e.* période de chauffage suivi d'une période de climatisation, cela signifie qu'au cours d'une saison, le milieu n'est jamais à l'équilibre.

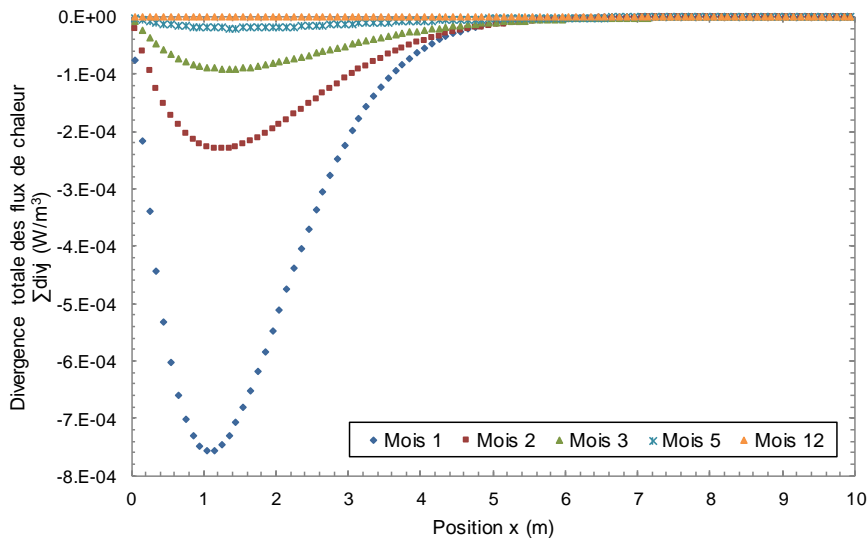


Figure II - 6 : Analyse de la somme des divergences des flux au cours du temps – cas 1D

Afin de fournir un premier aperçu de l'influence des paramètres hydrauliques sur le champ de température et le flux de chaleur, une étude paramétrique sur le modèle numérique 1D est menée (Figure II - 7).

Lorsque l'écoulement est dirigé vers la source (*i.e.* x égal à zéro) plus la vitesse d'écoulement est élevée, plus la courbe de température s'incurve. Cela implique que les gradients de température sont plus élevés. Ces derniers étant directement liés au flux de chaleur par la loi de Fourier, plus la vitesse d'écoulement est élevée, plus le flux de chaleur à l'origine est élevé. Cependant, l'aire sous chacune des courbes est identique. Cela signifie que la quantité d'énergie qui transite en un instant t dans l'ensemble du milieu est identique quel que soit la vitesse d'écoulement. Ce résultat est lié au mode de sollicitation thermique. En effet, dans le cas présent, la source est à température constante et le milieu est à l'équilibre avec ses conditions aux limites. Par conséquent, les modèles en régime permanent ne permettent pas de statuer sur

la capacité de l'écoulement à améliorer les échanges thermiques car la quantité d'énergie transférée est équivalente quel que soit l'écoulement. Cependant, ils permettent de mettre en avant la capacité de l'écoulement à générer des gradients de température favorables.

De plus, ces valeurs de flux de chaleur ne doivent pas être considérées de manière quantitative mais plutôt qualitative. En effet, dans la réalité, la source qui peut être assimilée au fluide caloporteur n'est jamais à température constante et les gradients sont liés au fonctionnement de la PACg afin de satisfaire les besoins en énergie.

Lorsque l'écoulement est dirigé à l'opposé de la source, la nappe se charge en énergie à la source et provoque une augmentation de la température du milieu. Plus la vitesse d'écoulement est élevée, plus la dimension de la perturbation est importante. Il s'agit du phénomène de formation d'un panache thermique (cf. I.1.3.3).

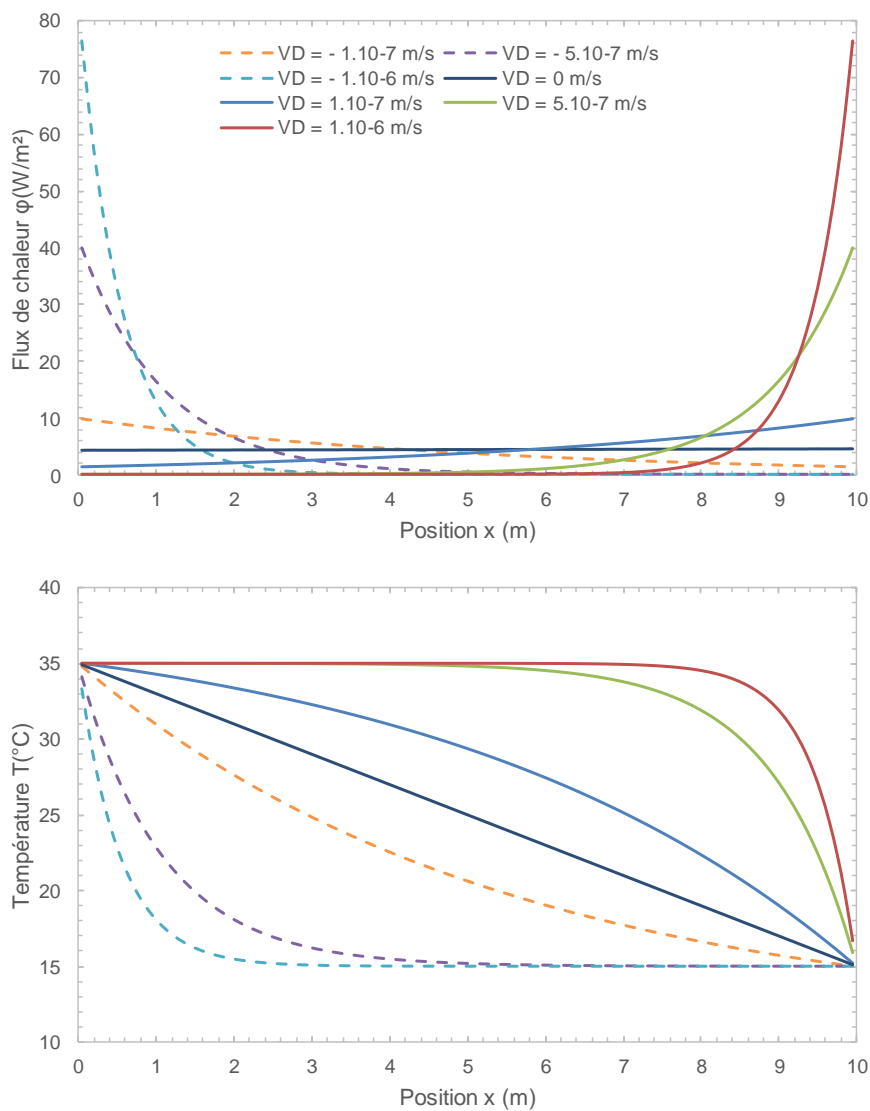


Figure II - 7 : Analyse de l'influence du sens et de l'intensité de l'écoulement sur le champ de température et le flux de chaleur – Cas 1D

II.2. Hypothèses, conditions aux limites et conditions initiales

L'implémentation numérique du calcul des divergences ayant été validé sur un modèle 1D en régime permanent à l'aide de relations analytiques, nous avons ensuite appliqué cette méthodologie pour des cas 3D.

II.2.1. Géométrie et hypothèses d'analyse

Les ouvrages considérés pour les calculs sont constitués de parois moulées thermoactives. Pour chaque cas étudié, un tableau récapitulatif des caractéristiques du modèle est présenté en tête de section afin de le comparer au cas de référence décrit au paragraphe II.3.1.

Concernant les conditions hydrogéologiques, les modèles couvrent les cas où la vitesse de Darcy est nulle, modérée et rapide. Pour cela, le gradient hydraulique ou la perméabilité est modifiée. Dans tous les cas, la couche supérieure de terrain est non saturée afin de se rapprocher d'un cas réaliste. Pour les différents cas, l'effet barrage et le champ de vitesse de Darcy sont représentés.

Du point de vue de la géométrie, les ouvrages analysés correspondent à des structures de section carrée ou rectangulaire dans le plan. Dans tous les cas, la profondeur et l'épaisseur des parois moulées sont respectivement de 30 et de 0,80 m. Afin de ne pas subir trop d'effets de bords, les limites des modèles sont placées suffisamment loin de l'ouvrage étudié. Cette distance est variable selon la géométrie des parois moulées. De plus, les ouvrages recoupent l'écoulement de manière parfaitement perpendiculaire ou oblique (Figure II - 8). Concernant les cas où l'écoulement est parfaitement perpendiculaire à l'ouvrage, la symétrie du système selon l'axe x permet de ne représenter qu'un demi-modèle.

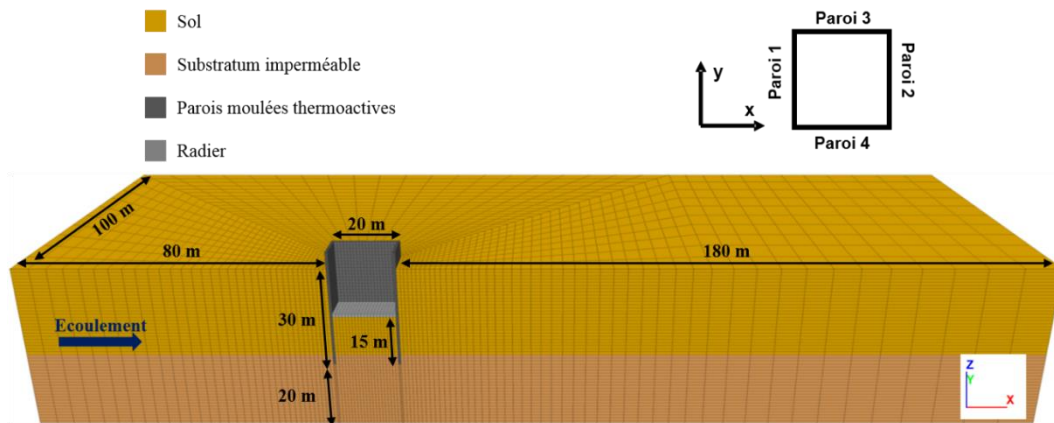


Figure II - 8 : Géométrie type du modèle numérique 3D

De même, les sollicitations thermiques couvrent les cas de besoins équilibrés et déséquilibrés à l'aide de signaux sinusoïdaux ou de courbes réalistes. Pour ce premier cas, l'amplitude maximum de la sinusoïde est calculée à partir d'ordres de grandeur de puissance échangée à l'aide de parois moulées thermoactives. Pour le deuxième cas, la chronique de puissance correspond à des besoins réalistes déséquilibrés entre la période estivale et hivernale (cf. I.2.4). Celle-ci est obtenue à l'aide d'un outil de simulation thermique dynamique. Afin de considérer une période de temps réaliste et suffisamment longue pour observer le comportement à long

terme, les simulations représentent vingt ans d'utilisation en continu. De même, la sollicitation thermique débute en saison creuse (*e.g.* le 1^{er} avril) où les besoins sont considérés nuls. Chaque année est composée de douze mois de trente jours, représentant 8760 h. Les parois moulées thermoactives sont uniquement activées dans la zone saturée et le radier n'est pas activé.

De plus, les hypothèses d'application des sollicitations thermiques respectent ce qui a été énoncé au paragraphe II.1.1.2, c'est-à-dire que les tubes échangeurs sont représentés par des sources linéaires finies sur lesquelles est répartie la chronique de puissance de manière uniforme. Les échanges thermiques au sein du fluide caloporteur ne sont donc pas représentés. L'objectif est d'analyser le comportement du système à grande échelle en considérant que la PACg contrôle la température du fluide caloporteur en fonction des besoins du bâtiment (cf. I.2.3). Ainsi, la température au point d'application est entachée d'une erreur mais, d'après le principe de Saint-Venant, le champ de température dans le reste du système est juste.

De même, les parois moulées thermoactives sont implantées dans des formations géologiques de type sol. Les différentes géologies étudiées ne comprennent donc pas de roche et les matériaux ne sont pas fracturés. De cette façon, les écoulements ont lieu uniquement à travers la porosité. De plus, les parois moulées sont ancrées dans un substratum imperméable afin de limiter les écoulements verticaux.

Afin de mener à bien les analyses, des volumes de contrôle sont définis autour et au sein même des parois moulées (cf. II.1.1). D'une manière générale, trois couches dans le terrain sont ainsi modélisées afin de quantifier la diffusion de la chaleur sur les premiers mètres autour de l'ouvrage. Dans ces volumes de contrôle sont calculés les divergences et les flux de chaleur par conduction et advection toutes les 6 h. De plus, un volume de contrôle à l'interface béton/terrain côté béton est modélisé. De même, un volume de contrôle est défini autour du plan contenant les sources linéaires finies FLS (Figure II - 9).

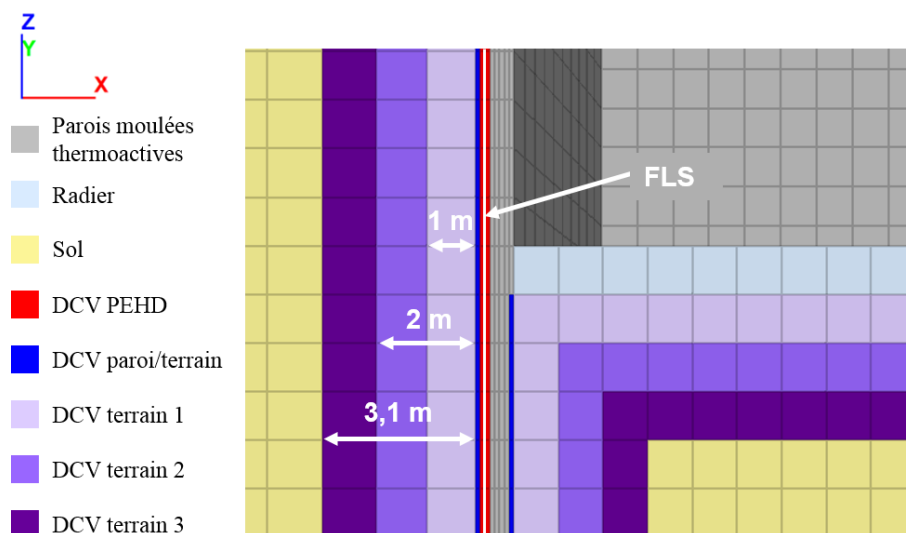


Figure II - 9 : Géométrie type des volumes de contrôle

Les calculs sont menés à l'aide du logiciel aux différences finies FLAC3D (ITASCA, 2013) et ont un couplage thermo-hydraulique.

II.2.2. Conditions aux limites

Les conditions aux limites des modèles suivent les conditions de Dirichlet ou de Neumann :

- Température ou charge hydraulique imposée (condition de Dirichlet) ;
- Flux imposé (condition de Neumann).

La figure suivante (Figure II - 10) synthétise les différentes conditions aux limites imposées dans les calculs.

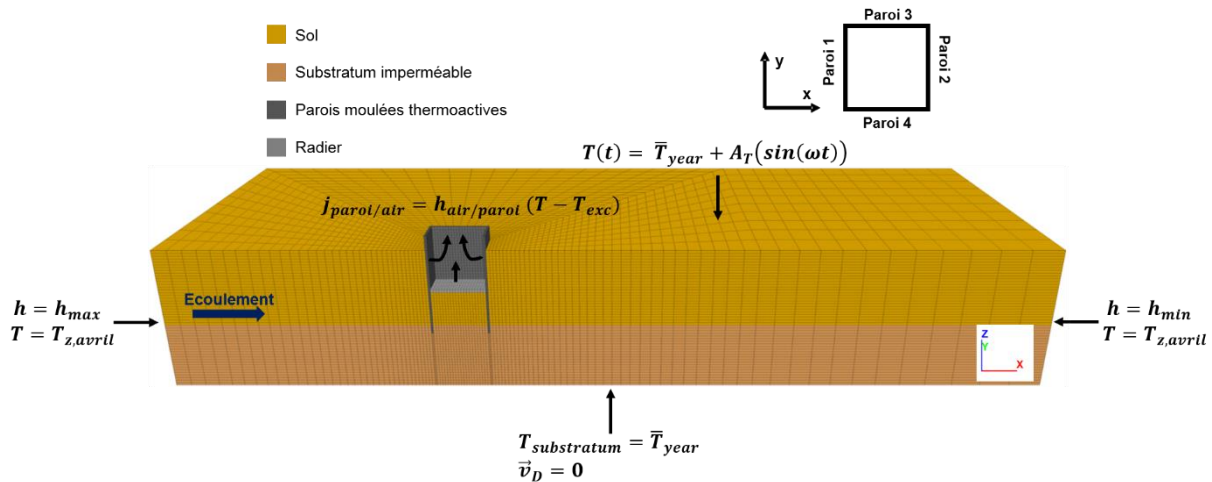


Figure II - 10 : Conditions aux limites du modèle numérique 3D

Le béton est considéré imperméable et les transferts thermiques en son sein sont purement conductifs et suivent la loi de Fourier. Le sol est un milieu poreux perméable dont les transferts thermiques suivent l'équation de la chaleur en conduction et advection.

A la base du modèle, la température est imposée et est égale à la température moyenne du terrain. La profondeur des parois moulées étant relativement faible (*i.e.* < 50 m) et le milieu étant composé de formations géologiques non radioactives, le gradient géothermique et la production de chaleur volumique interne sont négligés. De plus, la vitesse de Darcy est considérée nulle à travers cette limite.

Concernant les limites latérales du modèle, la température est imposée. Elle est fonction de la profondeur et est prise égale au profil de température au 1^{er} avril (cf. II.2.3). Le profil vertical de température évoluant dans le temps, les bords sont placés suffisamment loin de l'ouvrage pour que cette limite n'impacte pas les résultats. De plus, afin de générer un écoulement, la charge est imposée. La différence de charge amont/aval dépend de la vitesse de l'écoulement souhaité.

Quant à la limite supérieure du modèle, sa température est imposée et varie en fonction du temps en suivant une sinusoïde (cf. I.2.1) (Figure II - 11). Afin que la partie supérieure des parois moulées ne soit pas trop influencée par cette condition aux limites, les parois sont prolongées de quelques mètres au-dessus du terrain. De même, sachant que la frange supérieure du terrain est non saturée, il n'y a pas d'écoulement à travers cette limite supérieure.

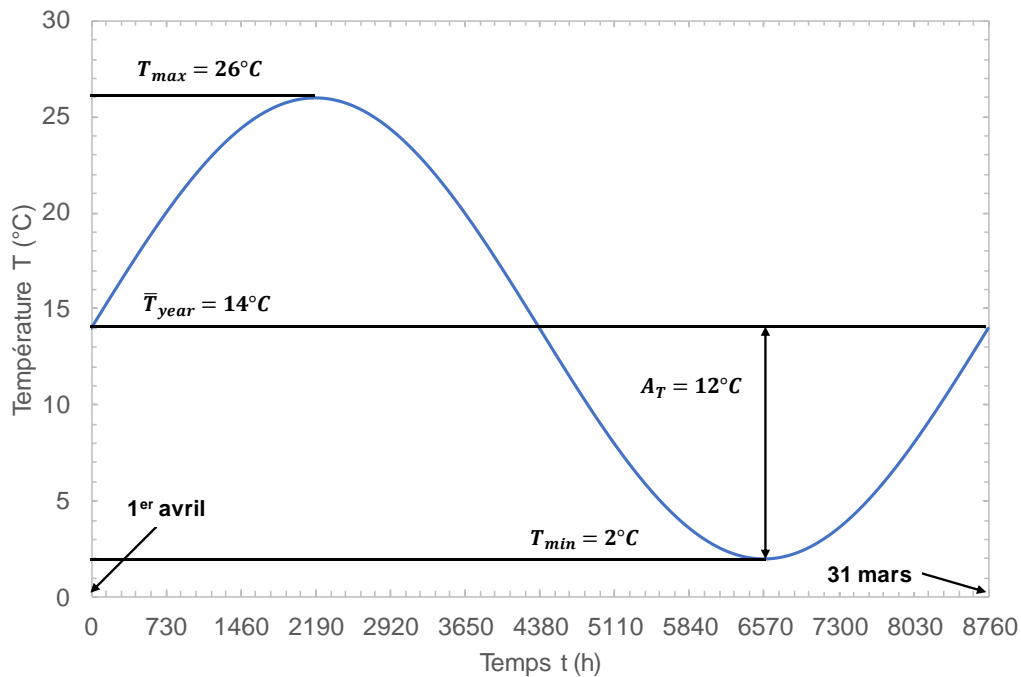


Figure II - 11 : Variation de la température de l'air extérieur sur une année

De plus, une condition aux limites est imposée à l'intrados des parois moulées et du radier, dans la zone excavée, afin de prendre en compte les échanges thermiques entre l'air dans le bâtiment et les parois moulées. Il s'agit d'une condition en flux dont la valeur dépend du coefficient d'échange par convection entre l'air et la paroi mais également de la différence de température entre l'air et la paroi.

Le tableau suivant (Tableau II - 2) répertorie les constantes utilisées dans la définition des conditions aux limites :

Tableau II - 2 : Constantes permettant la définition des conditions aux limites

Variable	Symbole	Unité	Valeur
Température moyenne annuelle du milieu	\bar{T}_{year}	[°C]	14
Amplitude de la variation de température annuelle	A_T	[°C]	12
Coefficient d'échange par convection air/paroi	$h_{air/paroi}$	[W/m ² .K]	0,5
Température dans l'excavation	T_{exc}	[°C]	20
Charge hydraulique maximum ¹	h_{max}	[m]	47
Charge hydraulique minimum ²	h_{min}	[m]	44

¹ : niveau d'eau maximum à - 3 m/TN ; ² : niveau d'eau minimum à - 6 m/TN

Une fois les conditions aux limites appliquées, le modèle peut être initialisé.

II.2.3. Conditions initiales

Afin d'illustrer les différentes phases d'initialisation d'un modèle, l'exemple défini par les paramètres suivants (Tableau II - 3) est utilisé.

Tableau II - 3 : Paramètres d'initialisation du modèle numérique 3D

	Variable	Symbole	Unité	Valeur
Géométrie	Largeur des parois moulées	x_{PM}	[m]	20
	Longueur des parois moulées	y_{PM}	[m]	20
	Profondeur des parois moulées	z_{PM}	[m]	30
	Epaisseur des parois moulées	e_{PM}	[m]	0,8
	Surface d'échange	S_{PM}	[m ²]	1920
	Espacement des sources linéaires finies (FLS)	D_{FLS}	[m]	1
	Distance internodale sur les FLS	dz_{FLS}	[m]	1
	Largeur du modèle	x_{max}	[m]	200
	Longueur du modèle	y_{max}	[m]	300
	Profondeur du modèle	z_{max}	[m]	50
	Nombre de zones ¹	n_{zones}	[-]	201600
	Nombre de nœuds	n_{noeuds}	[-]	209329

1 : maillage hexaédrique

Matériau	Puissance e [m]	Masse volumique ρ [kg/m ³]	Conductivité thermique λ [W/m.K]	Chaleur spécifique C_v [J/kg.K]	Perméabilité k [m/s]
Sol	27	1900	2,0	1000	1.10^{-4}
Substratum	23	1900	2,0	1000	1.10^{-7}
Béton	-	2500	2,3	920	-
Eau	-	1000	0,65	4200	-

La première phase d'initialisation correspond à la mise en place de l'écoulement en régime permanent. En effet, les transferts thermiques dépendent de la vitesse de l'écoulement, celle-ci doit donc être initialisée avant tout calcul thermique. Pour cela, la charge est appliquée sur les bords en laissant une frange non saturée. Selon la dimension du modèle, cette différence de charge génère un gradient hydraulique (Figure II - 12).

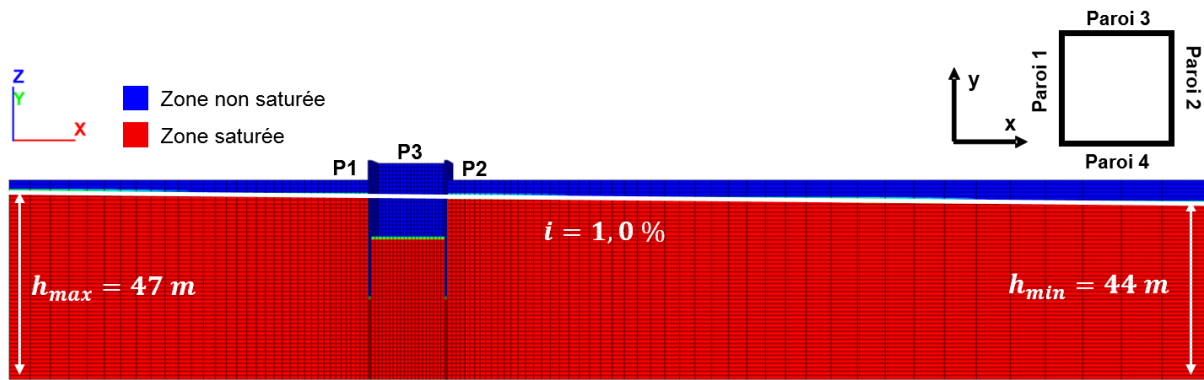


Figure II - 12 : Initialisation de l'écoulement – saturation du milieu

Le toit de la nappe est donc situé entre -3 et -6 m/TN. Soit, au centre du modèle à $-4,5$ m/TN. La combinaison du gradient hydraulique et de la perméabilité va produire un champ de vitesse de Darcy (Figure II - 13). L'ouvrage ayant des dimensions importantes, son influence sur l'écoulement est non négligeable. Ainsi, dès cette phase d'initialisation, il est possible de quantifier l'effet barrage.

Vitesse de Darcy

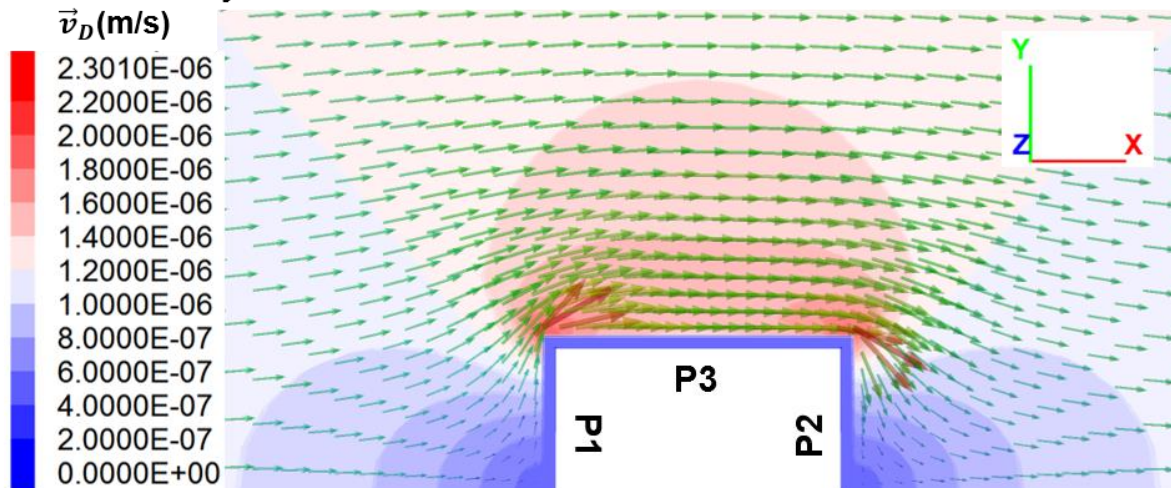


Figure II - 13 : Initialisation de l'écoulement – champ de vitesse de Darcy

Dans cet exemple, l'analyse du champ de vitesse de Darcy présente les mêmes caractéristiques que celles développées dans la section I.1.3.3. En effet, la vitesse est nulle ou quasi-nulle aux faces amont et aval mais celle-ci est multipliée par un facteur deux ou trois dans les angles de l'ouvrage par rapport aux zones non perturbées. Cela est dû à l'augmentation du gradient hydraulique en amont et à sa diminution en aval (Figure II - 14), modifiant ainsi les gradients hydrauliques. La Figure II - 13 permet également d'illustrer la zone d'influence hydraulique de l'ouvrage. En effet, les zones où la vitesse de Darcy est diminuée de manière significative est de 20 m à l'amont et à l'aval. Concernant la zone d'accélération, elle est de 20 m perpendiculaire à la paroi P3.

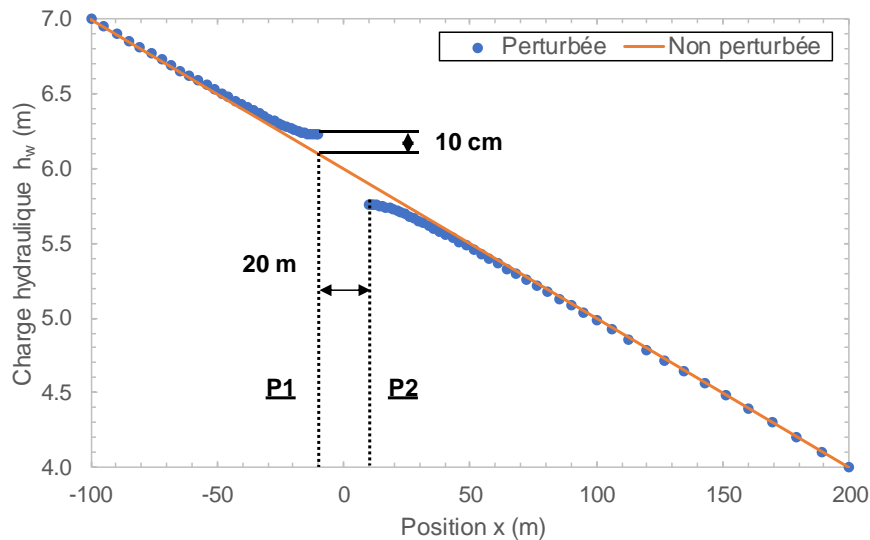


Figure II - 14 : Effet barrage – modification de la charge hydraulique amont et aval à 10 m de profondeur

La deuxième phase d'initialisation correspond à la mise à l'équilibre du terrain avec la variation de température de l'air extérieur et avec la condition aux limites en convection entre l'air dans l'excavation et les parois moulées (Figure II - 15). L'écoulement étant actif, un panache thermique de petite dimension et de faible amplitude se développe dans le sens de l'écoulement. Ainsi, avant même l'activation des parois, le champ de température dans le terrain est perturbé à cause de l'excavation et de la variation de température de l'air extérieur.

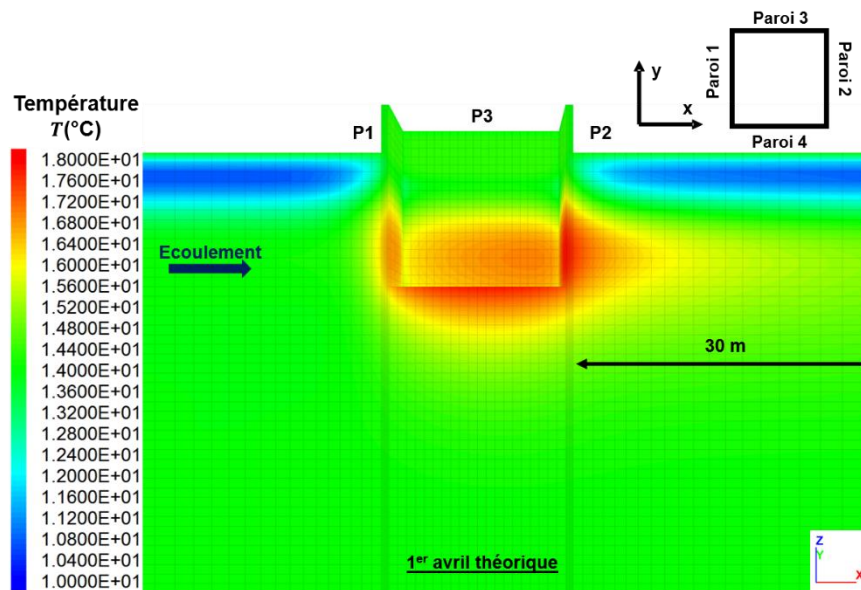


Figure II - 15 : Initialisation de la température – champ de température

Une fois ces phases d'initialisation terminées, les parois peuvent être activées. Les champs de température et de vitesse de Darcy initiaux étant hétérogènes, les transferts thermiques ne sont pas équivalents entre chacune des parois moulées. De plus, la partie fiche de l'ouvrage est à la même température que le terrain environnant car elle n'est pas influencée par les anomalies thermiques décrites précédemment. Par conséquent, les fiches vont également se comporter de manière hétérogène par rapport à la partie excavation.

II.3. Résultats et analyses

L'activation des parois moulées thermoactives à l'aide d'une sollicitation thermique engendre des modifications du champ de température au sein de l'ouvrage mais également dans le terrain. Ces variations sont liées aux conditions du milieu. Afin de quantifier les transferts thermiques et l'influence des paramètres du système, des modélisations numériques sur vingt ans sont menées. Les principaux paramètres testés sont l'intensité de la vitesse d'écoulement, le type de sollicitation thermique, la géométrie de l'ouvrage et la géologie. De plus, une étude sur l'interaction entre deux ouvrages thermoactifs soumis à un écoulement est menée. Les résultats de ces tests sont comparés à un cas de référence.

II.3.1. Cas de référence

II.3.1.1. Présentation du cas de référence

Le cas de référence choisi correspond à un ouvrage carré de 20 m*20 m*30 m soumis à un écoulement modéré de 0,1 m/j (Figure II - 8) et à une sollicitation thermique sinusoïdale équilibrée (Figure II - 16). Les caractéristiques du modèle sont celles décrites dans le Tableau II - 3.

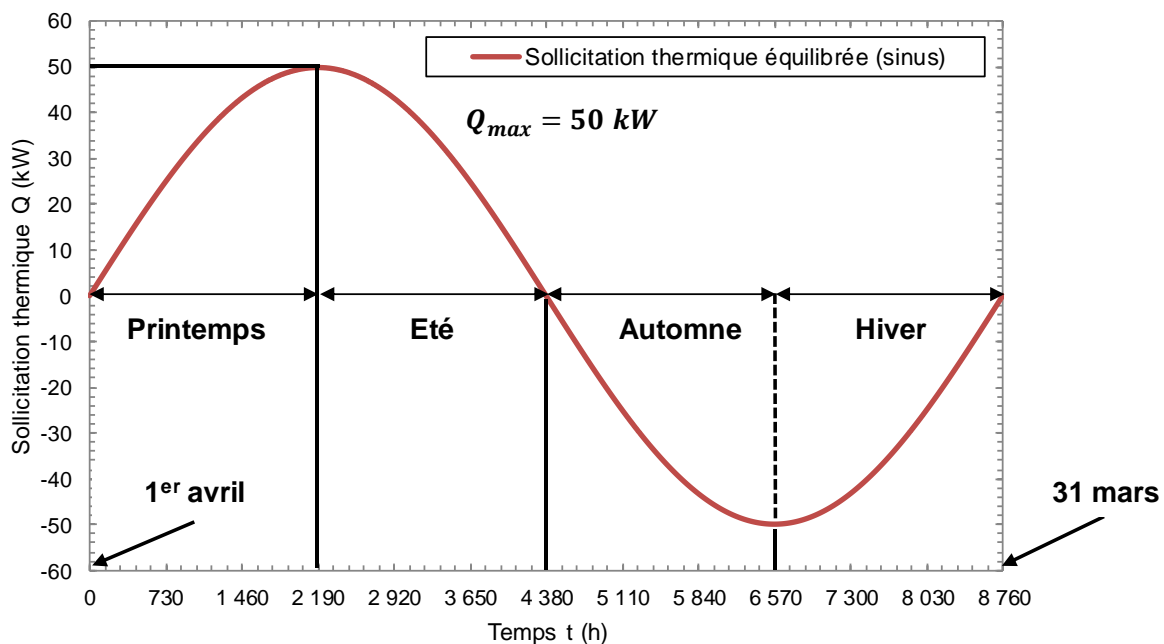


Figure II - 16 : Sollicitation thermique équilibrée (sinus) – Cas de référence

Concernant la sollicitation thermique, la première année est une année de transition entre la période inactive et la période active. De l'énergie est stockée dans le milieu pendant la période estivale avant d'être utilisée pour la période hivernale. Cela signifie que les transferts thermiques des années suivantes vont bénéficier de cette saisonnalité stockage/déstockage favorable (cf. I.1.3.3). De plus, au-dessus du radier, les flux de chaleur sont dirigés vers la partie excavée et vers la partie terrain (Figure II - 17). Cela signifie que le terrain ne reçoit qu'une partie de l'énergie transférée par les FLS, l'autre étant dissipée vers l'intrados des parois.

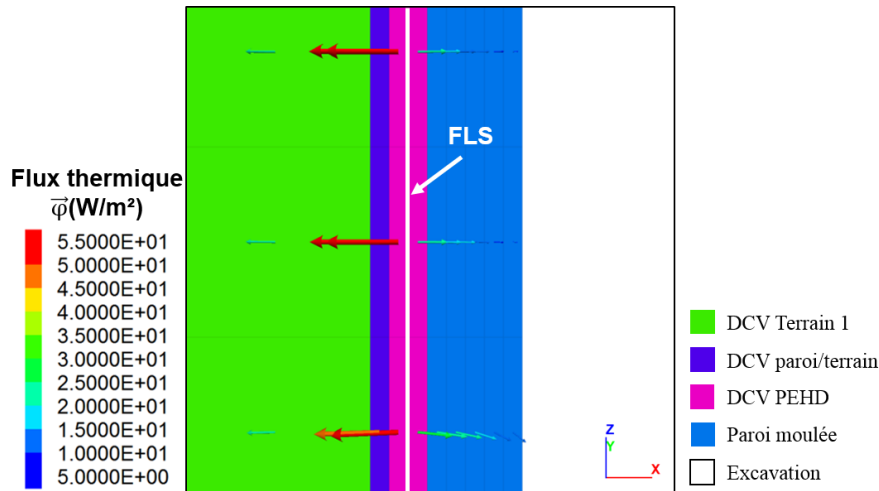


Figure II - 17 : Exemple de flux thermique aux abords d'une FLS

La charge thermique est répartie sur les nœuds des FLS de chaque panneau de la manière suivante (Tableau II - 4) :

Tableau II - 4 : Répartition de la charge thermique par panneau – Cas de référence

	Nombre de nœuds n_{noeud}^{FLS} (-)	Puissance totale maximum $Q_{Pi,max}$ (W)	Puissance nodale maximum $Q_{noeud,max}$ (W/nœud)	Flux total maximum* $\varphi_{Pi,max}$ (W/m ²)
P1	475	12500	26,3	26
P2	475	12500	26,3	26
P3	475	12500	26,3	26
P4	475	12500	26,3	26

*Flux total maximum en direction du terrain (surface de référence = 480 m²)

Après initialisation (cf. II.2.3), les vitesses d'écoulement sont bornées de la manière suivante (Tableau II - 5) :

Tableau II - 5 : Gamme de valeurs et position de la vitesse d'écoulement – Cas de référence

	Valeur [m/s]	Valeur [m/j]	Position
Vitesse non perturbée	$1,16 \cdot 10^{-6}$	0,10	Hors zone d'influence
Vitesse maximum	$2,22 \cdot 10^{-6}$	0,19	Angles des parois et P3/P4
Vitesse minimum	$3,55 \cdot 10^{-10}$	0,00	Champ proche P1/ P2

Afin de quantifier l'effet barrage, la charge hydraulique à 10 m de profondeur mesurée sur le modèle numérique est comparée à la charge hydraulique théorique sans ouvrage (*i.e.* non perturbée). Dans ce cas (Figure II - 14), celui-ci a une valeur de 10 cm, ce qui est relativement faible. Néanmoins, cela suffit à modifier notablement le champ de vitesse de Darcy autour de l'ouvrage.

De plus, le profil de température initial selon x à 5 m, 10 m et 20 m de profondeur et passant par le centre de l'ouvrage (*i.e.* y = 0 m) est le suivant (Figure II - 18) :

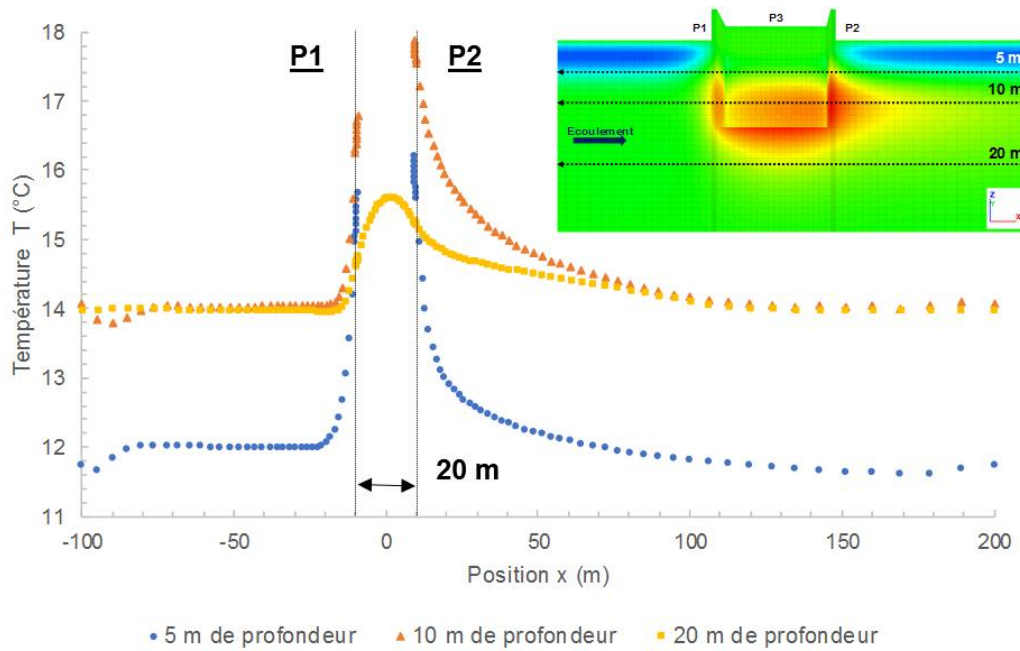


Figure II - 18 : Profil de température initial selon x et en $y = 0$ à 5 m, 10 m et 20 m de profondeur – Cas de référence

A 5 m de profondeur (*i.e.* au niveau de la nappe), la température du milieu est fortement perturbée par la variation de température de l'air extérieur. Ainsi, la température en amont et en aval de l'ouvrage est de l'ordre de 12°C au 1^{er} avril théorique. Cependant, à l'amont et à partir de 10 m de distance, la température s'élève progressivement jusqu'à atteindre $15,8^{\circ}\text{C}$ à l'interface avec la paroi P1. De même, à l'aval et à partir de 60 m de distance, la température s'élève progressivement jusqu'à atteindre $16,2^{\circ}\text{C}$ à l'interface avec la paroi P2. Ces effets sont dus à la condition aux limites en convection entre l'air à l'intérieur de l'ouvrage et les parois moulées mais également à l'écoulement qui crée une dissymétrie du champ de température. En effet, l'eau en mouvement est à la température du milieu, soit environ 12°C à 5 m de profondeur (cf. I.2.1). Elle contrebalance ainsi le réchauffement du milieu lié à la condition aux limites en dissipant cette anomalie thermique. De plus, l'énergie absorbée en P1 est déplacée dans le sens de l'écoulement jusqu'en P2 et au-delà.

A 10 m de profondeur, le résultat est tout à fait similaire à celui à 5 m de profondeur, excepté qu'il s'agit de la limite d'influence de la température de l'air extérieur. Cela implique que la température du milieu est égale à la température moyenne annuelle de l'air extérieur, soit 14°C dans ce cas. Les amplitudes de température sont ainsi plus élevées. De plus, l'effet de l'écoulement est plus important. En effet, la limite d'influence à l'amont est de 5 m contre 100 m à l'aval.

A 20 m de profondeur, le profil de température se situe sous le radier. L'anomalie thermique visible liée à la condition aux limites en convection est donc limitée. Sa forme et son étendue est identique à celle perçue à 10 m mais son amplitude est plus faible. En effet, contrairement aux deux profils supérieurs, la zone entre les parois est remplie. Cela signifie qu'elle est sollicitée thermiquement de la même façon que le terrain extradoss. Ainsi, l'énergie est répartie

dans ce volume supplémentaire. Par conséquent, le terrain sous le radier entre les parois moulées joue le rôle de tampon thermique.

De plus, l'analyse du champ de température dans les plans horizontaux à 5 m, 10 m et 20 m de profondeur (Figure II - 19) montre que les angles des parois et les faces parallèles à l'écoulement sont moins perturbés thermiquement que les faces perpendiculaires. L'énergie a tendance à s'accumuler au centre de la paroi aval. De même, le plan à 20 m de profondeur illustre l'accumulation d'énergie entre les parois sous le radier. En effet, ce dernier étant ancré dans un substratum imperméable, l'écoulement est nul dans le volume de terrain compris entre les parois moulées sous le radier. Les transferts de chaleur se font donc uniquement par conduction dans cette zone.

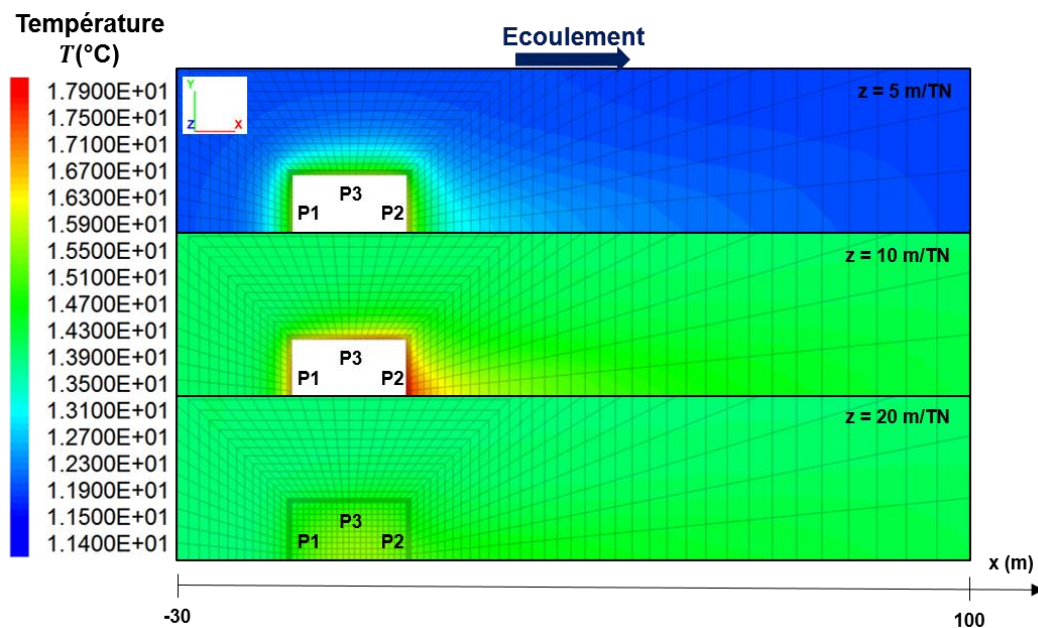


Figure II - 19 : Champ de température initial dans des plans horizontaux à 5 m, 10 m et 20 m de profondeur

Par conséquent, avant l'activation des parois moulées, le champ de température autour de l'ouvrage est perturbé et asymétrique. Cela implique que les premiers transferts thermiques après activation ne seront pas homogènes en fonction de la paroi et de la position de la zone considérée. Cela permet également d'envisager que lors de la durée de vie de l'ouvrage, le même type de comportement sera visible avec une accumulation d'énergie sur la paroi aval.

II.3.1.2. Activation des parois moulées – Cas de référence

Les parois moulées sont activées pendant 20 ans en répétant chaque année la même sollicitation thermique (cf. II.2). En théorie, la sollicitation appliquée étant équilibrée, le système doit s'équilibrer tôt dans le cycle. Afin de vérifier cette hypothèse, le bilan d'énergie dans les cinq volumes de contrôle (cf. II.1.1.2) est analysé. Afin de pouvoir comparer les résultats obtenus, la quantité d'énergie est normalisée selon le volume total respectif de chacun des volumes de contrôle (Figure II - 20).

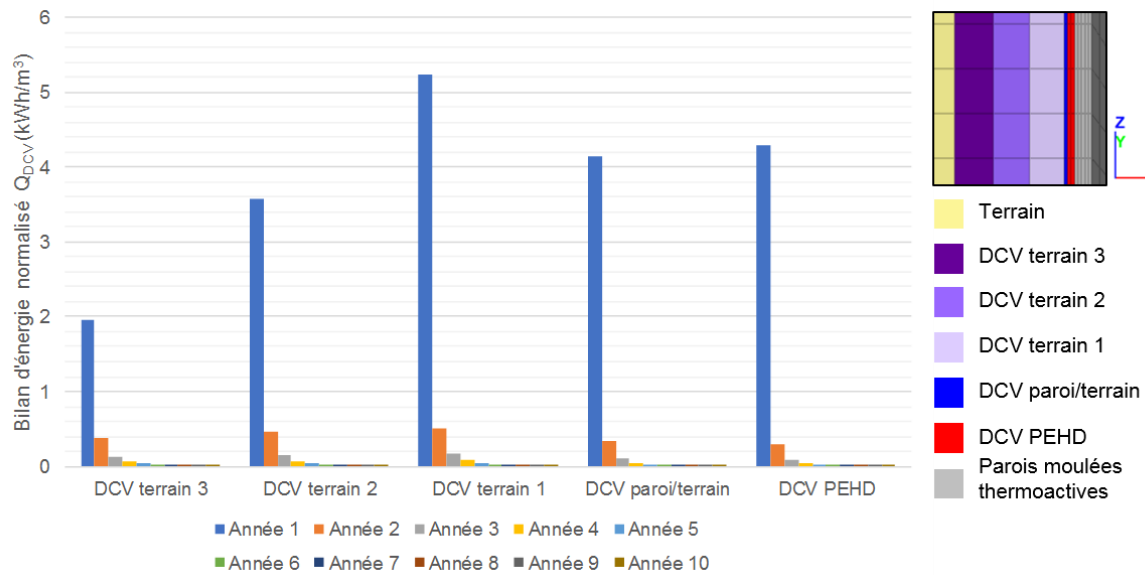


Figure II - 20 : Bilan d'énergie normalisé pour les différents volumes de contrôle – Cas de référence

Les courbes ne sont représentées que pour les dix premières années. En effet, ces histogrammes confirment qu'après seulement quelques années de sollicitation, le système est à l'équilibre. En effet, la divergence totale est négligeable. De plus, les valeurs sont toutes positives, ce qui signifie qu'avant d'atteindre son équilibre, le système se refroidit. De même, le volume le plus impacté est celui qui se situe à l'interface sol-structure côté sol. Notamment, la première année a la contribution la plus importante. En effet, le premier cycle de chauffage et de climatisation est effectué dans un milieu à l'équilibre. Les cycles suivants ne sont que des répétitions de cette sollicitation. La perturbation engendrée est donc moins importante. Par conséquent, la première année de mise en service peut être considérée comme une nouvelle phase d'initialisation thermique. Cependant, ce graphique ne fournit pas d'information sur la présence éventuelle d'anomalies thermiques à l'échelle du modèle.

La Figure II - 21 donne un aperçu du comportement thermique du milieu à grande échelle. L'objectif ici est de contrôler le champ de température au pic de besoin, *i.e.* en été et en hiver, année après année jusqu'à l'équilibre. Tout d'abord, les températures les plus extrêmes sont enregistrées lors de la première année d'activation. S'en suit une diminution de la température dès la deuxième année. A partir de cette étape, les températures les plus extrêmes sont enregistrées au niveau de la paroi P2 en été et P1 en hiver, notamment au-dessus du radier.

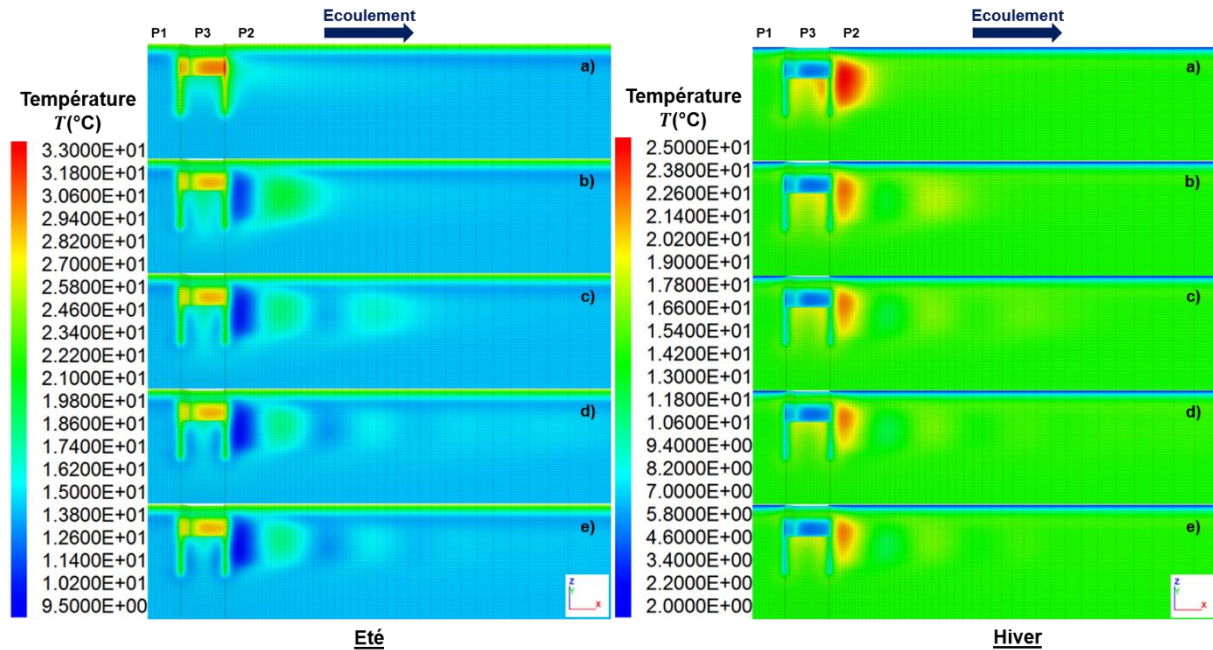


Figure II - 21 : Champ de température en été et en hiver au cours du temps : a) 1 an, b) 2 ans, c) 3 ans, d) 5 ans et e) 10 ans – Cas de référence

Ensuite, la formation d'un panache thermique apparaît clairement dès la première année. Le caractère cyclique de la sollicitation implique la formation d'une anomalie positive en été (*i.e.* injection d'énergie) et d'une anomalie négative en hiver (*i.e.* extraction d'énergie). Cette anomalie est ensuite partiellement dissipée par l'écoulement vers l'aval. Cela a pour conséquence le déplacement d'un front thermique composé d'ondes thermiques saisonnières. La vitesse de déplacement de ce front thermique est proportionnelle à la vitesse d'écoulement de la nappe et au rapport de chaleur spécifique entre l'eau et le terrain (cf. I.1.3.3). La valeur extraite du modèle numérique est en adéquation avec la formulation analytique et correspond à une vitesse de l'ordre de 40 m/an. De plus, l'intensité des anomalies diminue avec leur déplacement. Ce comportement est lié à l'étalement du panache thermique lors de sa dissipation. Ainsi, l'énergie est diluée dans un volume plus important et provoque des variations de température plus faibles dans le milieu. C'est pourquoi le panache thermique n'est plus visible au-delà de 100 m dans les conditions du modèle. En considérant une vitesse de front thermique de 40 m/an, le panache thermique est donc composé de deux cycles et demi de sollicitation thermique.

Enfin, ces phénomènes observés montrent le comportement asymétrique du système. En effet, au niveau de la paroi P1, la température est proche de la température initiale du terrain. Cependant, au niveau de la paroi P2, la température varie dans le temps avec une alternance d'anomalie positive et négative. Il convient de noter que ces anomalies sont en décalage de phase avec la sollicitation thermique. En effet, en été, l'anomalie aux abords de P2 est négative et inversement en hiver. Néanmoins, ces illustrations ne permettent pas de visualiser l'intégralité des phénomènes en jeu.

Pour cela, il est nécessaire de représenter le champ de température dans un plan horizontal afin de visualiser les trois parois activées. De plus, la superposition des vecteurs vitesse de Darcy

apporte des éléments de réponse supplémentaires (Figure II - 22). Tout d'abord, les températures extrêmes en été et en hiver se situent au sein de la paroi P3. Ainsi, la température en P3 est quelques degrés Celsius supérieure ou inférieure à la température en P1 et P2, respectivement en été et en hiver. Enfin, le panache thermique est uniquement présent en P2. Ce comportement peut s'expliquer par le sens et l'intensité des vecteurs vitesse de Darcy. En effet, comme détaillé précédemment (cf. II.2), la vitesse de Darcy la plus élevée se retrouve aux angles et le long de la paroi P3. Cela signifie que cette zone est fortement dissipative. Cela implique que la recharge naturelle imputée au caractère équilibré et cyclique de la sollicitation thermique est plus faible le long de cette paroi. De plus, l'anomalie produite en P1 est dissipée vers l'aval et s'additionne à celle produite le long de la paroi P3 puis vient se stocker aux abords de P2 où la vitesse de Darcy est proche de zéro. Du fait de la cyclicité de la sollicitation, de la vitesse de Darcy, *i.e.* de la vitesse de déplacement de l'anomalie thermique qui est de 40 m/an, et de la géométrie de l'ouvrage, l'anomalie produite en été est visible en hiver de la même année en P2. Inversement, l'anomalie produite en hiver se retrouve l'été suivant en P2.

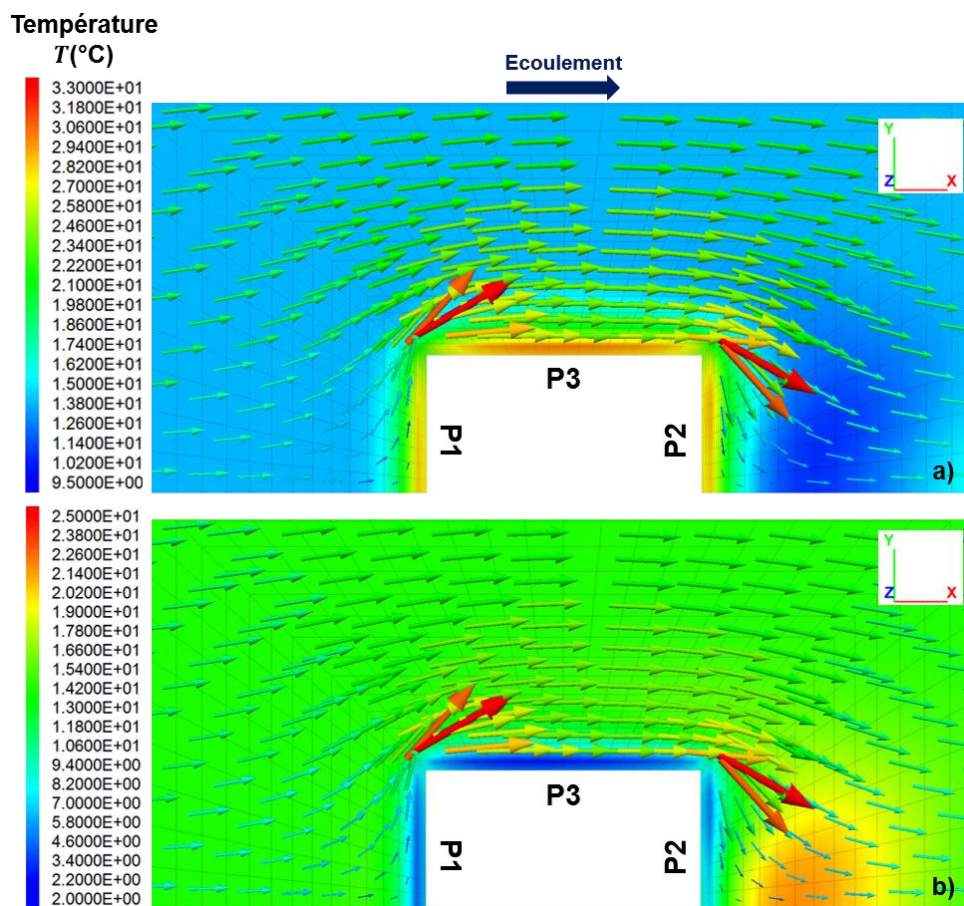


Figure II - 22 : Champ de température et vecteurs vitesse de Darcy après 10 ans de sollicitation thermique dans un plan horizontal à 10 m de profondeur : a) en été, b) en hiver

Ces dissymétries se retrouvent dans les profils de température. En effet, selon l'axe x (Figure II - 23), *i.e.* dans le sens de l'écoulement, la superposition des courbes de température sur 10 ans permet d'apprécier les variations saisonnières et annuelles, mais également les variations spatiales.

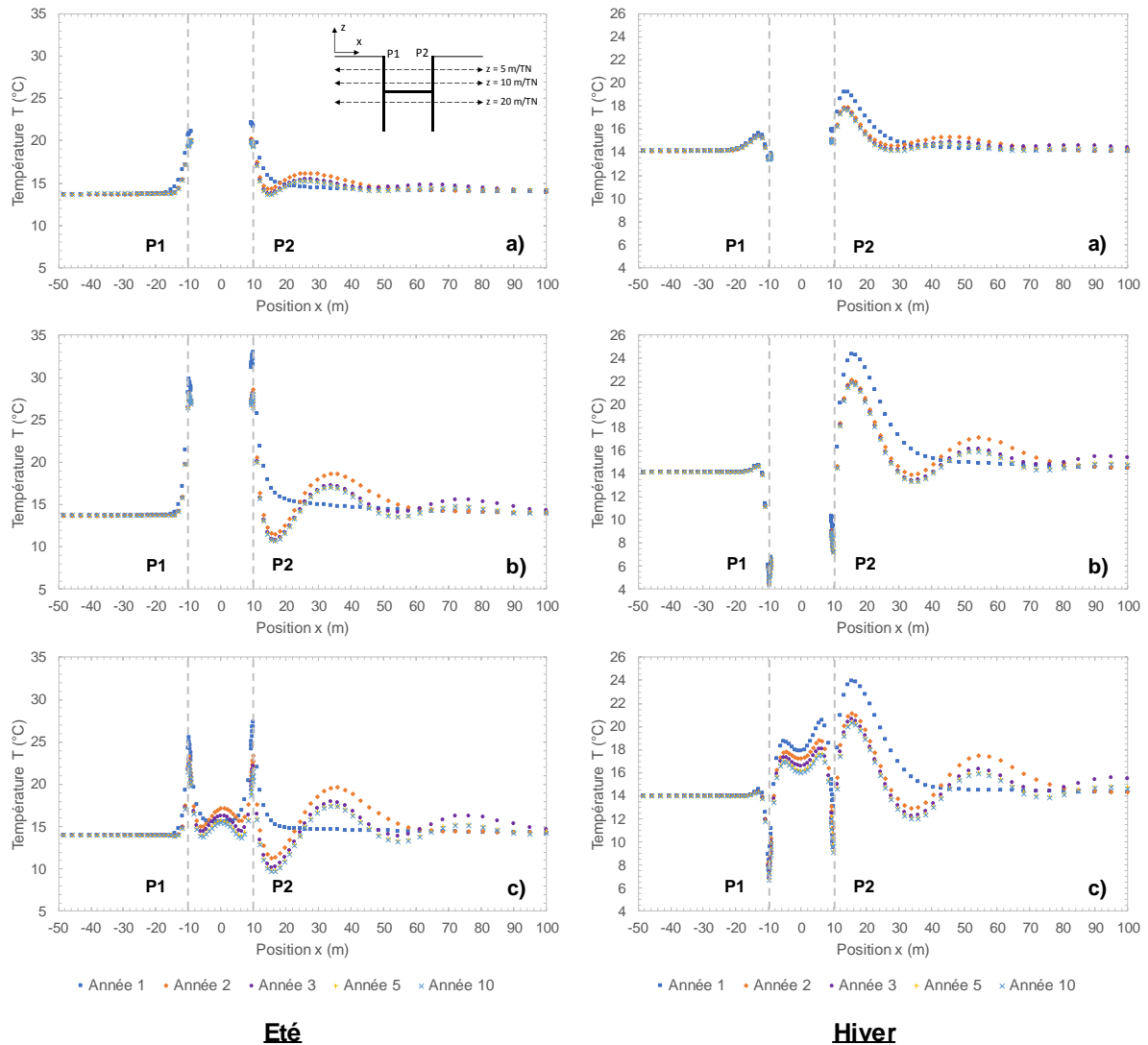


Figure II - 23 : Profils de température selon x en été et en hiver au cours du temps selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN – cas de référence

Dans un premier temps, des courbes mettent en avant la mise à l'équilibre rapide du système après environ 3 ans. Ensuite, les courbes se superposent.

Dans un deuxième temps, elles mettent en évidence l'initialisation du système au cours du premier cycle qui implique que les températures maximales sont observées lors de la première année. Effectivement, la sollicitation thermique débute par une période d'injection d'énergie dans le terrain. Les cycles suivants, la température diminue jusqu'à atteindre l'équilibre.

Dans un troisième temps, les ondes thermiques saisonnières apparaissent à l'aval de la paroi P2 avec une alternance d'anomalie positive et négative. La distance entre deux pics positifs ou négatifs correspond à la vitesse de déplacement du front thermique qui est de 40 m/an. De plus, l'amplitude des pics diminue avec l'éloignement. Ce phénomène correspond à la diffusion thermique.

Dans un quatrième temps, la différence de comportement entre les parois P1 et P2 est notable, avec des températures globalement plus faibles en P1 qu'en P2. Cela implique qu'en été, la température la plus proche du seuil critique se situe en P2 (*i.e.* 35 °C) et, en hiver, en P1 (*i.e.* 0

°C). Ces variations s'expliquent par la présence de l'écoulement qui apporte de l'eau à la température initiale du terrain en P1, contrairement à la paroi P2 qui est perturbée par les anomalies créées en amont. Il y a donc une interaction forte à l'échelle de la structure. Cependant, au-delà de la première année de fonctionnement, la température en P2 est loin de seuils critiques, grâce à la réserve d'énergie formée par l'accumulation des anomalies thermiques.

Dans un dernier temps, les graphiques font apparaître la variation de température en fonction de la profondeur. En effet, à 5 m/TN (*i.e.* courbes a)), l'amplitude des variations est relativement faible et les températures sont loin d'atteindre les seuils critiques. Cependant, à 10 m/TN (*i.e.* courbes b)), les variations de température sont plus importantes et se rapprochent des seuils critiques. Cela implique que la sollicitation thermique ne peut pas être plus importante, au risque de dépasser ces derniers. De plus, ces résultats montrent l'influence de la température de l'air extérieur sur les premiers mètres de terrain. En effet, la température de l'air extérieur varie entre +2 et +26 °C et est ressentie jusqu'à 10 m de profondeur. A 5 m/TN, les variations de température liées à la sollicitation thermique sont ainsi amorties par la surface, contrairement à 10 m/TN. De même, ces graphiques correspondent aux profils au-dessus du radier où l'extrados est en contact avec le terrain mais pas l'intrados qui est en contact avec l'air à l'intérieur de l'ouvrage. L'air ayant de mauvaises propriétés thermiques par rapport au terrain, les transferts thermiques vers l'intrados sont faibles. Ce constat est renforcé par le profil de température à 20 m/TN (*i.e.* courbes c)) qui montre le comportement du terrain entre les parois sous le radier. Celui-ci subit des variations de température plus faibles que les parois et que le terrain en aval de P2. De plus, globalement, les variations à 20 m de profondeur sont plus faibles qu'à 10 m/TN. Cela signifie que le terrain sous le radier où l'écoulement est nul joue le rôle de réservoir d'énergie et a un effet tampon.

En conclusion, ces graphiques mettent en évidence une zone critique située vers 10 m de profondeur où les températures sont les plus extrêmes et risquent de dépasser les seuils fixés précédemment. De plus, les fiches des parois moulées présentent un comportement plus favorable que la partie supérieure grâce à la présence de terrain de part et d'autre des parois. Cela signifie que ces dernières peuvent être sollicitées de manière plus importante au niveau des fiches.

Cependant, comme indiqué précédemment, il convient de noter que les températures les plus extrêmes sont situées en P3. Afin d'analyser plus précisément ces différences, les profils de température verticaux des parois P1, P2 et P3 sont tracés. Ceux-ci sont situés au milieu des parois moulées à l'emplacement des tubes échangeurs de chaleur (Figure II - 24).

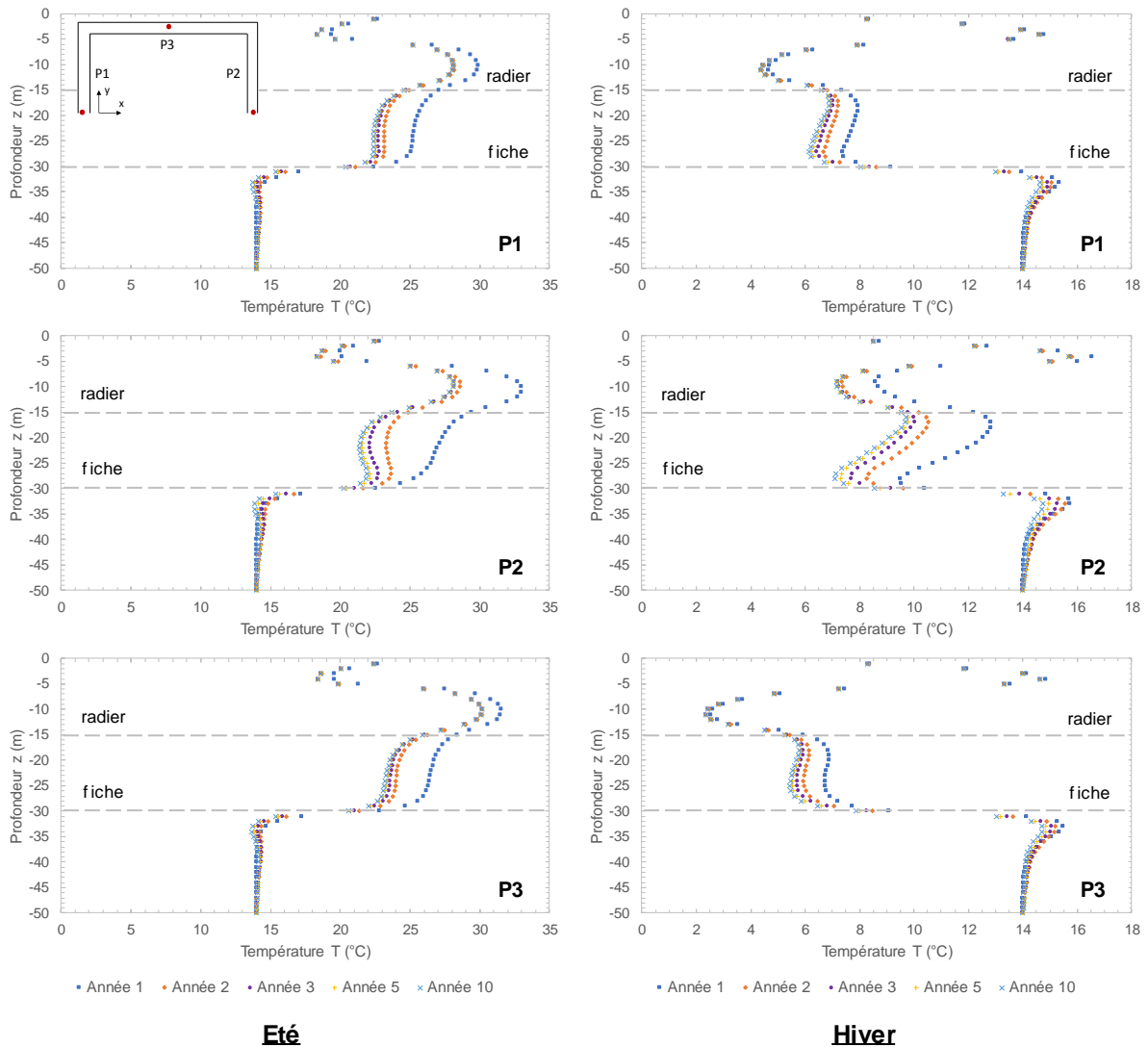


Figure II - 24 : Profils de température verticaux en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 au cours du temps – cas de référence

Tout d'abord, les courbes confirment l'équilibre thermique après quelques années de fonctionnement. En effet, à partir de 3 ans de sollicitation, les courbes se superposent. Ensuite, les résultats mettent en avant trois zones distinctes :

- au-dessus du radier : $0 > z > -15$ m ;
- les fiches des parois moulées : $-15 > z > -30$ m ;
- sous les fiches des parois moulées : $z < -30$ m.

Dans la première zone, la température est très variable et notamment entre 0 et 10 m de profondeur. Deux phénomènes permettent d'expliquer cela :

- la variation de température de l'air extérieur dont les variations saisonnières sont ressenties jusqu'à environ 10 m de profondeur ;
- la profondeur des sources finies linéaires dont le sommet est situé à 6 m de profondeur afin d'être toujours situé sous la nappe.

Notamment, c'est à 10 m de profondeur que les températures extrêmes sont observées. Ces résultats confirment les observations réalisées précédemment. Par conséquent, la partie la plus sensible est bien située juste au-dessus du radier.

Dans la deuxième zone, les variations de température sont plus faibles. Globalement, la température décroît avec la profondeur, excepté en hiver pour la paroi P3. Ces résultats montrent la bonne homogénéité thermique des fiches des parois moulées.

Dans la troisième zone, l'ouvrage thermoactif n'a qu'un impact limité sur les dix premiers mètres en profondeur. De plus, les résultats sont identiques en P1, P2 et P3 car le substratum dans lequel sont ancrées les fiches est considéré imperméable par rapport au terrain sus-jacent. Les transferts sont donc purement conductifs.

Enfin, comme discuté précédemment, la paroi P3 présente les températures les plus extrêmes en été et en hiver, notamment dans la partie sensible vers 10 m de profondeur. Cela est notamment dû à la vitesse d'écoulement plus élevée le long de P3 qui empêche la recharge thermique liée à la sollicitation équilibrée. En effet, d'après la bibliographie (cf. I.1.3.3), au-delà de 0,1 m/j, les effets de l'écoulement sont importants et provoquent une décorrélation entre les saisons de chauffage et de climatisation.

Pour conclure, les dissymétries thermiques liées à l'écoulement sont présentes dans l'ensemble du modèle. Ainsi, les parois ont toutes un comportement différent et qui varie dans le temps jusqu'à atteindre un équilibre. De plus, les parois parallèles à l'écoulement subissent les variations de température les plus importantes, notamment au-dessus du radier à 10 m de profondeur dans les conditions du modèle. Cela implique des gradients de température verticaux dans les parois moulées et dans le terrain non négligeables (Figure II - 25).

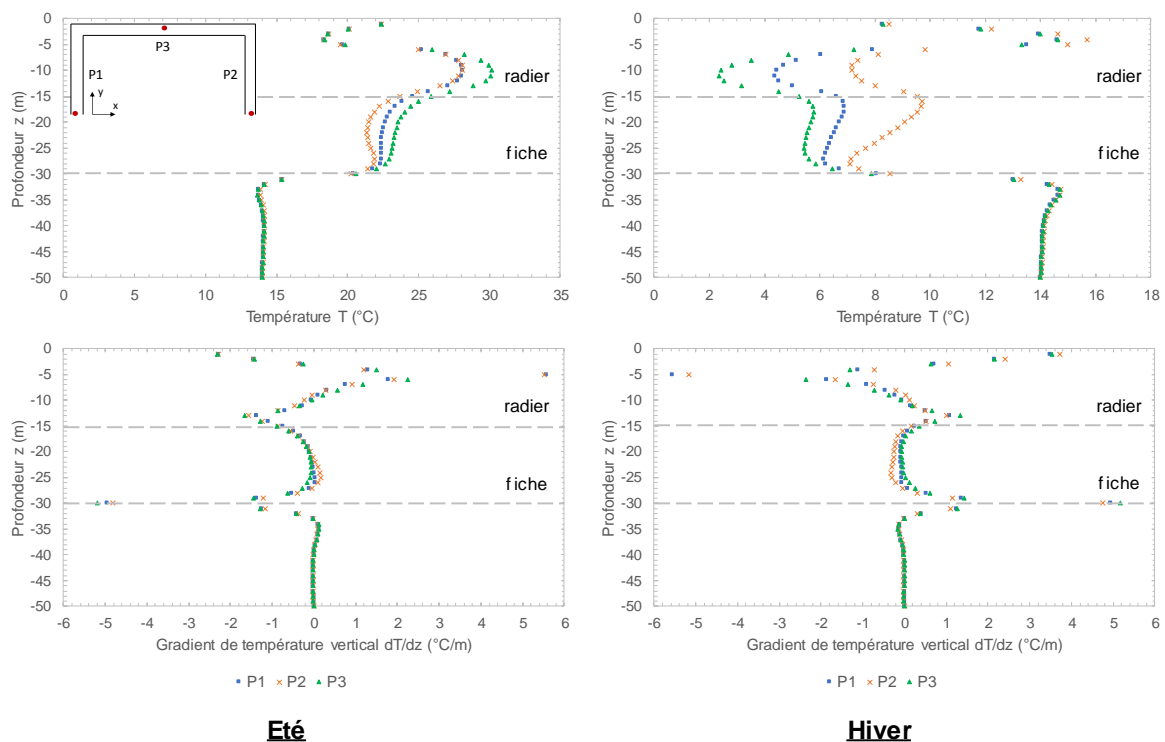


Figure II - 25 : Température et gradient de température vertical après 10 ans de sollicitation thermique aux parois P1, P2 et P3 – cas de référence

En effet, après 10 ans de sollicitation thermique, la paroi P3 est bien celle montrant les températures les plus extrêmes. De plus, cette dernière présente les gradients verticaux les plus forts et pouvant atteindre plusieurs degrés Celsius par mètre. Ce mode de représentation sous forme de gradient vertical permet de confirmer la bonne homogénéité thermique de la zone des fiches des parois moulées car les valeurs des gradients sont globalement inférieures au degré par mètre.

Ces analyses en température fournissent des informations essentielles quant à la stabilité thermique du système et sur les zones sensibles sur lesquelles il est nécessaire de se focaliser afin de s'assurer que les seuils critiques ne soient pas dépassés. Elles permettent également d'identifier les zones qu'il est possible de solliciter davantage. Cependant, elles n'apportent pas d'information directe sur le rendement énergétique de chacune des parois ni sur les variations du potentiel au cours du temps. Pour cela, les flux thermiques sont directement analysés. Le flux de chaleur est calculé comme étant la moyenne des flux à l'interface sol/structure de chacune des parois moulées aux pics de besoin (Figure II - 26).

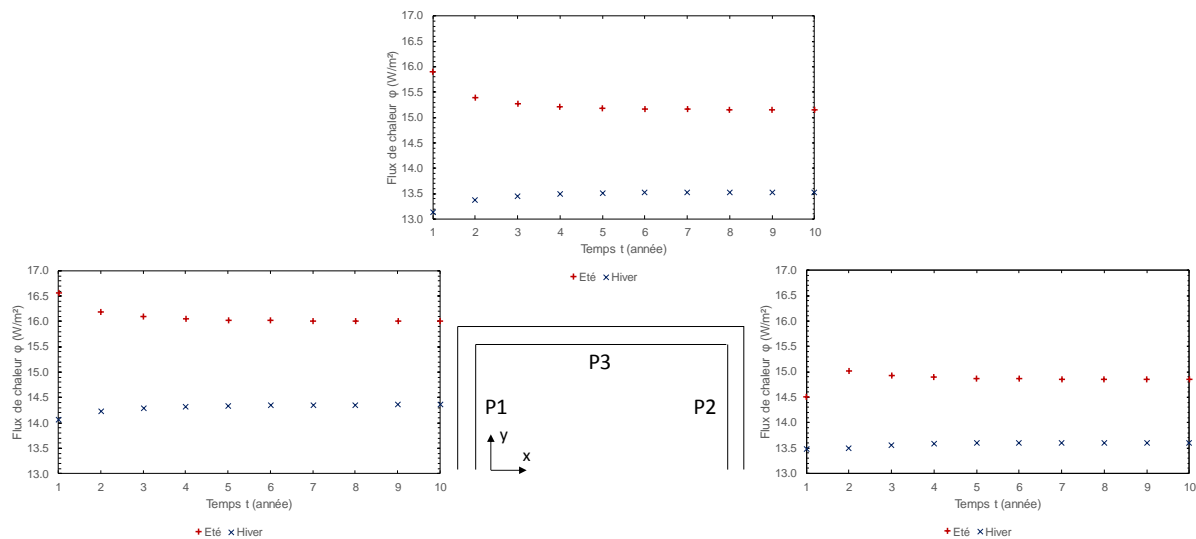


Figure II - 26 : Flux de chaleur en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 – cas de référence

Tout d'abord, il apparaît que le flux de chaleur en été est significativement plus élevé que le flux de chaleur en hiver. Cela signifie que les parois dissipent mieux l'énergie malgré un signal équilibré. Par conséquent, l'anomalie thermique positive créée est moins importante. Ce résultat peut expliquer une partie du refroidissement global de l'ouvrage avant l'équilibre.

Ensuite, le flux diminue en été jusqu'à atteindre un équilibre à partir de 5 ans de sollicitation thermique. Au contraire, le flux augmente en hiver jusqu'à atteindre cet équilibre. Ces variations sont toutefois relativement faibles et ont lieu notamment après le premier cycle. Ce phénomène est lié au rééquilibrage des températures après la première activation.

Enfin, la paroi P1 a un flux supérieur à la paroi P3, lui-même supérieur au flux de P2. Cela signifie que P1 est la paroi qui dissipe le mieux l'énergie. De plus, la paroi en amont et perpendiculaire à l'écoulement est plus favorable en terme énergétique malgré l'effet barrage qui diminue la vitesse d'écoulement dans cette zone. Cependant, la paroi P3 a un flux significativement plus important que P2. Plusieurs explications sont possibles :

- l'écoulement en amont de P1 est à température constante et permet de développer un gradient de température favorable ;
- l'anomalie thermique en P1 est dissipée vers P3 puis vers P2 et fait diminuer le potentiel géothermique de ces parois ;
- l'écoulement le long de P3 est suffisamment important pour compenser la perte engendrée par l'interaction avec P1 et permet de dissiper rapidement l'anomalie vers P2.

Par conséquent, l'interaction entre les différentes parois est forte. Le rôle de l'eau est ici non négligeable car elle est le moteur principal de la dissipation d'énergie et modifie le fonctionnement des parois. Il est intéressant de noter que la paroi où règne l'écoulement le plus fort n'est pas celle qui dissipe le mieux l'énergie à cause de l'interaction avec la paroi amont. De plus, comme décrit précédemment, les températures les plus extrêmes sont rencontrées en P3. Par conséquent, il n'est pas possible de plus solliciter cette paroi, contrairement aux parois P1 et P2. Cet écart pourrait donc être plus important dans le cas d'une augmentation de la sollicitation en P1. Concernant P2, la concentration des anomalies permet de stocker de l'énergie pour la saison suivante. Ainsi, la paroi peut être plus sollicitée. En augmentant cette sollicitation, son flux de chaleur moyen augmenterait mécaniquement. C'est pourquoi le flux de chaleur n'est pas nécessairement un paramètre dimensionnant.

L'analyse du bilan énergétique permet de confirmer ces résultats (Figure II - 27). En effet, plus le milieu est dissipatif, plus la divergence des flux et, par conséquent, le bilan énergétique est faible. Ainsi, la paroi P1 présente la divergence la plus faible et P2 la plus élevée. Concernant cette dernière, ce résultat est notamment vrai dans les volumes de contrôle situés dans le terrain. En effet, il s'agit de l'effet de l'accumulation des anomalies thermiques.

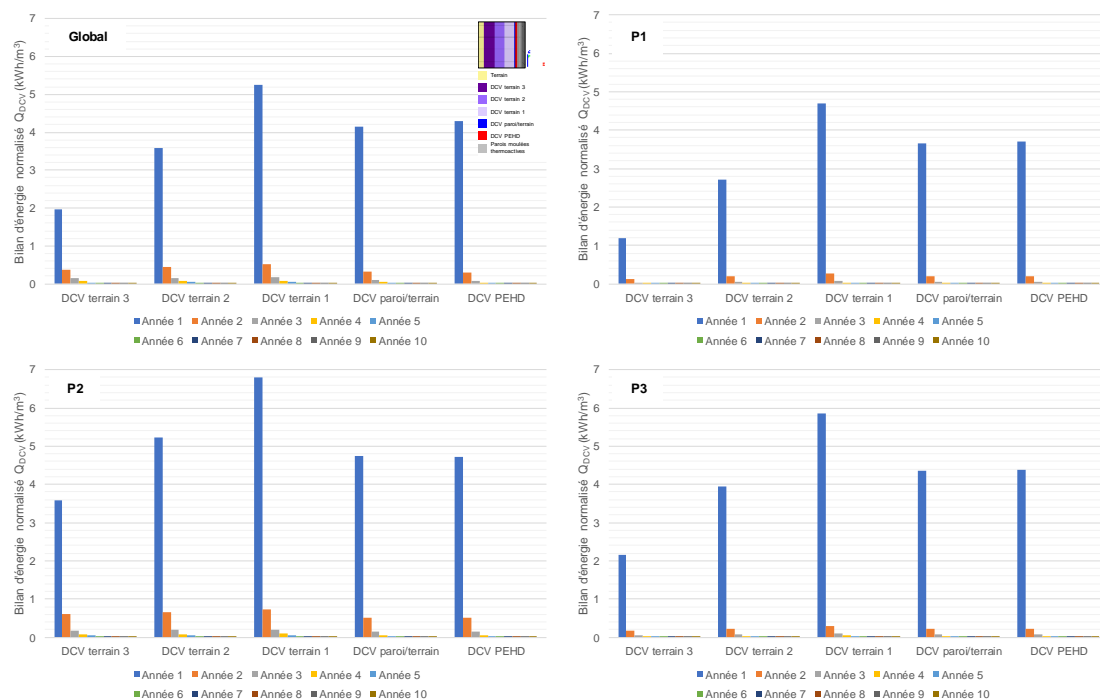


Figure II - 27 : Bilan énergétique normalisé basé sur le calcul des divergences pour les parois P1, P2, P3 et global sur l'ouvrage – cas de référence

Concernant la part de l'écoulement dans les échanges thermiques, la Figure II - 28 permet de comparer la contribution de la conduction et de l'advection par rapport au bilan global. Seuls les volumes de contrôle situés dans le terrain sont représentés car l'advection est nulle dans les parois moulées. Globalement, le refroidissement observé lors des premiers cycles est lié à la contribution de l'advection. De plus, l'équilibre étant atteint après quelques cycles, la contribution de l'advection est égale à celle de la conduction. Il convient de noter que la paroi P2 qui présente le bilan global le plus défavorable montre les contributions en conduction et advection les plus faibles en s'éloignant de l'interface sol/structure (*i.e.* cas b) et c)). Par rapport aux conclusions précédentes, cela signifie que les transferts thermiques sont plus faibles uniquement dans la paroi et à l'interface sol/structure. De plus, ces valeurs plus élevées sont liées à l'accumulation des anomalies thermiques. De même, plus le gradient thermique est favorable, plus les transferts thermiques sont conductifs d'après la loi de Fourier. C'est pourquoi la contribution à l'interface sol/structure en P1 (*i.e.* cas a)) est la plus importante. Ainsi, les courbes représentatives du meilleur contributeur entre la conduction et l'advection correspondent aux courbes pré-équilibres (*i.e.* années 1 et 2). Par conséquent :

- l'équilibre en P1 est principalement lié à la conduction grâce au gradient favorable généré par l'écoulement ;
- l'équilibre en P2 est principalement lié à l'écoulement mais est plus tardif à cause du faible écoulement causé par l'effet barrage ;
- l'équilibre en P3 est principalement lié à l'advection grâce aux vitesses d'écoulement élevées causées par l'effet barrage.

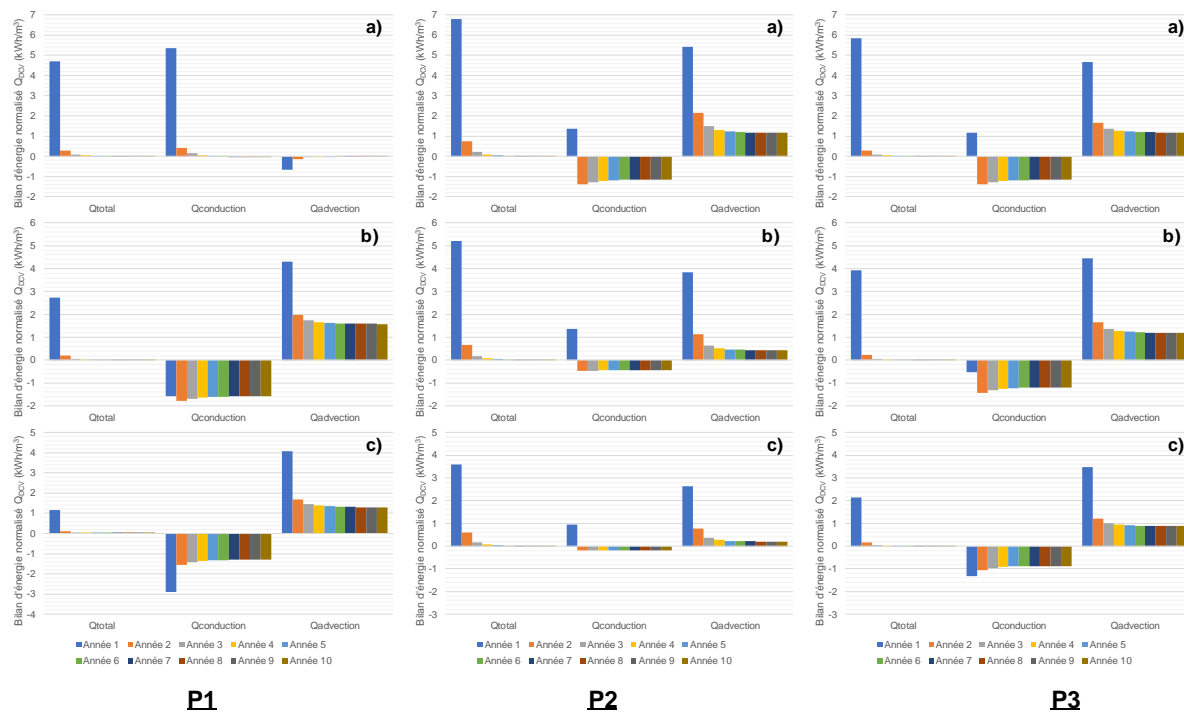


Figure II - 28 : Contribution de la conduction et de l'advection dans le bilan d'énergie pour les parois P1, P2 et P3 : a) DCV terrain 1, b) DCV terrain 2 et c) DCV terrain 3 – cas de référence

En conclusion de ce cas de référence, plusieurs phénomènes sont à noter :

- l'équilibre thermique est atteint au bout de quelques années ;
- le champ de température dans le terrain et dans les parois moulées est fortement dissymétrique, de même que le champ de vitesse de Darcy ;
- un panache thermique se développe à l'aval de la paroi P2 et atteint une longueur d'environ 100 m :
 - le panache est composé des anomalies thermiques équivalentes à deux cycles et demi d'utilisation ;
 - la vitesse de déplacement du front thermique est d'environ 40 m/an ;
 - l'anomalie thermique en P2 est en opposition de phase avec le mode de fonctionnement (*i.e.* chauffage ou refroidissement). ;
- les températures extrêmes sont rencontrées en P3 :
 - la zone la plus sensible correspond à la partie au-dessus du radier et notamment vers 10 m de profondeur où l'influence de la température de l'air extérieur est plus faible ;
 - le terrain sous le radier entre les fiches des parois moulées a un rôle tampon et permet ainsi d'atténuer les variations de température ;
- les gradients de température verticaux sont non négligeables ;
- les flux de chaleur ne sont pas constants au cours du temps ;
- chaque paroi a un comportement thermique différent :
 - P1 dissipe le mieux l'énergie grâce à un gradient thermique favorable malgré une vitesse d'écoulement à l'interface faible ;
 - P2 voit son potentiel géothermique fortement perturbé par les autres parois en amont ;
 - P3 a un bon potentiel géothermique grâce à la vitesse d'écoulement élevée sur son linéaire mais celle-ci diminue la recharge thermique saisonnière liée aux besoins équilibrés.

Par conséquent, ces résultats confirment l'utilité du calcul en 3D. En effet, les variations spatiales en termes de température et de flux sont importantes. Effectivement, la géométrie de l'ouvrage provoque un effet barrage par rapport à l'écoulement et modifie le champ de vitesse de Darcy. Il n'est donc pas possible de définir un comportement unique pour l'ouvrage.

Ainsi, la paroi la plus amont reçoit un écoulement à température constante qui génère un gradient thermique favorable tout au long des cycles de sollicitation. Le transfert thermique par conduction est donc très performant. Dans ce cas de figure, l'effet barrage n'est pas défavorable.

Cependant, la paroi la plus aval est dans l'ombre de l'ouvrage d'un point de vue hydraulique. Elle ne bénéficie donc pas de recharge thermique naturelle liée à l'écoulement. De plus, les anomalies thermiques développées en amont se stockent aux abords de la paroi à cause de l'effet

barrage qui a tendance à rabattre les écoulements à l'arrière de l'ouvrage. Il s'agit du même comportement que celui observé pour l'érosion autour des piles de pont. Par conséquent, les performances thermiques de cette paroi sont dépendantes du signe de l'anomalie. Dans le cas présent, comme l'anomalie est en opposition de phase, elle est favorable car elle permet d'atténuer l'amplitude des variations de température en P2.

De même, l'effet barrage a tendance à augmenter l'intensité de la vitesse d'écoulement le long et dans les angles des parois parallèles à la direction du flux hydraulique. Cela est lié à l'augmentation de la charge hydraulique en amont de l'ouvrage et à sa diminution en aval, générant un gradient hydraulique plus important. Théoriquement, les parois parallèles sont donc très performantes. Cependant, une vitesse d'écoulement élevée implique une décorrélation entre la charge thermique de chauffage et de climatisation. Par conséquent, le système ne bénéficie plus de la réserve d'énergie stockée pendant la saison précédente. Dans le cas d'un besoin équilibré, cette situation implique des températures plus extrêmes que pour les autres parois.

Pour conclure, la présence d'un écoulement a de multiples conséquences qu'il est parfois difficile de quantifier. D'une part, il apporte une recharge thermique naturelle mais d'autre part il crée une interaction thermique forte à l'échelle de l'ouvrage. Afin d'améliorer la compréhension de ces différents phénomènes, une étude paramétrique doit être menée.

Dans un premier temps, cette étude est focalisée sur l'influence de la vitesse d'écoulement sur les performances thermiques de l'ouvrage mais également sur les interactions potentielles.

Dans un deuxième temps, l'influence de la sollicitation thermique est analysée afin de déterminer l'impact de sa forme et de son déséquilibre sur le comportement thermique global du système.

Dans un troisième temps, c'est l'influence de la géométrie qui est développée sous deux aspects. Le premier aspect concerne l'élancement de la structure qui a un rôle dans la formation et la quantification de l'effet barrage. Le deuxième aspect est lié à l'orientation de la structure qui favorise plus ou moins son incidence sur l'effet barrage.

Dans un quatrième temps, l'interaction entre deux ouvrages identiques à différents espacements est analysée. Cela a pour objectif de comprendre si les interactions observées à l'échelle de l'ouvrage se retrouvent à plus grande échelle et dans quelles conditions.

Dans un dernier temps, une étude sur l'influence de la géologie et des propriétés thermo-hydrauliques est menée.

II.3.2. Influence de la vitesse d'écoulement

Les résultats du cas de référence mettent en avant l'influence de l'écoulement sur les échanges thermiques à l'échelle de l'ouvrage. Il s'agit, a priori, d'un paramètre clé pour son dimensionnement énergétique. C'est pourquoi différentes vitesses d'écoulement sont testées lors de cette étude paramétrique. Afin de faire varier ce paramètre, deux leviers sont activables :

- variation du gradient hydraulique ;
- variation de la perméabilité.

C'est cette deuxième variable qui a été choisie car elle ne modifie pas les propriétés thermiques du milieu. En effet, si le gradient hydraulique est modifié, la zone de transition entre les terrains saturés et non saturés est modifiée. Or, l'eau contenue dans la porosité modifie de manière significative la conductivité thermique et la chaleur spécifique du milieu. Dans ce contexte, la perméabilité ne modifie, quant à elle, que la capacité du sol à laisser transiter la nappe.

L'ouvrage étant modélisé en trois dimensions et pour un comportement à long terme, les temps de calculs sont conséquents et il est difficile de tester une gamme de vitesses large. C'est pourquoi, en sus du cas de référence à 0,1 m/j, trois vitesses supplémentaires sont modélisées :

- vitesse nulle ($\vec{v}_D = 0,0 \text{ m/j}$) ;
- vitesse élevée ($\vec{v}_D = 0,5 \text{ m/j}$) ;
- vitesse très élevée ($\vec{v}_D = 1,0 \text{ m/j}$).

Le choix de ces vitesses est basé sur l'analyse de la bibliographie qui suggère qu'entre 0,1 m/j et 0,5 m/j, l'influence de la vitesse d'écoulement sur les échanges thermiques est croissante et non négligeable. Au-delà de ces vitesses seuils, l'augmentation de la vitesse de Darcy est moins significative. De même, le cas à vitesse nulle permet d'étudier une variation où les transferts thermiques se font uniquement par conduction.

II.3.2.1. Vitesse de Darcy nulle (0,0 m/j)

Pour ce cas, le modèle utilisé est identique à celui présenté pour le cas de référence (II.2) à l'exception de la perméabilité qui est fortement diminuée afin de couper tous les écoulements potentiels. De plus, la sollicitation thermique appliquée est identique au cas de référence. Il s'agit donc d'une sollicitation sinusoïdale équilibrée.

Dans un premier temps, l'analyse du bilan énergétique est identique au cas de référence (Figure II - 29). C'est-à-dire que la première année est une année d'initialisation avec l'activation thermique. L'équilibre est cependant atteint plus tardivement.

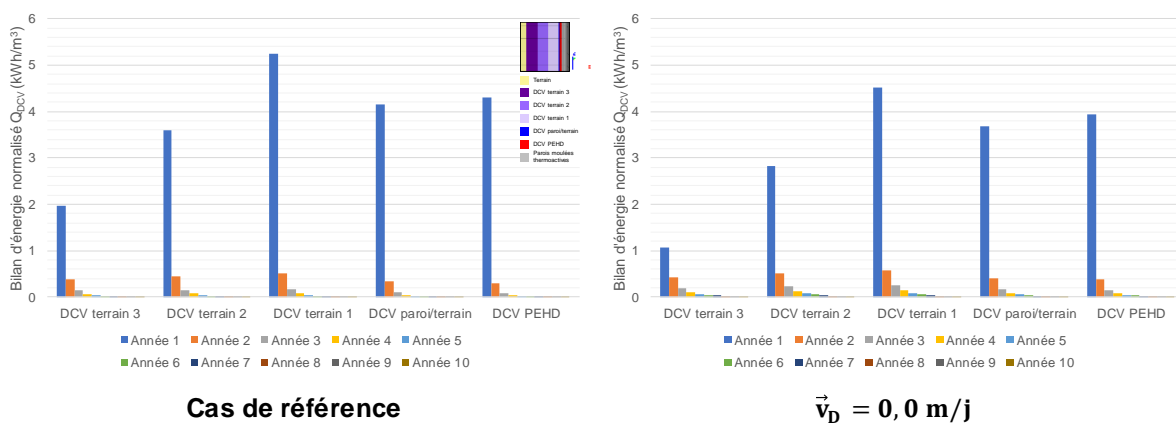


Figure II - 29 : Comparaison du bilan énergétique global entre le cas de référence et le cas à vitesse de Darcy nulle

Dans un deuxième temps, l'analyse des profils de température permet d'appréhender le volume de terrain impacté par les cycles de sollicitation. Ce cas considérant uniquement la conduction, toutes les parois ont un comportement thermique identique et des symétries apparaissent. En

effet, un quart de modèle permet cette fois de représenter l'ensemble du système. C'est pourquoi la Figure II - 30 ne présente que les résultats à partir du centre du modèle et jusqu'à 50 m au-delà de la paroi P2.

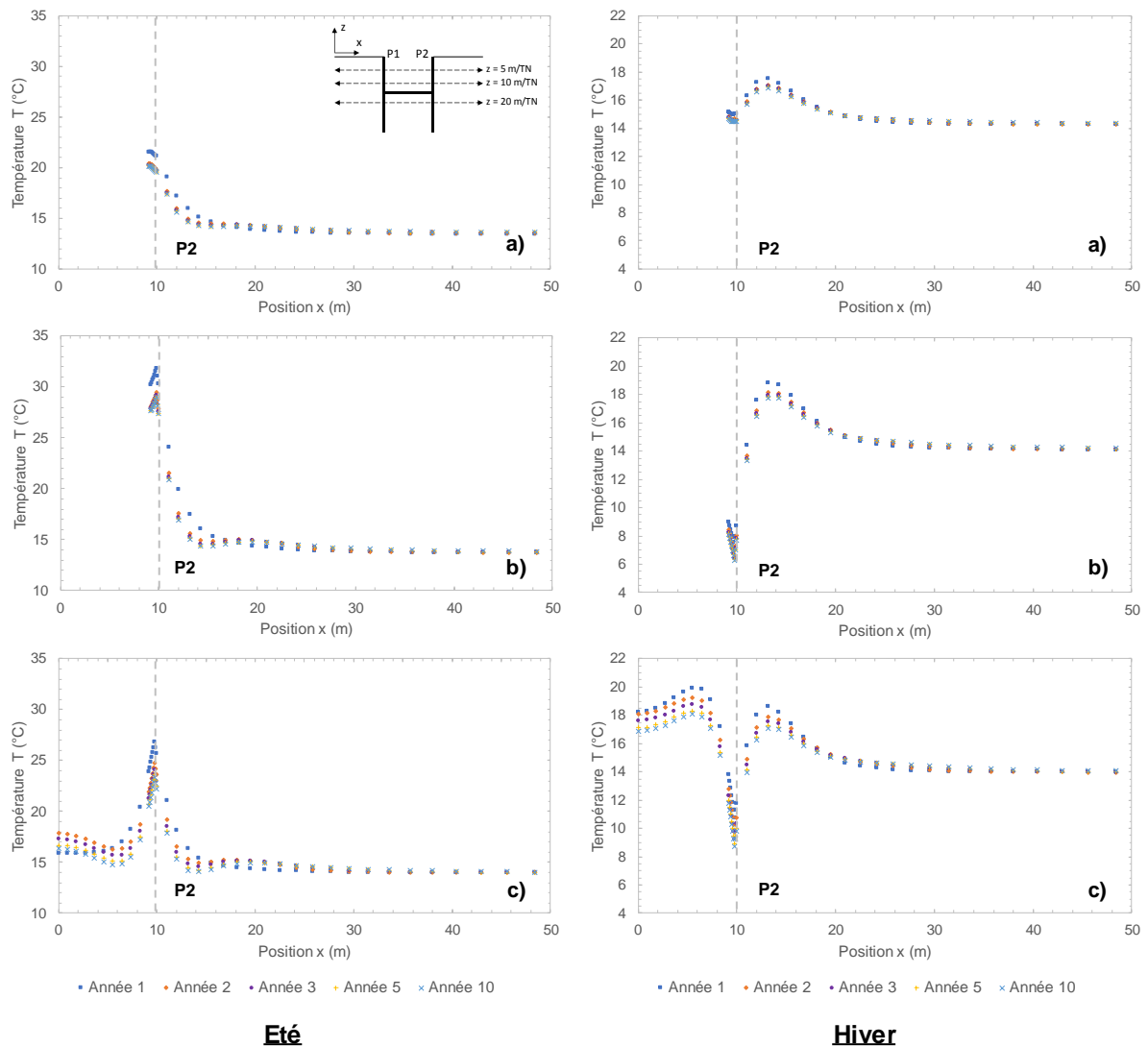


Figure II - 30 : Profils de température selon x en été et en hiver au cours du temps selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN – cas vitesse d'écoulement nulle

Ces graphiques confirment la mise à l'équilibre plus tardive du système, notamment au niveau des fiches (*i.e.* courbes c)) où les courbes ne se superposent qu'après 5 ans de sollicitation. De plus, l'écoulement étant nul, aucun panache thermique ne se développe et la distance d'influence est plus faible qu'au cas de référence. En effet, au-delà de 20 m en aval de la paroi, le terrain n'est pas perturbé. Le constat est identique avec l'analyse des profils verticaux de température.

Cependant, cela ne signifie pas que le volume de terrain impacté global est plus faible. Effectivement, dans le cas de référence pour les parois P1 et P3, les cycles d'activation ne sollicitent que quelques mètres de terrain (Figure II - 31). De plus, le panache thermique entier n'est pas sollicité lors d'un cycle car la contribution de chaque cycle est dissipée vers l'aval

année après année. Finalement, en conduction pure, la charge thermique est répartie dans un volume plus grand mais qui n'est pas rechargé naturellement par l'écoulement de la nappe.

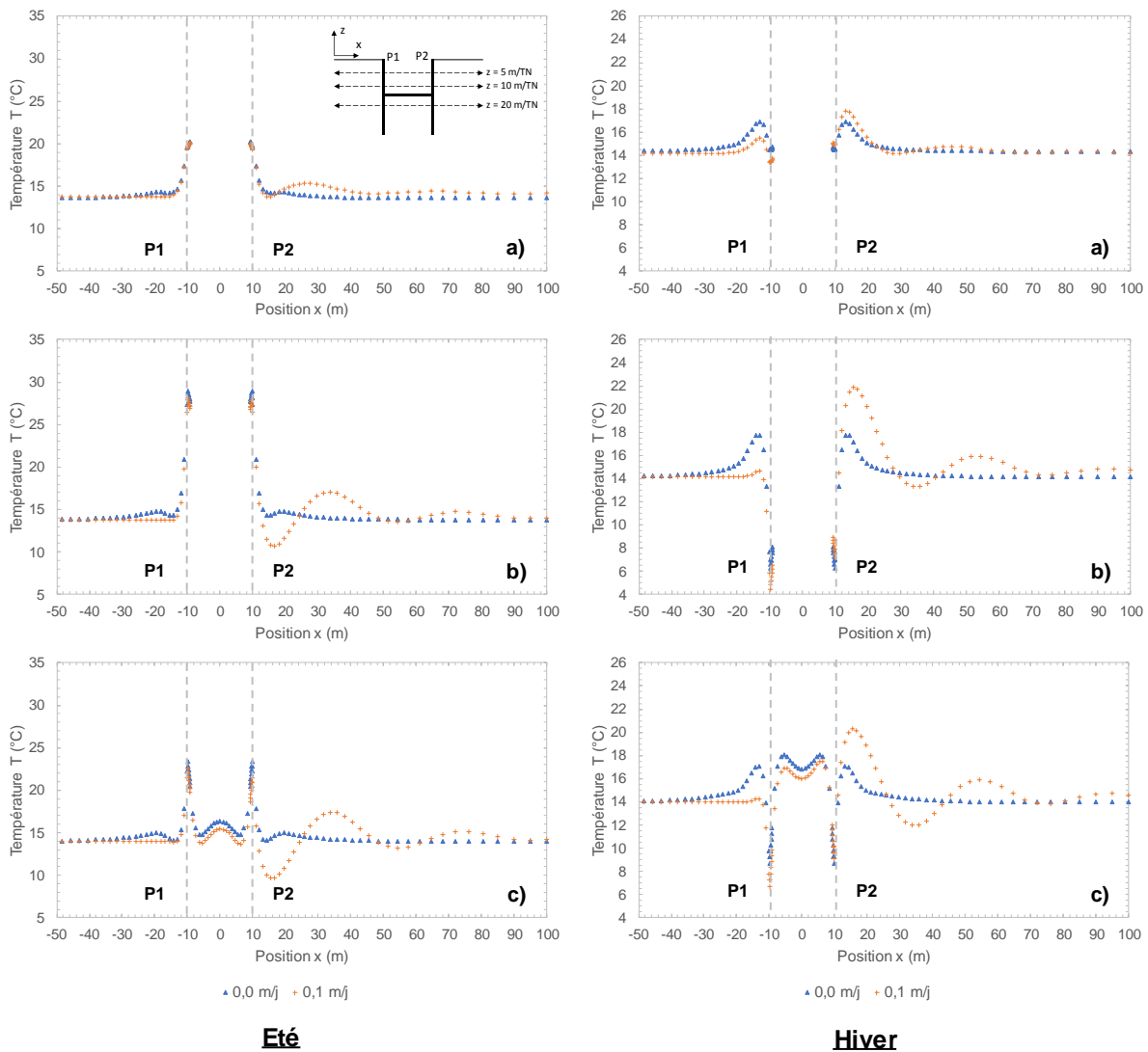


Figure II - 31 : Comparaison entre les profils de température selon x du cas de référence et du cas à vitesse de Darcy nulle en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN

Globalement, cela implique que la température du système est plus élevée à vitesse nulle qu'à vitesse modérée. De plus, la répartition de la charge thermique est plus uniforme. Par conséquent, les températures atteintes pour une même sollicitation thermique sont moins extrêmes. Du point de vue de la conception, cela signifie que la charge thermique peut être supérieure dans le cas à vitesse nulle. En conclusion, entre ces deux cas, le plus favorable est celui où l'écoulement est inexistant malgré la recharge thermique naturelle liée à la nappe en moins. Il convient de noter que la sollicitation est équilibrée.

Dans un troisième temps, l'étude des flux thermiques permet de mettre en perspective la pertinence de ce paramètre. En effet, la Figure II - 32 suggère que les parois P1, P2 et P3 sont moins performantes à vitesse nulle car leurs flux respectifs sont inférieurs à ceux du cas de référence.

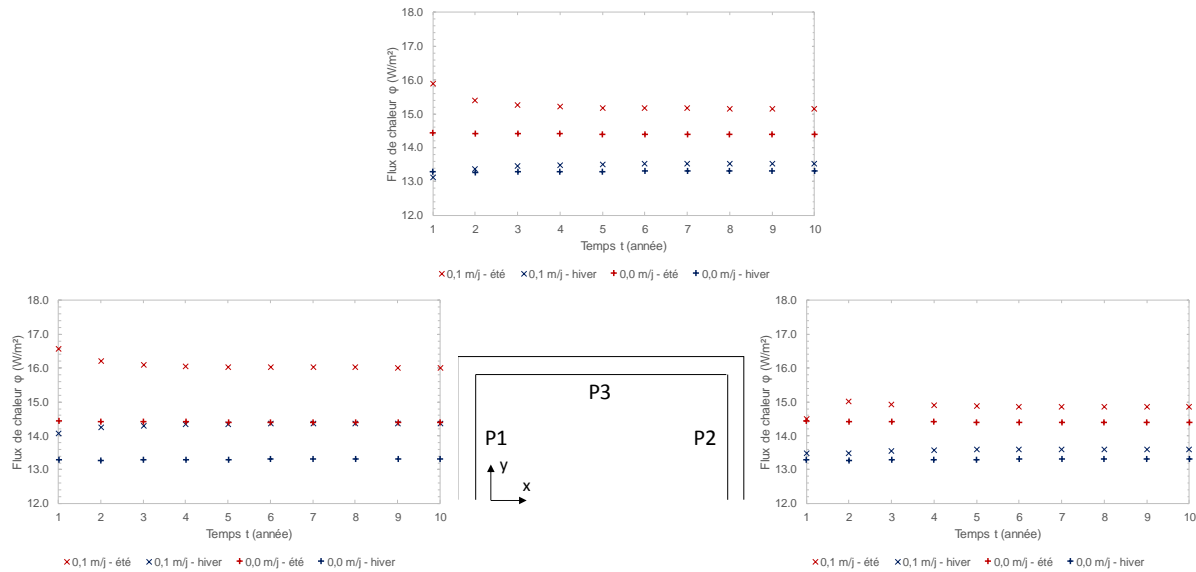


Figure II - 32 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 entre le cas de référence et le cas à vitesse de Darcy nulle

Cependant, comme discuté précédemment, la même sollicitation thermique a été appliquée dans les deux cas. Par conséquent, la même quantité d'énergie a transité de la source vers le milieu. Or, le volume de terrain impacté étant plus grand sans écoulement, cette énergie est dissipée dans un plus grand volume. Donc, la variation de température moyenne est plus faible. Ainsi, les gradients de température rencontrés sont plus faibles. Comme les flux thermiques sont directement liés aux gradients de température par la loi de Fourier, les flux à écoulement nul sont inférieurs.

En conclusion, la valeur du flux thermique seule ne permet pas de déterminer la capacité de l'ouvrage à échanger de l'énergie efficacement avec son environnement. Le volume de terrain impacté est une donnée essentielle car plus celui-ci est important, plus la charge thermique est diluée et les variations de température sont faibles.

Afin de poursuivre cette analyse, un autre modèle à vitesse nul mais dans lequel la sollicitation thermique est 30% plus élevée est étudié. La Figure II - 33 présente la comparaison entre les profils de température à sollicitation thermique de référence et à sollicitation thermique augmentée de 30% par rapport à la référence.

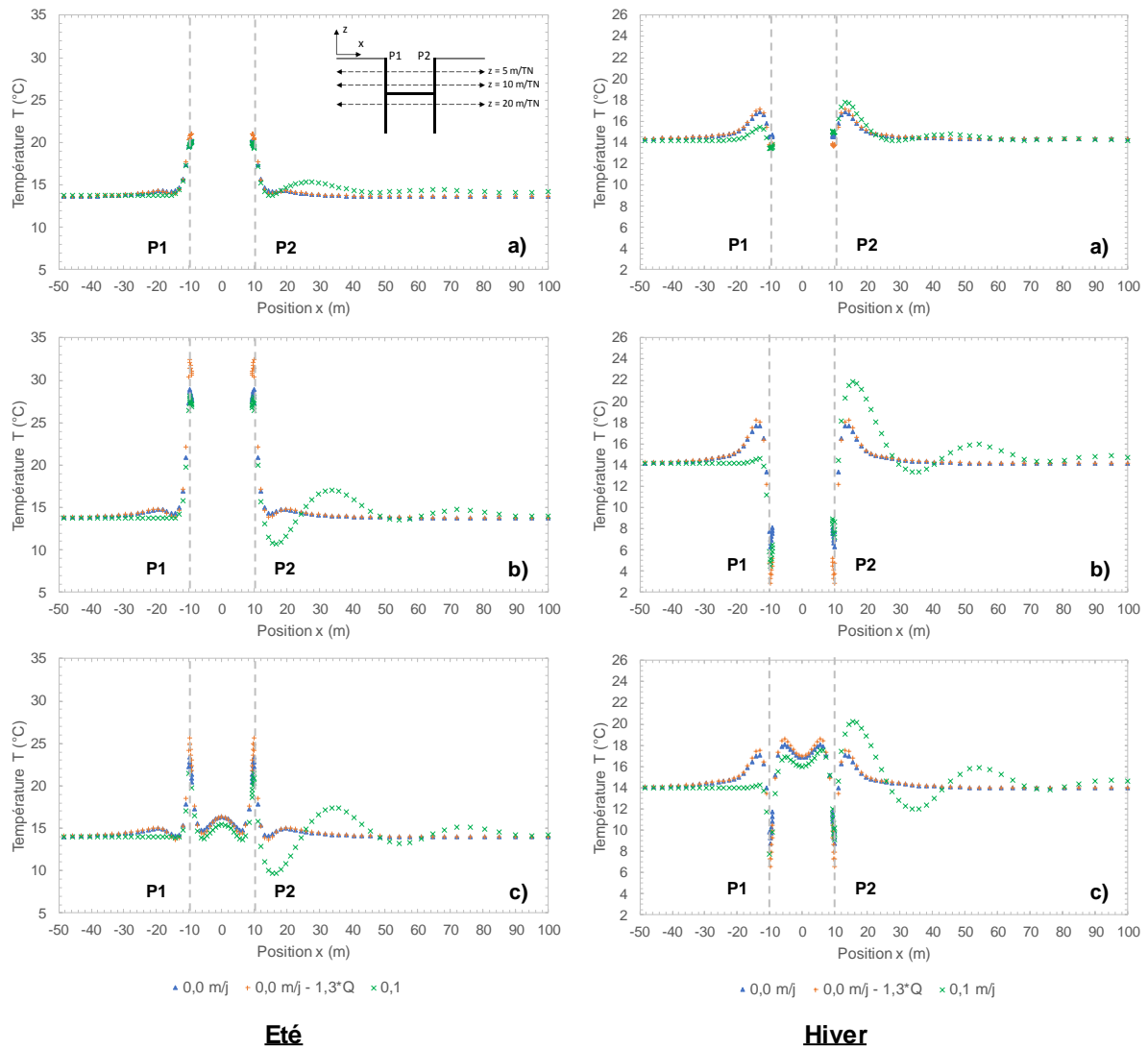


Figure II - 33 : Comparaison entre les profils de température selon x du cas de référence et à vitesse de Darcy nulle avec deux sollicitations thermiques en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN

Comme attendu, les températures atteintes avec une sollicitation thermique plus importante sont plus élevées. Cependant, les températures observées restent en deçà des seuils critiques. Cette sollicitation thermique est donc viable dans les conditions du modèle. Ainsi, la meilleure répartition de la charge thermique permet de solliciter de manière plus conséquente le milieu. En effet, la sollicitation augmentée n'est pas viable à une vitesse de 0,1 m/j car la température passe sous 0°C à 10 m de profondeur en hiver.

Concernant les flux de chaleur, les températures étant plus extrêmes du fait de la sollicitation thermique, la valeur des flux est également plus élevée (Figure II - 34).

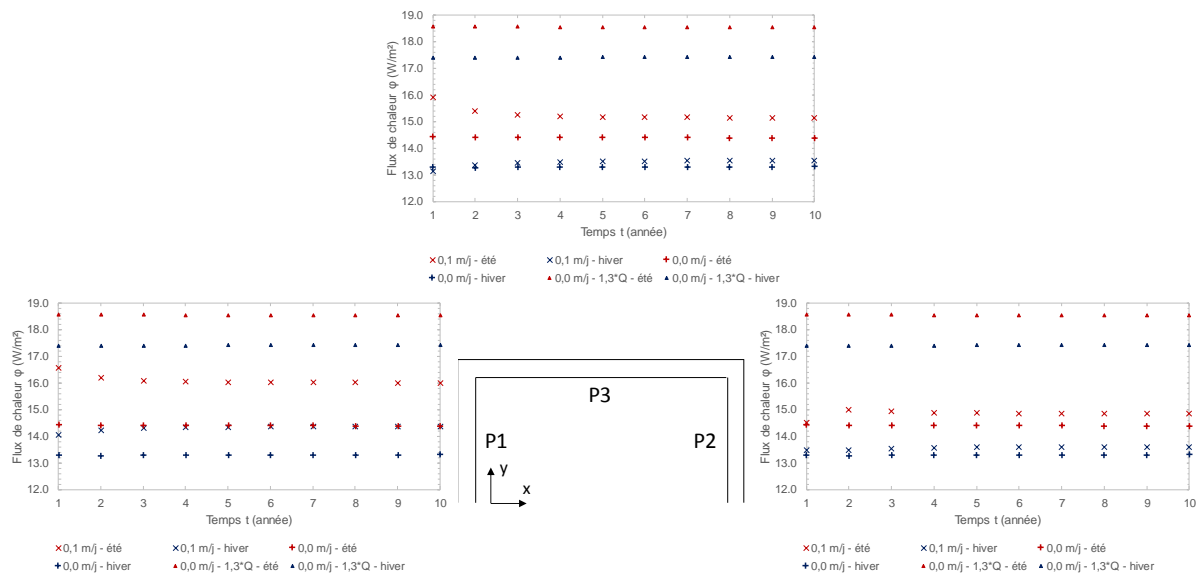


Figure II - 34 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 entre le cas de référence et le cas à vitesse de Darcy nulle avec deux sollicitations thermiques

Deux conclusions peuvent être apportées à l'aide de ces graphiques. Premièrement, l'équilibre de la sollicitation permet d'améliorer la capacité énergétique du réservoir. En effet, comme il n'y a pas de dérive thermique liée à la sollicitation, le système peut, dès la première année, être utilisé à son potentiel maximum. Deuxièmement, la sollicitation thermique est le moteur des échanges d'énergie. Effectivement, à conditions équivalentes, une augmentation de la sollicitation de 30%, améliore les flux de 30%. Par conséquent, l'objectif est bien de vérifier que le système peut répondre aux besoins du bâtiment. En effet, les flux de chaleur sont notamment dépendants de ces besoins. De plus, comme les flux sont variables dans le temps et dans l'espace en présence d'un écoulement, il n'est pas pertinent d'en définir une valeur moyenne à l'échelle de l'ouvrage.

II.3.2.2. Vitesse de Darcy élevée (0,5 m/j)

Après avoir analysé le cas en conduction pure pour lequel la vitesse d'écoulement est nulle, il convient de passer à l'étude d'une vitesse de Darcy plus élevée afin de confirmer ou de nuancer les observations précédentes. Pour cela, la vitesse d'écoulement de 0,5 m/j est utilisée dans les modèles. Cette valeur correspond au seuil théorique au-delà duquel les effets de l'écoulement se font moins sentir. Dans cette analyse, les paramètres thermo-hydrauliques et la sollicitation thermique du cas de référence sont conservés (cf. II.2), à l'exception de la perméabilité du terrain qui est adaptée afin d'atteindre la vitesse souhaitée.

Le premier point d'attention correspond à l'évolution des profils de température par rapport au cas de référence (Figure II - 35).

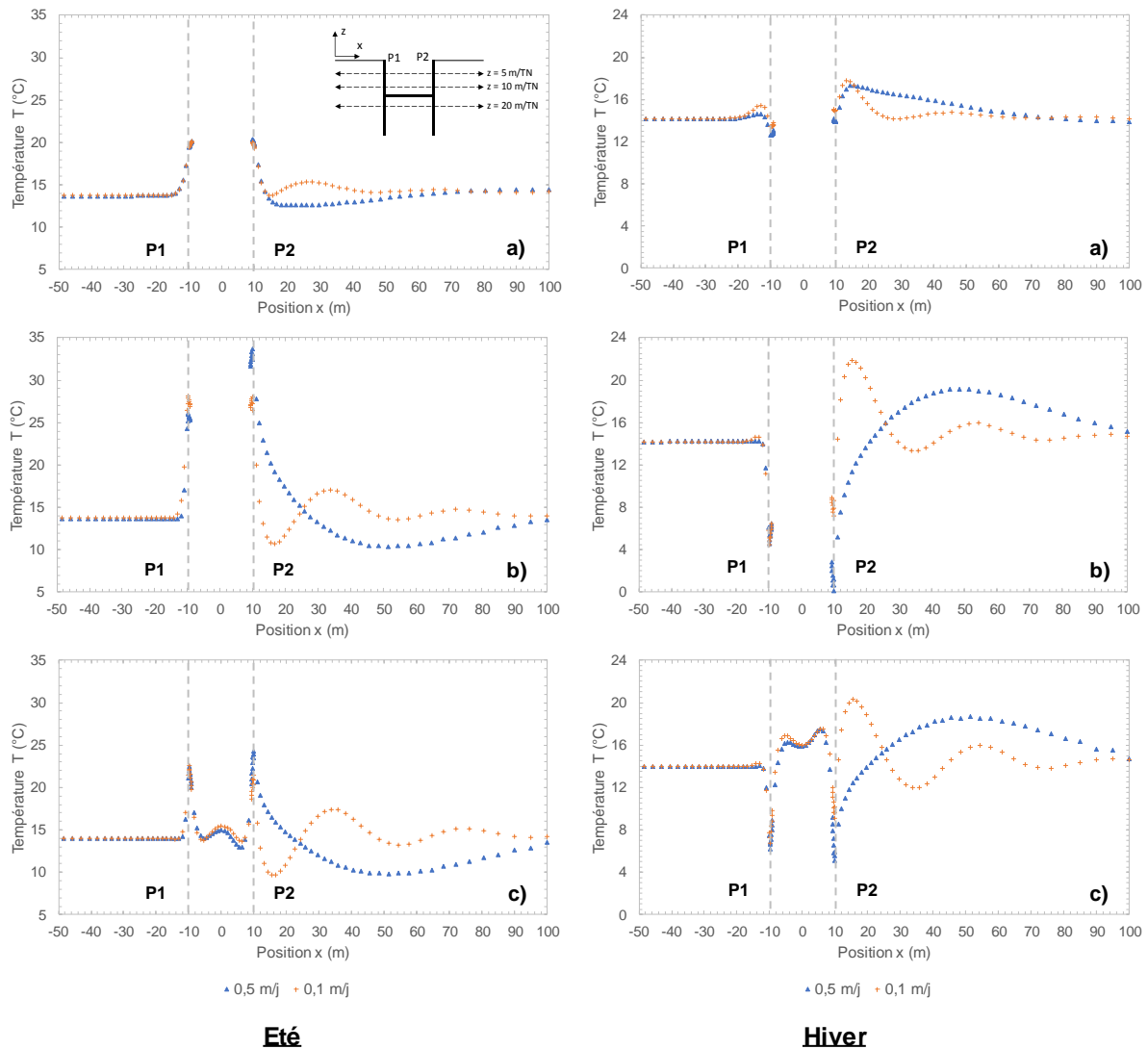


Figure II - 35 : Comparaison entre les profils de température selon x du cas de référence et du cas à vitesse de Darcy élevée en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN

Premièrement, l'équilibre est atteint dès la deuxième année de sollicitation thermique. Deuxièmement, la vitesse du front thermique est de l'ordre de 200 m/an, cela signifie que le panache thermique rencontre la condition aux limites en température qui se situe 200 m à l'aval. Par conséquent, sa valeur à l'extrémité n'est pas représentative. Cependant, l'objectif du modèle n'est pas de caractériser le panache thermique et cet état de fait ne modifie pas le comportement à l'échelle de l'ouvrage. Troisièmement, malgré la vitesse d'écoulement plus élevée, l'anomalie thermique présente à l'aval de la paroi P2 est toujours en décalage de phase avec la sollicitation. C'est-à-dire qu'en été, l'anomalie en P2 est négative et inversement en hiver. Cependant, elle est plus éloignée de l'ouvrage. Enfin, les températures atteignent les valeurs critiques, notamment en hiver où la température en P2 atteint 0°C. Il est important de noter que, contrairement au cas de référence, la paroi P3 ne présente pas les valeurs extrêmes (Figure II - 36).

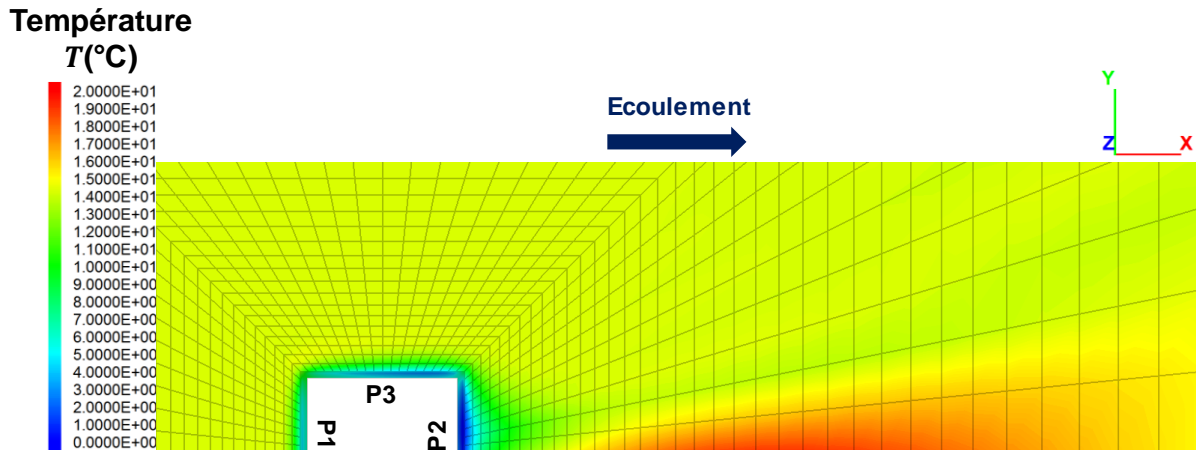


Figure II - 36 : Champ de température après 10 ans de sollicitation thermique dans un plan horizontal à 10 m de profondeur en hiver

Par conséquent, la sollicitation thermique utilisée est maximisée et ne peut pas être augmentée dans cette configuration. Cependant, les températures observées aux parois P1 et P3 sont plus favorables que le cas de référence. Ce résultat est lié à la recharge thermique naturelle apportée par l'écoulement qui dissipe de manière significative les anomalies thermiques. En effet, dans les angles P1P3 et P2P3, la vitesse de Darcy atteint 1,1 m/j et 0,7 m/j le long de P3. A cause de l'effet barrage, la paroi P2 ne peut pas bénéficier de ce phénomène positif. De plus, comme l'anomalie thermique de signe opposé est loin de l'ouvrage, elle ne permet pas d'atténuer les variations de température. De même, les anomalies générées en P1 et P3 sont très rapidement dissipées vers P2, d'où le fait d'atteindre les températures critiques. Cependant, la charge thermique appliquée aux parois P1 et P2 peut être théoriquement augmentée sans porter atteinte à l'intégrité du système. Une solution envisageable est de décorrélérer l'utilisation des parois moulées, *i.e.* de solliciter chaque paroi de manière variable en fonction des besoins. Ainsi, chaque partie du système est chargée thermiquement selon sa capacité. Par exemple, la paroi P1 serait activée jusqu'à sa charge de service définie au préalable (*e.g.* température limite dans le fluide caloporteur) puis les parois P3/P4 et enfin la paroi P2. En respectant ce processus, l'ouvrage est activé de la zone la plus dissipative à la moins dissipative. En fonction du signe de l'anomalie en P2, il est également envisageable de la faire fonctionner à l'opposé des autres parois en fournissant de la chaleur en été et du froid en hiver. Il faut toutefois considérer les effets mécaniques pour lesquels une différence de température dans les différentes parties de l'ouvrage peut être défavorable (cf. I.1.3.1).

Le deuxième point d'attention repose sur les valeurs des flux thermiques de chacune des parois (Figure II - 37).

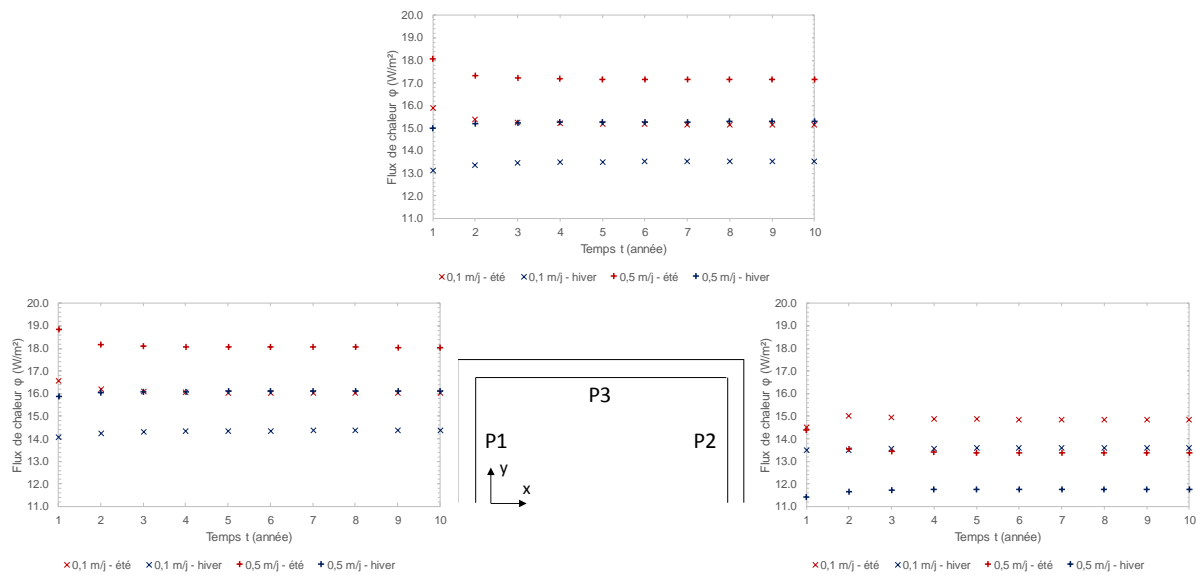


Figure II - 37 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 entre le cas de référence et le cas à vitesse de Darcy élevée

Ces graphiques soulignent l'amélioration des performances énergétiques des parois P1 et P3 pour lesquels les flux de chaleur sont supérieurs pour un écoulement à 0,5 m/j par rapport au cas de référence à 0,1 m/j. De plus, la dégradation de la situation en P2 est également bien visible. Comme discuté précédemment, afin de contrebalancer cette situation, la solution envisageable revient à mieux répartir la charge thermique globale.

En conclusion, l'écoulement est ici favorable aux transferts de chaleur mais uniquement pour les parois amont et latérales qui profitent d'une recharge thermique naturelle et/ou d'une vitesse de dissipation élevée. Cependant, à cause de l'effet barrage, la paroi aval voit ses performances se dégrader fortement et atteint des températures critiques. Cela oblige à repenser le système afin de l'optimiser et, notamment, à revoir le principe de la charge homogène dans l'ouvrage. De plus, le panache thermique est de plus grande dimension malgré une amplitude plus faible. Par conséquent, les interactions thermiques avec des ouvrages à l'aval sont potentiellement renforcées.

II.3.2.3. Vitesse de Darcy très élevée (1,0 m/j)

Afin de confirmer les résultats décrits pour une vitesse d'écoulement élevée de 0,5 m/j (cf. II.3.2.2), un cas à vitesse très élevée de 1,0 m/j est testé. Le même protocole que précédemment est appliqué afin d'atteindre une vitesse d'écoulement en champ libre de 1,0 m/j.

Cependant, le paramètre clé qui est modifié est la sollicitation thermique. En effet, en appliquant la même sollicitation thermique que le cas de référence, la température en P2 dépasse largement les seuils critiques. Il n'est donc pas possible de transférer autant d'énergie dans le milieu en respectant les mêmes hypothèses. Pour cela, il est nécessaire de diminuer la charge thermique globale de 40%. Ce résultat est en accord avec les conclusions précédentes qui montrent une dégradation de la température et des performances thermiques en P2 avec l'augmentation de la vitesse.

En effet, les profils de température pour la sollicitation thermique réduite de 40% sont du même ordre de grandeur que le cas de référence pour la paroi P2 (Figure II - 38). De plus, les ondes thermiques saisonnières se déplacent à une vitesse de l'ordre 400 m/an. Le modèle n'est donc pas adapté pour étudier la forme et l'amplitude réelle du panache thermique. Cependant, comme pour le cas précédent, cela n'affecte pas les résultats à l'échelle de l'ouvrage. A noter que, contrairement au cas de référence et au cas à vitesse élevée, l'anomalie thermique en P2 est en phase avec la sollicitation (*i.e.* négative en hiver et positive en été).

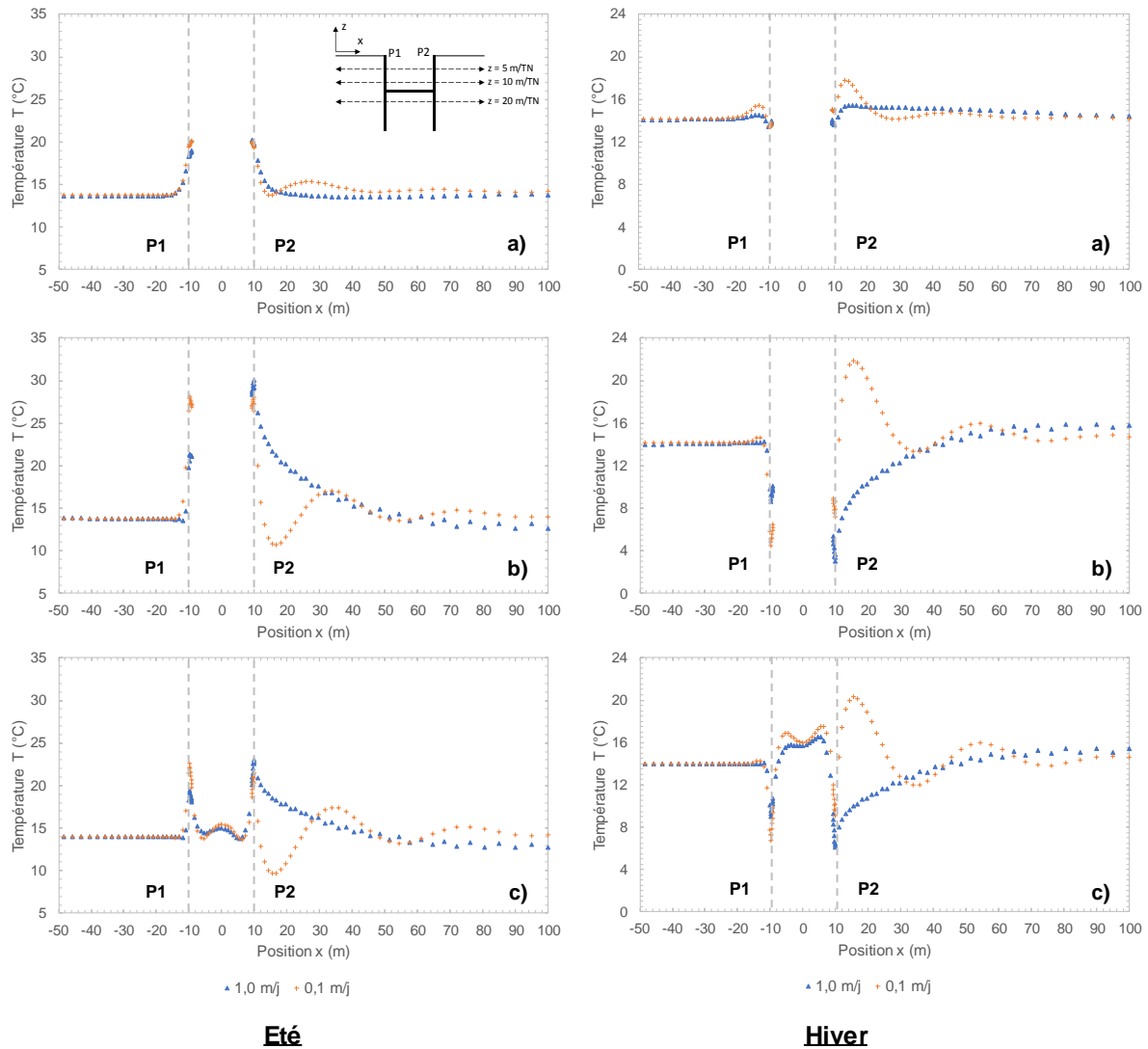


Figure II - 38 : Comparaison entre les profils de température selon x du cas de référence et du cas à vitesse de Darcy très élevée en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN

La comparaison entre les résultats devient plus complexe car la sollicitation et la vitesse d'écoulement sont modifiées. Cependant, il est clair dans ce cas que l'écoulement est défavorable à cause de l'effet barrage qui rend inutilisable une partie du système. Encore une fois, ces conditions obligent à penser autrement le système et à favoriser les parois face à l'écoulement.

Concernant les flux thermiques, le constat se reproduit. Les parois P1 et P3 sont les plus dissipatives et la paroi P2 a des performances fortement dégradées par l'effet barrage qui génère une accumulation des anomalies dans les zones d'ombre hydraulique. A noter que les flux ne sont pas 40% plus faibles malgré une sollicitation réduite d'autant. L'écart est de l'ordre de 11%. L'augmentation de la vitesse d'écoulement a donc bien une influence positive sur la capacité des parois à échanger de l'énergie avec le milieu.

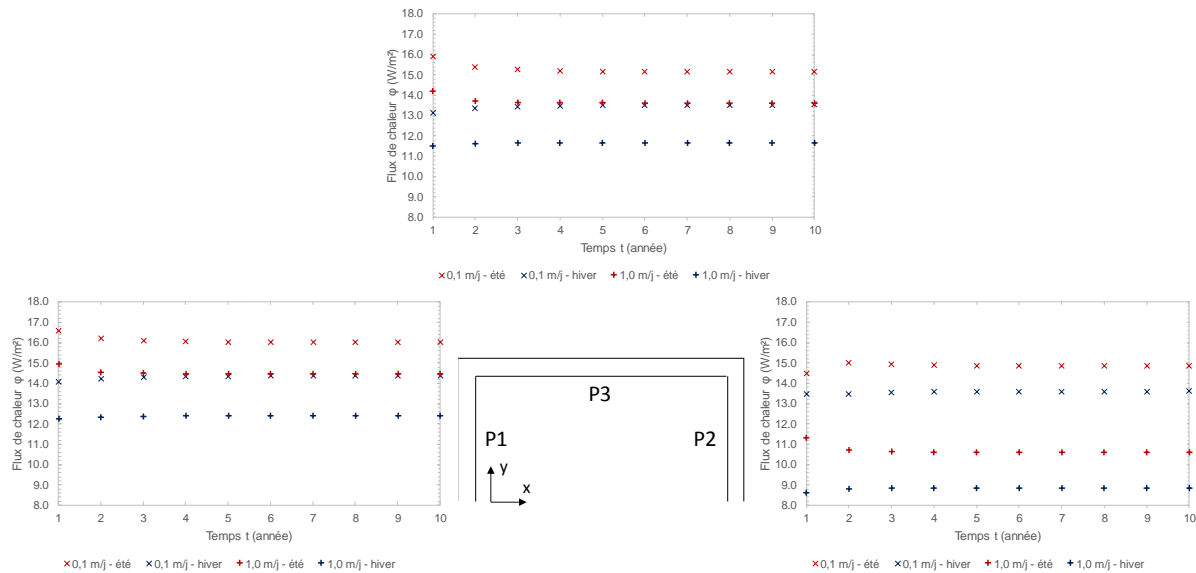


Figure II - 39 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 entre le cas de référence et le cas à vitesse de Darcy très élevée

En conclusion, ce cas extrême montre les limites du gain énergétique lié à l'écoulement. En effet, pour les parois amont et latérales, l'écoulement est extrêmement positif grâce à l'effet de recharge thermique naturelle et à la dissipation des anomalies vers l'aval. Ces deux phénomènes créés des conditions de gradient thermique favorable qui laissent envisager la possibilité d'augmenter considérablement la charge thermique dans ces zones. Cependant, l'effet barrage produit par l'ouvrage sur l'écoulement créé une zone d'ombre à l'aval où les écoulements et la recharge thermique naturelle sont nuls. Par conséquent, dans les conditions du modèle où la charge thermique est répartie uniformément dans les parois moulées, cette zone d'ombre hydraulique est la zone critique où les températures seuil sont dépassées.

II.3.2.4. Synthèse

En conclusion de cette première partie de l'étude paramétrique portant sur l'influence de la vitesse d'écoulement à sollicitation thermique équilibrée, plusieurs points ont été soulevés :

- plus la vitesse d'écoulement est élevée, plus l'équilibre thermique est atteint rapidement ;
- à cause de l'effet barrage, une vitesse élevée ne signifie pas nécessairement de meilleures performances thermiques ;
- l'analyse du flux thermique n'est pas toujours le critère le plus pertinent, néanmoins sa valeur augmente avec la vitesse d'écoulement ;

- la sollicitation thermique, et notamment son équilibre, est un paramètre clé dans le dimensionnement et l'analyse d'un système ;
- la charge thermique doit être répartie en tenant compte du potentiel de dissipation de chacune des parois.

Concernant ce premier point, l'analyse des bilans énergétiques montrent qu'à vitesse d'écoulement nul, l'équilibre thermique est atteint après quatre ou cinq cycles. Mais, en augmentant la vitesse jusqu'à 0,1 m/j puis jusqu'à 0,5 m/j et 1 m/j, l'équilibre est atteint après, respectivement deux ou trois cycles puis un cycle (Figure II - 40).

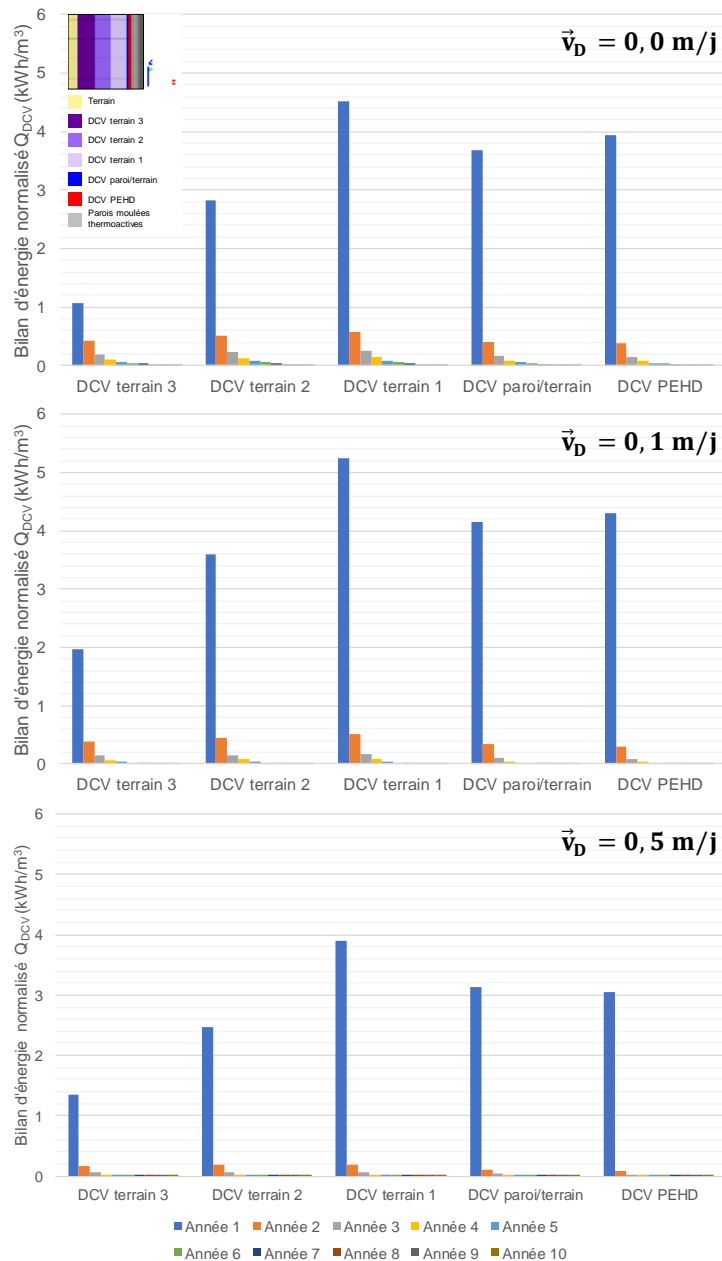


Figure II - 40 : Comparaison des bilans énergétiques pour une même sollicitation thermique à des vitesses d'écoulement de 0,0 m/j, 0,1 m/j et 0,5 m/j

Le deuxième point est lié à l'accumulation des anomalies thermiques à l'amont de l'ouvrage à cause de l'effet barrage qui crée une zone d'ombre hydraulique. De la même manière que les

phénomènes d'érosion autour des piles de pont où les particules sont arrachées d'un côté pour être déposées de l'autre, l'énergie est dissipée de l'amont vers l'aval. Dans ce cas, la zone où l'écoulement est nul joue le rôle de zone de dépôt. Ce phénomène est intimement lié à la géométrie de l'ouvrage et à son orientation qui modifie plus ou moins le champ de vitesse de Darcy.

Le troisième point est une remise en cause partielle d'un certain nombre de publications où toute l'analyse est basée sur la valeur absolue du flux thermique sans tenir compte de la sollicitation thermique.

En effet, premièrement, le flux est proportionnel au gradient de température. Ce dernier n'est pas constant le long de la paroi dans les trois directions de l'espace et s'atténue en s'éloignant de la source. Dans ce cas, il est nécessaire de se poser la question de la localisation du flux à considérer. Sa valeur sera différente s'il est pris à la source, à l'interface sol/structure ou à 1 m dans le terrain au-delà de la paroi. De même, celui-ci est variable s'il est considéré dans les fiches ou au même niveau que la zone excavée.

Deuxièmement, si dans cette étude le flux thermique est le paramètre dimensionnant, le cas le plus favorable est celui à vitesse élevée car il présente en moyenne un flux plus élevé (Figure II - 41). Or la sollicitation thermique est identique pour ces trois cas. La quantité d'énergie transférée par le système est donc identique. De plus, les valeurs de température les plus extrêmes sont rencontrées aux vitesses élevées. Par conséquent, il s'agit du cas le plus défavorable. Ainsi pour une sollicitation équilibrée et à répartition homogène, le cas à écoulement nul est le plus favorable.

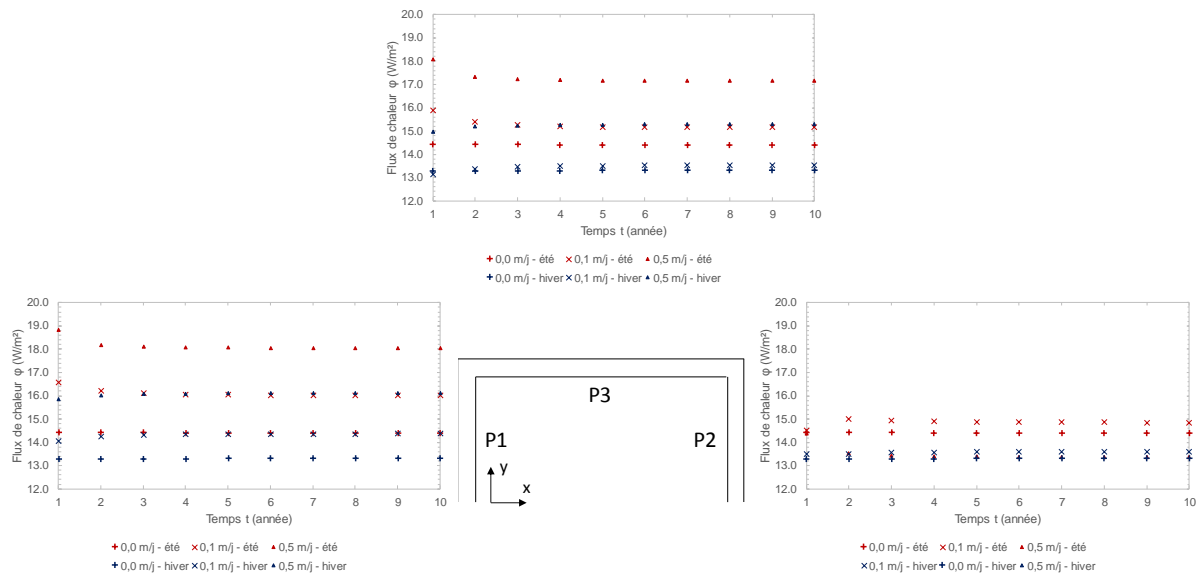


Figure II - 41 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 entre le cas de référence, le cas à vitesse de Darcy élevée et le cas à vitesse de Darcy nulle

Les quatrième et cinquième points sont liés car ils reposent sur la sollicitation thermique qui est le moteur des transferts de chaleur. En effet, si le besoin en énergie de l'ouvrage est nul, la sollicitation du milieu est inexistante et il n'y a pas de variation de température donc de transfert d'énergie. L'équilibrage des besoins permet de solliciter le milieu de la même façon en été et en hiver. Dans ce cas, il n'y a donc pas de dérive thermique pluriannuelle et l'énergie peut être

stockée d'une saison à l'autre si l'écoulement ne l'empêche pas. Ce phénomène est extrêmement favorable et permet aux systèmes en conduction pure de transférer de grandes quantités d'énergie à chaque cycle. En effet, un des rôles de l'écoulement est de dissiper les anomalies thermiques. Si l'anomalie est favorable, l'écoulement devient défavorable. C'est pourquoi une étude paramétrique sur les sollicitations thermiques déséquilibrées est menée par la suite. De plus, la manière dont la charge thermique est répartie joue un rôle significatif dans la pérennité du système. Effectivement, à cause de l'effet barrage et de l'écoulement, certaines parois ont un pouvoir dissipatif plus grand. En effet, des calculs supplémentaires ont permis de déterminer la variation du potentiel dissipatif en fonction de la vitesse d'écoulement et de la paroi considérée (Figure II - 42).

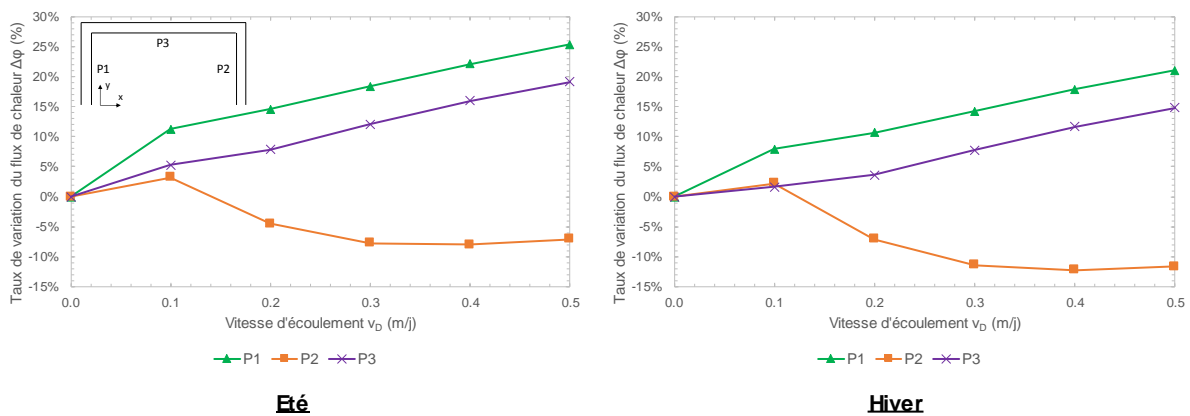


Figure II - 42 : Taux de variation du flux de chaleur en fonction de la vitesse d'écoulement pour les parois P1, P2 et P3 en été et en hiver

Ainsi, la paroi à l'amont bénéficie le plus de l'augmentation de la vitesse d'écoulement suivie par la paroi latérale. De plus, aucun palier n'est atteint dans cette gamme de vitesse par rapport à l'amélioration du pouvoir dissipatif des parois. Cependant, comme indiqué précédemment, la paroi aval voit son flux diminuer jusqu'à un certain palier. Cela ne signifie pas nécessairement qu'elle est la plus défavorable car le stockage d'énergie dans cette zone lui permet d'être théoriquement plus sollicitée thermiquement.

Afin d'optimiser le système, il faudrait donc augmenter la charge sur les parois favorables et diminuer celle des parois les moins favorables. Cela peut également passer par une activation décalée temporellement afin de répondre progressivement aux besoins. Ces pistes sont à creuser et quelques éléments sont détaillés dans les sections suivantes.

II.3.3. Influence de la sollicitation thermique

Dans un premier temps, l'analyse de la vitesse d'écoulement de la nappe a mis en avant un certain nombre d'interactions à l'échelle de l'ouvrage et du terrain. Cependant, ces analyses ont été menées avec une sollicitation équilibrée. Par conséquent, aucune dérive thermique pluriannuelle n'était prévue et l'équilibre était atteint après quelques années dans le cas le moins favorable. Or, les besoins d'un bâtiment sont rarement équilibrés et selon les pays, le chauffage ou la climatisation est dominant (cf. I.2.4). Par exemple, en moyenne en France, les besoins en chaud sont supérieurs aux besoins en froid. Cela signifie qu'il y a plus d'énergie extraite en hiver que d'énergie injectée en été. Par conséquent, une dérive thermique pluriannuelle est

susceptible de se produire et de diminuer la température moyenne du terrain année après année. Le risque est de dépasser les seuils critiques après plusieurs années de sollicitation et de rendre le système inutilisable.

Afin de mieux comprendre ce phénomène, plusieurs signaux déséquilibrés sont utilisés à différentes vitesses d'écoulement. Il existe plusieurs solutions afin d'obtenir un bilan déséquilibré. Premièrement, pour un signal sinusoïdal, les pics de besoin peuvent être différents (*e.g.* $Q_{\text{injection}} = 52 \text{ kW}$ et $Q_{\text{extraction}} = 65 \text{ kW}$). Deuxièmement, la période d'application des sollicitations peut varier (*e.g.* $t_{\text{injection}} = 3 \text{ mois}$ et $t_{\text{extraction}} = 6 \text{ mois}$).

Les analyses sont réalisées sur 20 ans afin d'apprécier des périodes d'amortissement plus longues.

8 signaux différents sont testés afin d'analyser différentes conditions de déséquilibre (Figure II - 43). Chaque sollicitation est déséquilibrée vers les besoins en chauffage. Le Tableau II - 6 établit le bilan de la quantité d'énergie injectée et extraite pour chaque courbe et présente le pourcentage de déséquilibre.

Tableau II - 6 : Bilan de la quantité d'énergie extraite et injectée par signal déséquilibré

Signal	Durée d'injection [mois]	Durée d'extraction [mois]	Energie injectée [kWh]		Energie extraite [kWh]		Déséquilibre [%]
			Somme	Max	Somme	Max	
Q_{reel}	6	6	55 200	94,4	79 760	57,6	30
Q_{sin1}	6	6	78 075	28,0	97 600	35,0	20
Q_{sin2}	6	6	111 535	40,0	139 420	50,0	20
Q_{sin3}	6	6	144 995	52,0	181 245	65,0	20
Q_{sin4}	6	6	83 650	30	139 420	50	40
Q_{sin5}	6	6	69 710	25	139 420	50	50
Q_{sin6}	3	6	69 710	50	139 420	50	50
Q_{sin7}	3	6	96 200	69	139 420	50	30

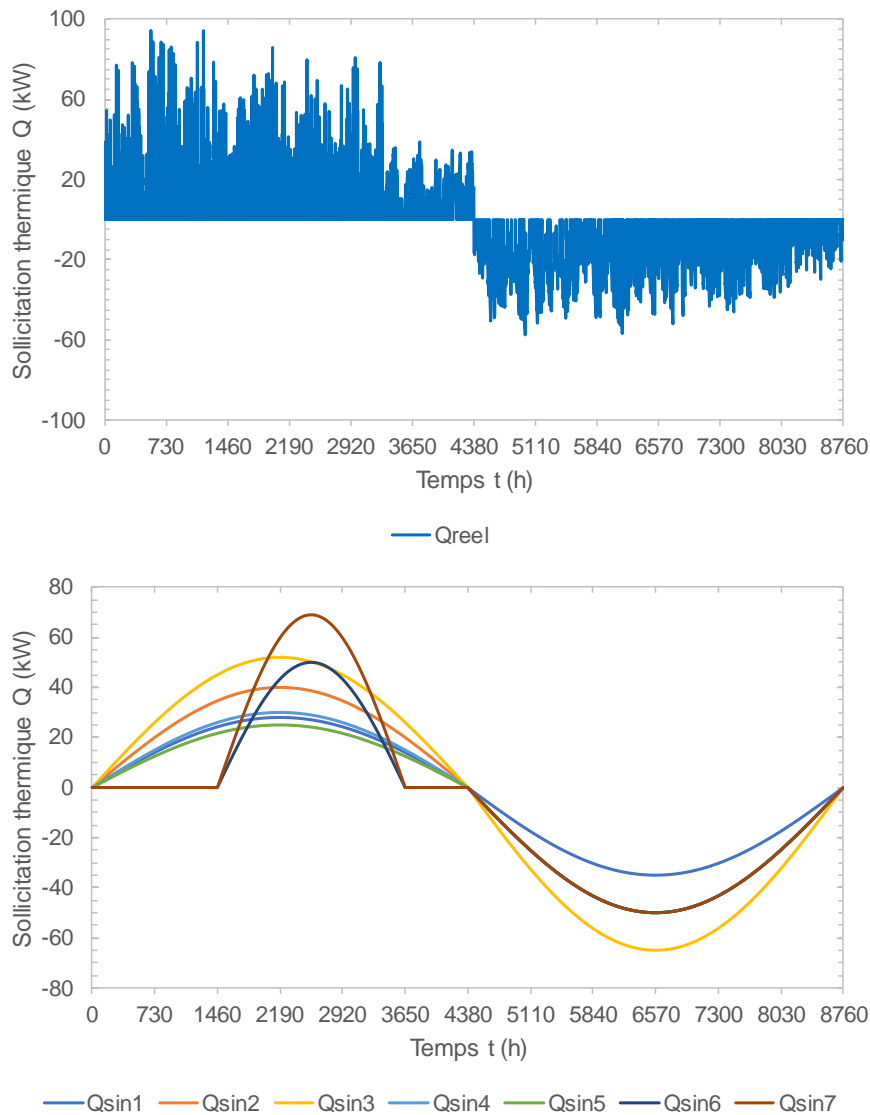


Figure II - 43 : Signaux déséquilibrés testés pour l'analyse de l'influence de la sollicitation thermique à vitesse modérée

II.3.3.1. Sollicitation déséquilibrée à vitesse modérée (0,1 m/j)

Ce premier cas correspond au modèle du cas de référence (cf. II.2). Différents signaux sont testés sur ce modèle. Le signal Q_{sin3} n'est pas modélisé car son chargement thermique est trop important.

a) Signal $Q_{réel}$

Le signal dit réel considère des pics de demande et un arrêt de la sollicitation la nuit. Le déséquilibre est ici de 30% entre l'énergie extraite en hiver et l'énergie injectée en été pour une même durée. Les pics de besoin sont supérieurs en été mais ce besoin est moins constant sur la saison. L'objectif ici est d'appréhender l'impact de périodes de repos thermique au système. Comme le taux d'injection d'énergie dans le système est inférieur de 30% à son taux d'extraction, le système doit se refroidir progressivement jusqu'à atteindre son équilibre. En effet, les profils de température présentent bien ce comportement avec une mise à l'équilibre

d'une durée de 10 à 20 ans et pour une diminution de température dans les parois comprise entre 3,5 et 4,0°C (Figure II - 44).

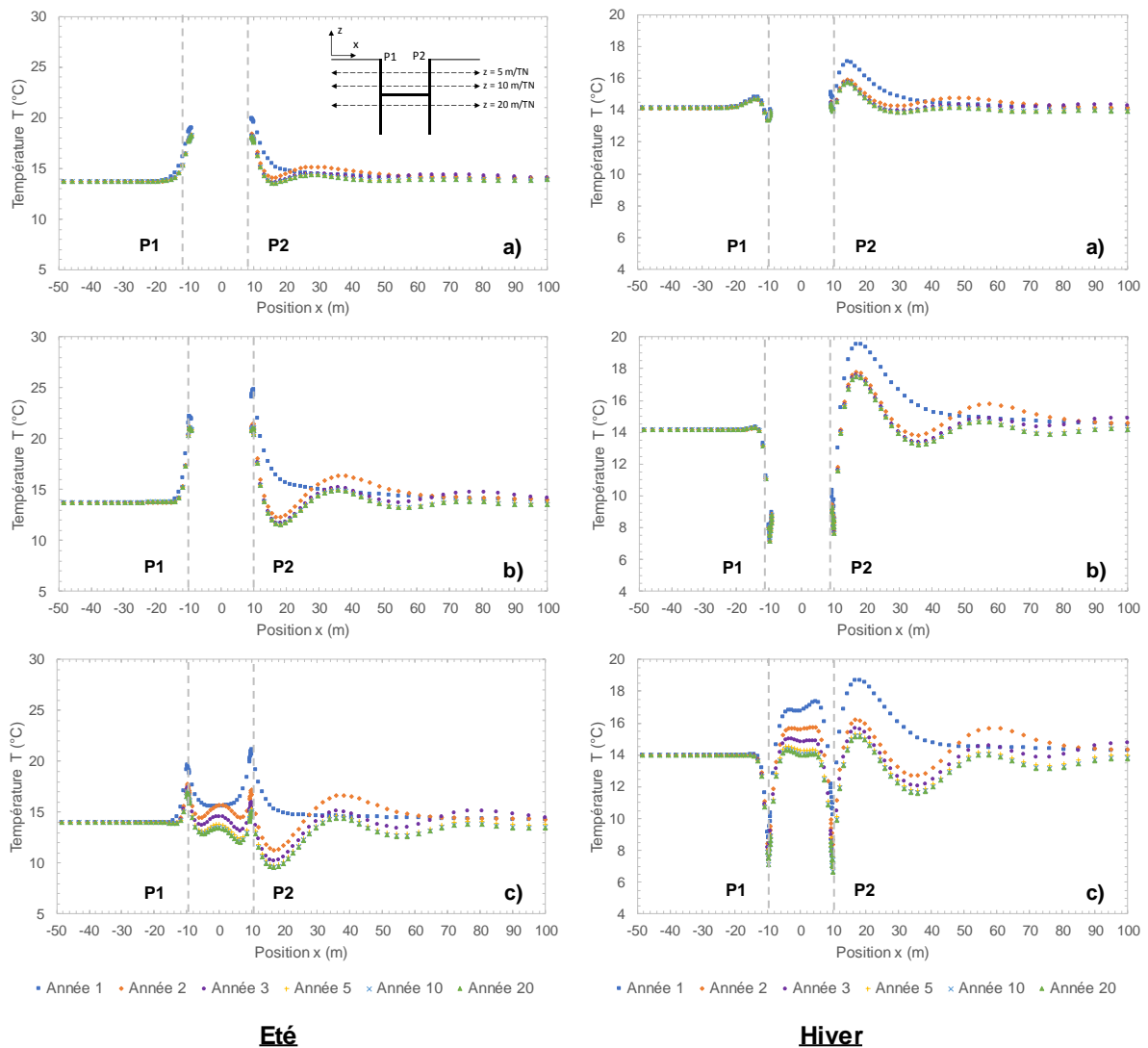


Figure II - 44 : Profils de température selon x en été et en hiver au cours du temps selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN – cas vitesse d'écoulement modérée et sollicitation déséquilibrée $Q_{réel}$

Il convient de noter que contrairement au cas de référence où les températures extrêmes sont rencontrées à 10 m de profondeur, avec cette sollicitation déséquilibrée, les températures sont plus faibles à 20 m de profondeur. En approfondissant l'analyse, la zone sous le radier subit des variations de température plus importantes entre le premier et le vingtième cycle (Figure II - 45). Comme ce volume de terrain n'est pas soumis à une recharge naturelle liée à l'écoulement et que le besoin n'est plus équilibré, une dérive thermique pluriannuelle se met en place et le terrain n'assure plus son rôle de tampon thermique. De même, les variations de température sont plus importantes en été. Ce constat peut s'expliquer par la plus faible injection d'énergie dans le milieu qui ne compense pas l'extraction sur un cycle seul.

De plus, les variations de température à la paroi P1 sont plus de deux fois inférieures aux variations en P2. En effet, la recharge thermique naturelle apportée par l'écoulement permet de

diminuer la dérive thermique pluriannuelle en dissipant une partie de l'anomalie provoquée par le chargement thermique.

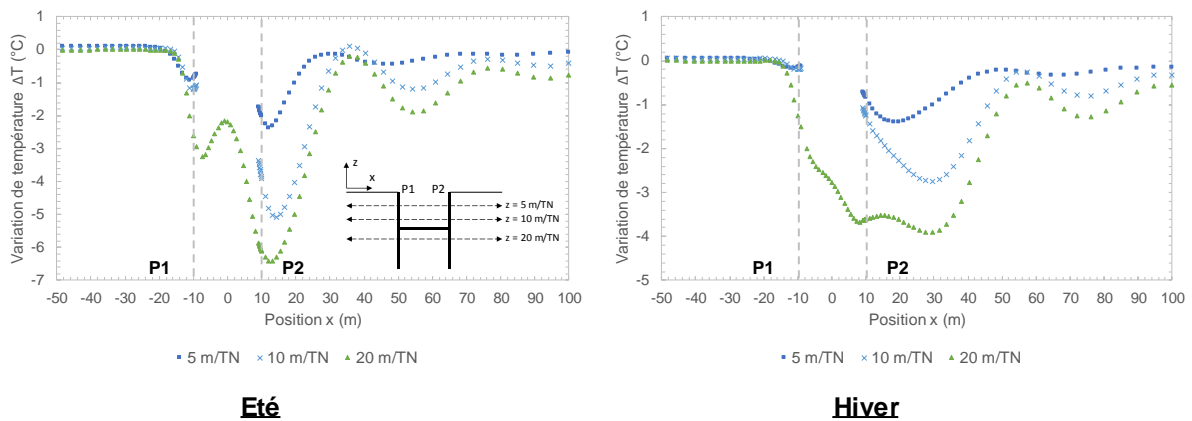


Figure II - 45 : Profils selon x en été et en hiver de la variation de température entre la première et la vingtième année de sollicitation à 5 m/TN, 10 m/TN et 20 m/TN - cas vitesse d'écoulement modérée et sollicitation déséquilibrée $Q_{réel}$

L'impact des périodes de repos thermique ne peut pas être estimé par ce calcul seul. Cependant, en théorie, elles diminuent la problématique de dérive thermique en laissant le système au repos. A noter que les flux thermiques sont constants année après année et que la valeur du flux en hiver est supérieure à sa valeur en été. En effet, comme la sollicitation est identique pour chaque cycle, l'énergie transférée au milieu est la même à chaque saison. De plus, comme le besoin en chauffage est supérieur au besoin en climatisation, les transferts thermiques doivent être supérieurs en hiver pour y subvenir.

b) Signal Q_{sin1}

Le signal testé est ici une sinusoïde où le pic d'extraction est 20% plus important que le pic d'injection. Le déséquilibre est donc moins important que précédemment mais la quantité d'énergie totale est supérieure et le système n'est jamais laissé au repos. Les profils de température ont la même forme que le signal $Q_{réel}$ mais les températures sont légèrement inférieures. De même, les variations de température suivent la même géométrie mais avec des amplitudes plus importantes. Cependant, l'équilibre est atteint à partir du cinquième cycle.

Les flux en été et en hiver sont également supérieurs.

c) Signal Q_{sin2}

Le signal testé a les mêmes caractéristiques que le signal précédent à l'exception de l'amplitude des pics de besoin qui est supérieure. Par conséquent, la réponse est identique en termes de géométrie mais supérieure en termes d'amplitude. De même, les flux en été et en hiver sont également supérieurs.

Ce résultat valide les observations précédentes et permet de soulever trois points :

- l'amplitude de la dérive thermique est liée à la différence entre l'énergie injectée et l'énergie extraite ;
- la durée de la dérive thermique est liée au rapport entre l'énergie injectée et l'énergie extraite ;

- le flux thermique est lié à la quantité d'énergie transférée à l'instant t .

d) Signaux $Q_{\sin4}$ et $Q_{\sin5}$

Afin de confirmer les points évoqués dans le modèle précédent, deux nouvelles sollicitations thermiques sont testées. Ces dernières conservent la même charge thermique en hiver que le signal $Q_{\sin2}$ mais diminuent celle en été afin d'augmenter progressivement le déséquilibre à 40% et 50%. Théoriquement, la durée et l'amplitude de la dérive thermique vont augmenter et le flux de chaleur en été va diminuer.

Concernant la durée de la dérive thermique, l'équilibre est atteint après la dixième année de sollicitation dans les deux cas en été (Figure II - 46) et en hiver (Figure II - 47). La mise à l'équilibre est donc plus tardive qu'avec les signaux précédents. Cependant, par rapport à la durée de vie de l'ouvrage, ce temps est relativement faible. De plus, par rapport à l'amplitude de la dérive thermique, celle-ci augmente avec l'accroissement du déséquilibre car la différence entre l'énergie injectée en été et extraite en hiver s'accroît. De même, le flux en été diminue avec la diminution de la quantité d'énergie transférée pendant cette période.

Ces résultats sont en accord avec les conclusions précédentes. Cependant, malgré un déséquilibre important de l'ordre de 50%, l'équilibre thermique est toujours atteint avant la vingtième année d'activation.

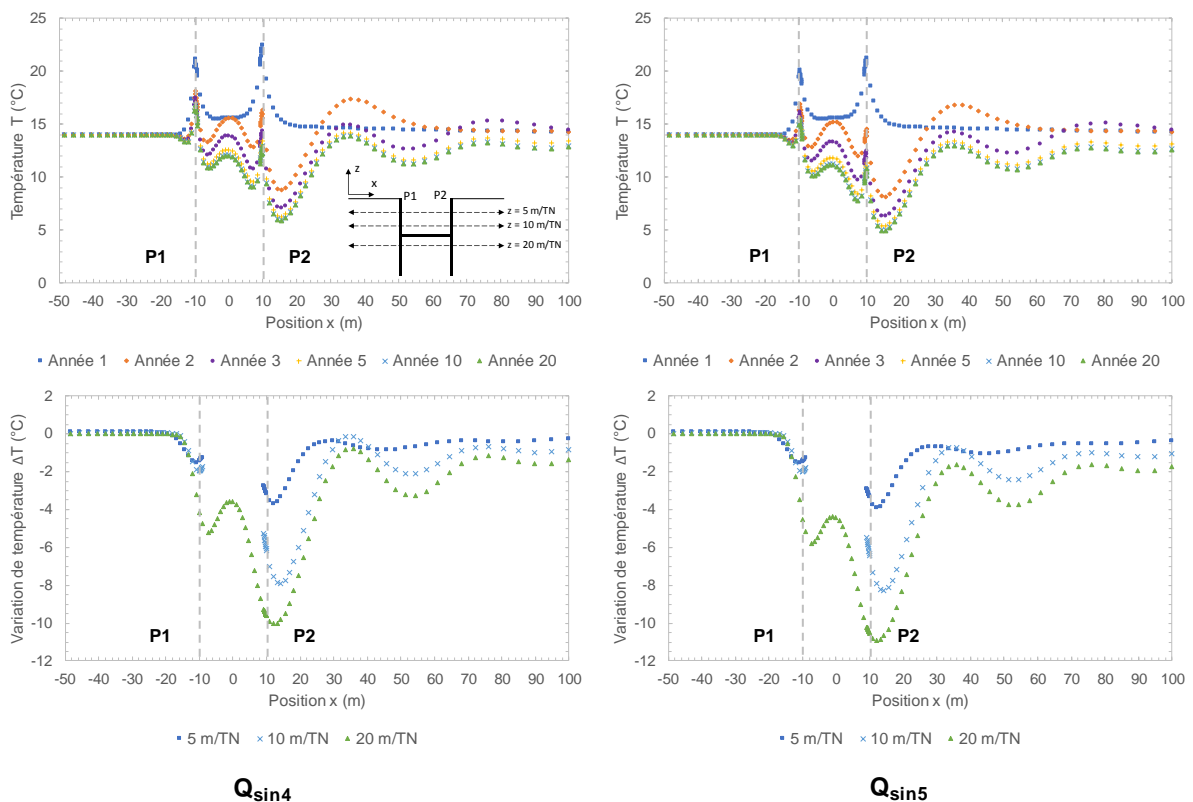


Figure II - 46 : Profils de température à 20 m de profondeur au cours du temps et variation de température entre la première et vingtième année de sollicitation à 5 m/TN, 10 m/TN et 20 m/TN en été pour les signaux $Q_{\sin4}$ et $Q_{\sin5}$

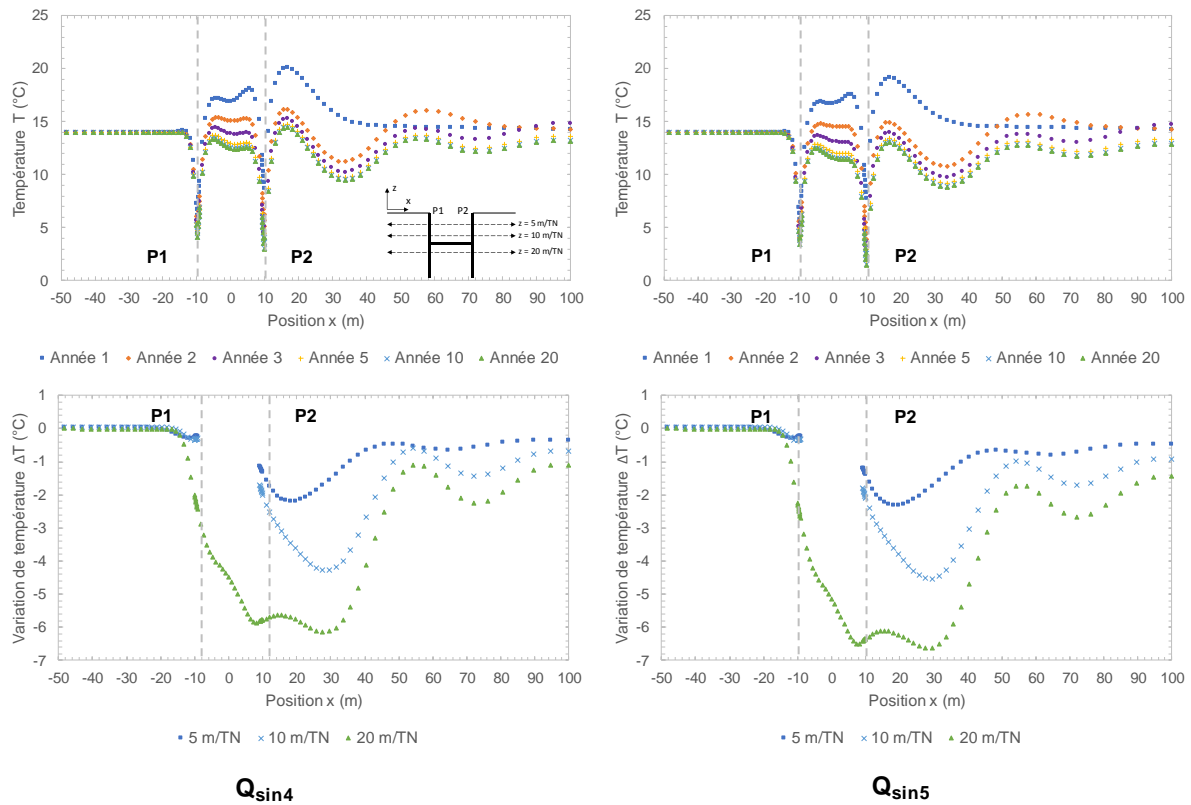


Figure II - 47 : Profils de température à 20 m de profondeur au cours du temps et variation de température entre la première et vingtième année de sollicitation à 5 m/TN, 10 m/TN et 20 m/TN en hiver pour les signaux Q_{sin4} et Q_{sin5}

e) Signaux Q_{sin6} et Q_{sin7}

Pour continuer à investiguer les paramètres dimensionnant de la dérive thermique, deux signaux supplémentaires sont testés. Il s'agit cette fois-ci de créer un déséquilibre en réduisant la durée de la période d'injection en été. Ainsi, pour le signal Q_{sin6} , les pics de besoin en été et en hiver sont identiques mais la longueur d'onde de la sinusoïde en été est deux fois plus petite qu'en hiver. Par conséquent, le déséquilibre énergétique généré est de 50%. De plus, cela fait apparaître deux périodes de repos pendant lesquelles la sollicitation thermique est nulle :

- une période de deux mois avant la phase d'injection ;
- une période d'un mois après la phase d'injection.

Ces temps de repos permettent au système de se régénérer naturellement et de ramener la température du terrain et des parois vers l'état initial.

Concernant le signal Q_{sin7} , le déséquilibre est diminué en augmentant le pic de besoin pendant la phase d'injection. Par conséquent, les appels de puissance sont plus élevés en été qu'en hiver mais sur une période plus courte.

D'une part, les résultats obtenus pour le signal Q_{sin6} montrent la même durée de mise à l'équilibre que le signal Q_{sin5} . Par conséquent, la durée de la dérive thermique est bien liée au rapport entre l'énergie injectée et l'énergie extraite. De plus, les amplitudes des variations de température sont plus élevées pour ce dernier, notamment en été alors que la différence entre l'énergie extraite et injectée est identique. Cela peut s'expliquer par la présence de période de

repos de durée variable. En effet, après la phase d'injection, l'extraction reprend seulement un mois après contrairement à la reprise de l'injection qui reprend deux mois après la fin de l'extraction. Par conséquent, après la période hivernale, la température du milieu a plus de temps pour se remettre à l'équilibre avec le reste du système.

D'autre part, les résultats obtenus pour le signal Q_{sin7} confirment toutes les conclusions précédentes :

- la durée de la dérive thermique est équivalente au signal $Q_{réel}$ dont le rapport entre l'énergie injectée et l'énergie extraite est également de 30% ;
- l'amplitude des variations de température diminue par rapport au cas Q_{sin6} car la différence entre l'énergie injectée et l'énergie extraite est plus faible ;
- les périodes de repos thermique atténuent l'amplitude des variations thermiques sur la durée de vie de l'ouvrage ;
- le flux de chaleur moyen pour une saison est lié à la quantité d'énergie transférée pendant celle-ci.

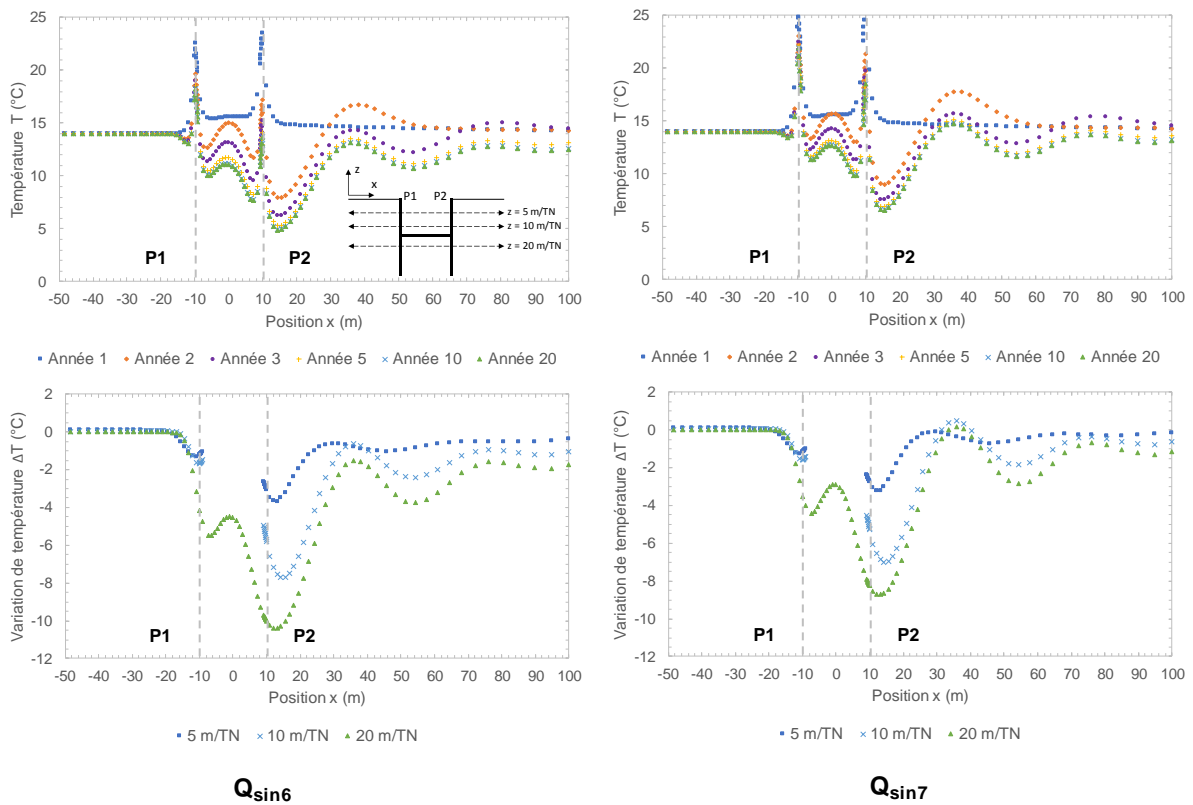


Figure II - 48 : Profils de température à 20 m de profondeur au cours du temps et variation de température entre la première et vingtième année de sollicitation à 5 m/TN, 10 m/TN et 20 m/TN en été pour les signaux Q_{sin6} et Q_{sin7}

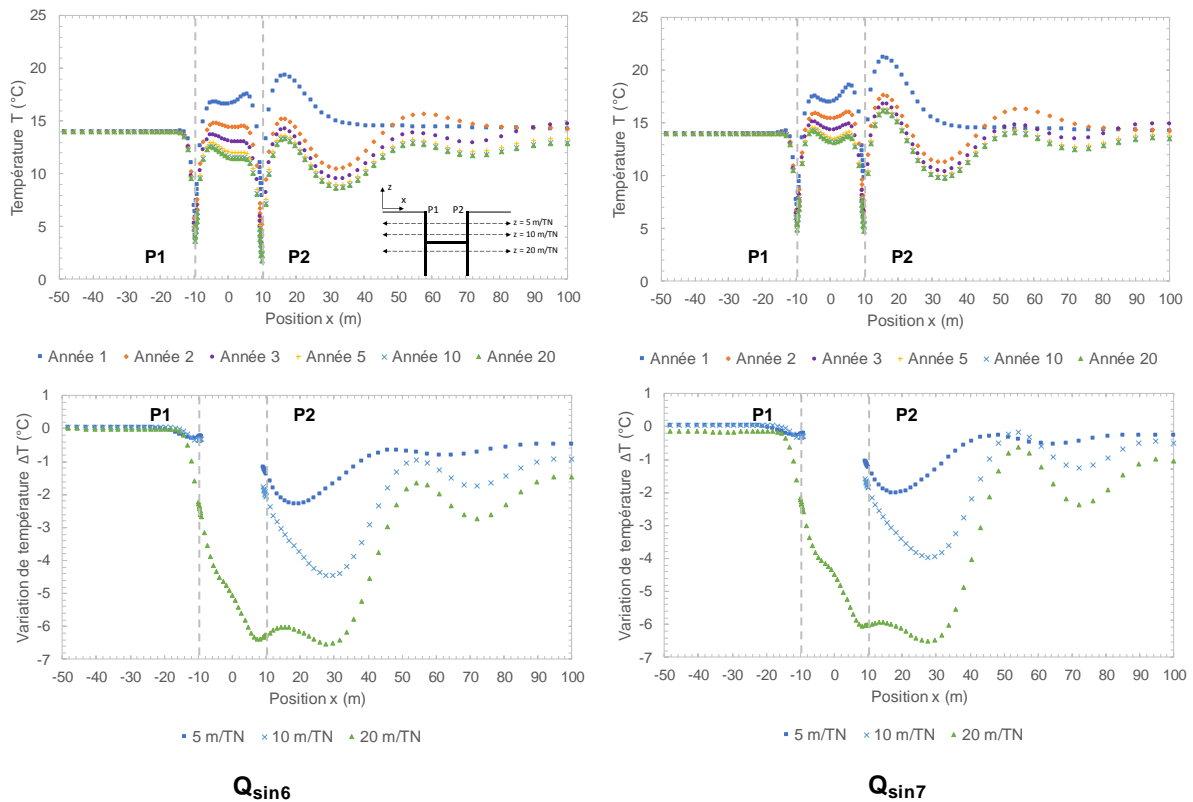


Figure II - 49 : Profils de température à 20 m de profondeur au cours du temps et variation de température entre la première et vingtième année de sollicitation à 5 m/TN, 10 m/TN et 20 m/TN en hiver pour les signaux Q_{sin6} et Q_{sin7}

II.3.3.2. Sollicitation déséquilibrée à vitesse nulle (0,0 m/j)

Le deuxième cas présenté reprend les caractéristiques du modèle à vitesse nulle (cf. II.3.2.1). Les signaux testés correspondent aux sinusoides Q_{sin2} et Q_{sin3} . En effet, les résultats obtenus à l'aide des sollicitations équilibrées ont montré les bonnes performances énergétiques de ce modèle en conduction pure.

a) Q_{sin2}

La symétrie du système imposée par la conduction pure et le milieu homogène et isotrope permet de ne représenter qu'un quart du modèle (Figure II - 50).

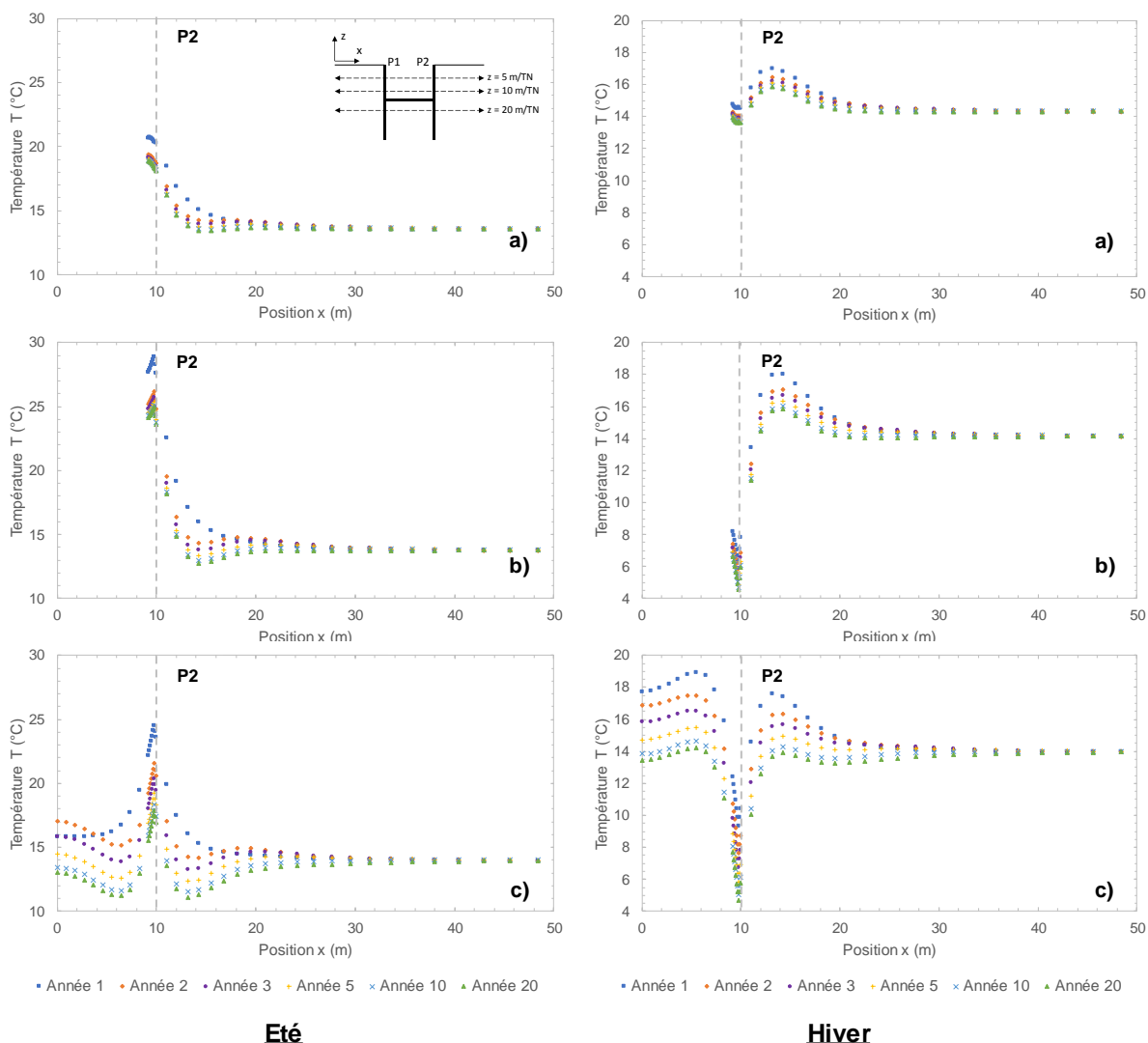


Figure II - 50 : Profils de température selon x en été et en hiver au cours du temps selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN – cas vitesse d’écoulement nulle et sollicitation déséquilibrée Q_{sin^2}

Les profils de température présentent une dérive thermique pluriannuelle forte, notamment à 20 m de profondeur. Ce constat est similaire à ce qui est observé pour une vitesse modérée de 0,1 m/j. Le terrain sous le radier entre les fiches des parois moulées ne joue plus son rôle de tampon thermique. Il a même tendance à dégrader la situation. En effet, l’équilibre est atteint entre 10 et 20 ans d’activation dans cette zone contre une dizaine d’années dans les terrains supérieurs. De même, le champ de température est dégradé de manière plus significative en été qu’en hiver à cause du déséquilibre vers les besoins en chauffage (Figure II - 51).

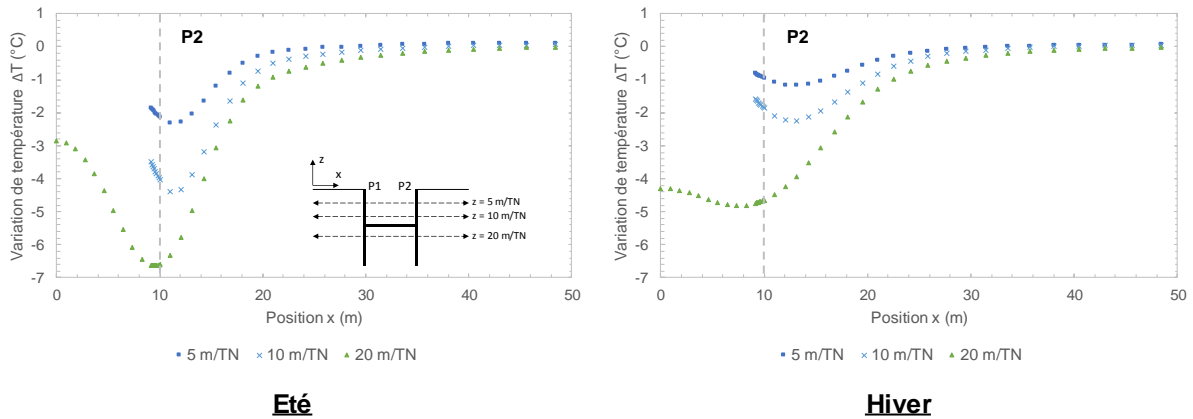


Figure II - 51 : Profils selon x en été et en hiver de la variation de température entre la première et la vingtième année de sollicitation à 5 m/TN, 10 m/TN et 20 m/TN - cas vitesse d'écoulement nulle et sollicitation déséquilibrée $Q_{\sin 2}$

Comme pour le cas précédent (cf. II.3.3.1), la dégradation du champ de température ne modifie pas les valeurs des flux de chaleur dans le temps. Le système continue à échanger de l'énergie jusqu'à atteindre les limites en température critiques.

Cet exemple met en avant l'importance de la recharge thermique. En effet, sachant que l'écoulement est nul, la recharge thermique ne peut provenir que d'une source anthropique. L'équilibre des besoins est une solution qui permet de compenser l'énergie extraite en hiver en injectant dans le milieu la même quantité d'énergie pendant l'été. Cependant, dans le cas de besoins déséquilibrés, seul un certain pourcentage de cette énergie est réinjecté dans le système. Par conséquent, ce dernier doit trouver un équilibre naturellement. Dans le cas présent, il s'agit d'une vingtaine d'années pour un déséquilibre de 20%.

b) $Q_{\sin 3}$

Le deuxième signal testé correspond à une sinusoïde de plus grande amplitude (cf. II.3.3). Les conclusions sont comparables à celles obtenues avec une vitesse d'écoulement modérée (cf. II.3.3.1) :

- l'amplitude de la dérive thermique est liée à la différence entre l'énergie injectée et l'énergie extraite ;
- la durée de la dérive thermique est liée au rapport entre l'énergie injectée et l'énergie extraite ;
- le flux thermique est lié à la quantité d'énergie transférée à l'instant t .

En effet, la sollicitation est caractérisée par des pics plus grands, résultant en des variations de température plus importantes. De plus, l'équilibre est atteint en même temps qu'avec le signal $Q_{\sin 2}$, soit une vingtaine d'années, car le taux de déséquilibre est identique. De même, les flux de chaleur sont supérieurs au cas précédent.

En conclusion, la présence d'un déséquilibre dans les besoins rend le cas à écoulement nul défavorable ou, du moins, plus complexe à gérer. En effet, la dérive thermique pluriannuelle n'est pas synonyme d'un mauvais fonctionnement. Elle oblige juste à penser le système autrement et à mieux optimiser les charges thermiques. Tant que le milieu ne dépasse pas les

seuils de température, les transferts d'énergie peuvent continuer. Cela nécessite un suivi rigoureux et de l'instrumentation afin de vérifier régulièrement que le système fonctionne correctement.

II.3.3.3. *Sollicitation déséquilibrée à vitesse élevée (0,5 m/j)*

Les résultats des sollicitations déséquilibrées à une vitesse d'écoulement modérée de 0,1 m/j puis nulle ont montré une dépendance de la mise à l'équilibre à plusieurs paramètres dont la vitesse d'écoulement. Afin de poursuivre cette analyse, les mêmes sollicitations thermiques que précédemment sont utilisées (cf. II.3.3.1) sur un modèle à vitesse d'écoulement élevée (cf. II.3.2.2). Ce nouveau modèle doit permettre de mieux quantifier l'influence de l'écoulement sur la dissipation des anomalies thermiques et l'amortissement de la dérive thermique pluriannuelle.

Le premier point remarquable réside dans la composante dérive thermique pluriannuelle qui est nulle après le premier cycle. En effet, après la première année d'activation qui joue le rôle de phase d'initialisation, toutes les courbes de température se superposent quel que soit le signal utilisé à l'exception du terrain situé sous le radier entre les fiches des parois moulées (Figure II - 52). Ce dernier a besoin d'environ trois ans pour se stabiliser.

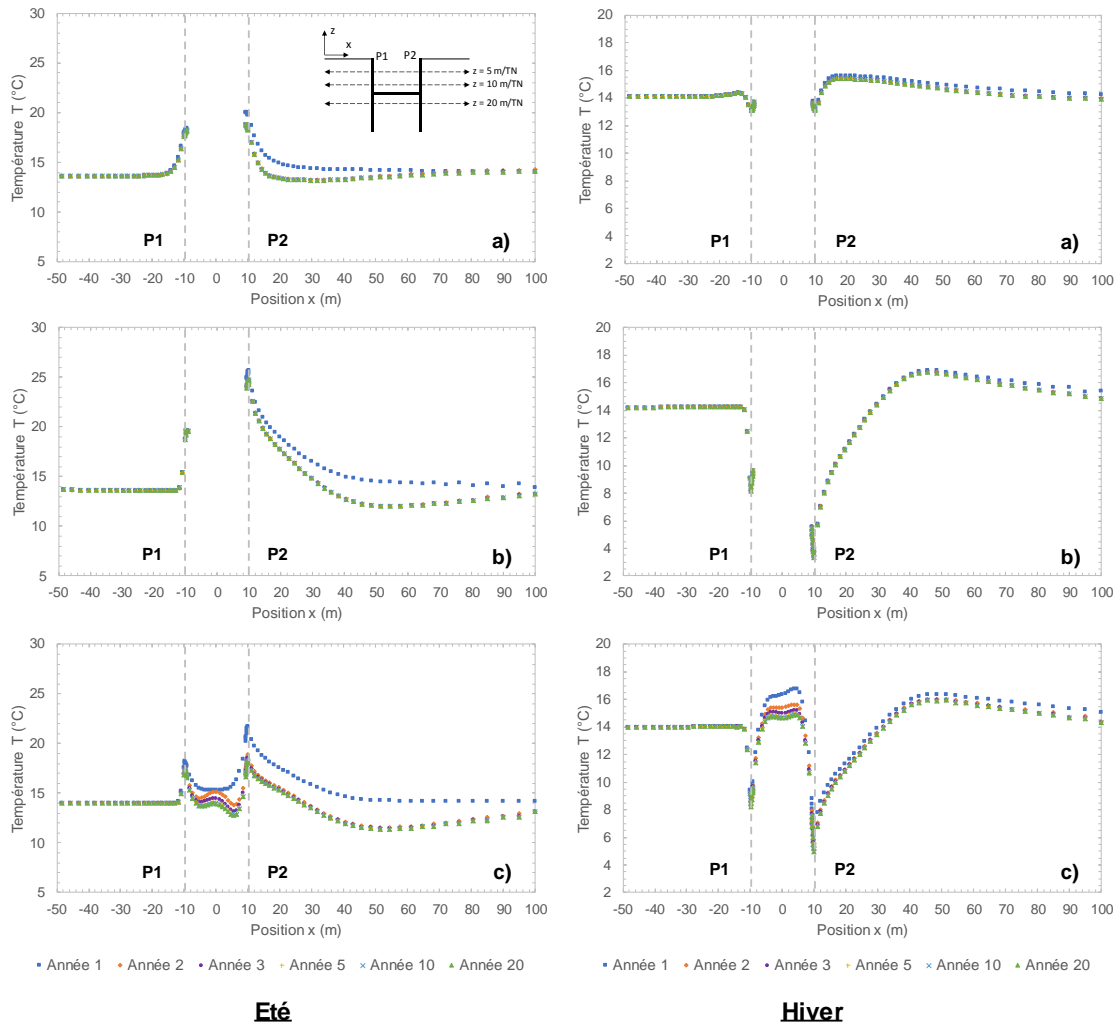


Figure II - 52 : Profils de température selon x en été et en hiver au cours du temps selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN – cas vitesse d'écoulement élevée et sollicitation déséquilibrée $Q_{réel}$

Par conséquent, un écoulement à vitesse élevée de 0,5 m/j coupe la dérive thermique pluriannuelle en décorrélant les besoins en chauffage et en climatisation. Chaque saison de chaque cycle devient indépendante. Ce résultat est cohérent avec les éléments de la bibliographie (cf. I.1.3.3). Ainsi, si la sollicitation thermique sur un an ne dépasse pas les seuils critiques en température, elle peut être répétée pendant toute la durée de vie de l'ouvrage. Dans ce cas, l'optimisation de la répartition de la charge thermique est plus aisée car elle ne doit pas être modifiée au cours du temps.

Le deuxième point soulevé valide les observations réalisées pour une vitesse modérée de 0,1 m/j (Figure II - 53) :

- l'amplitude de la variation de température dépend de la différence entre l'énergie injectée et l'énergie extraite ;
- la variation de température maximale est enregistrée sous le radier ;
- le flux thermique est lié à la quantité d'énergie transférée à l'instant t .

Concernant la géométrie des profils de température, elle est semblable au cas à sollicitation équilibrée (cf. II.3.2.2).

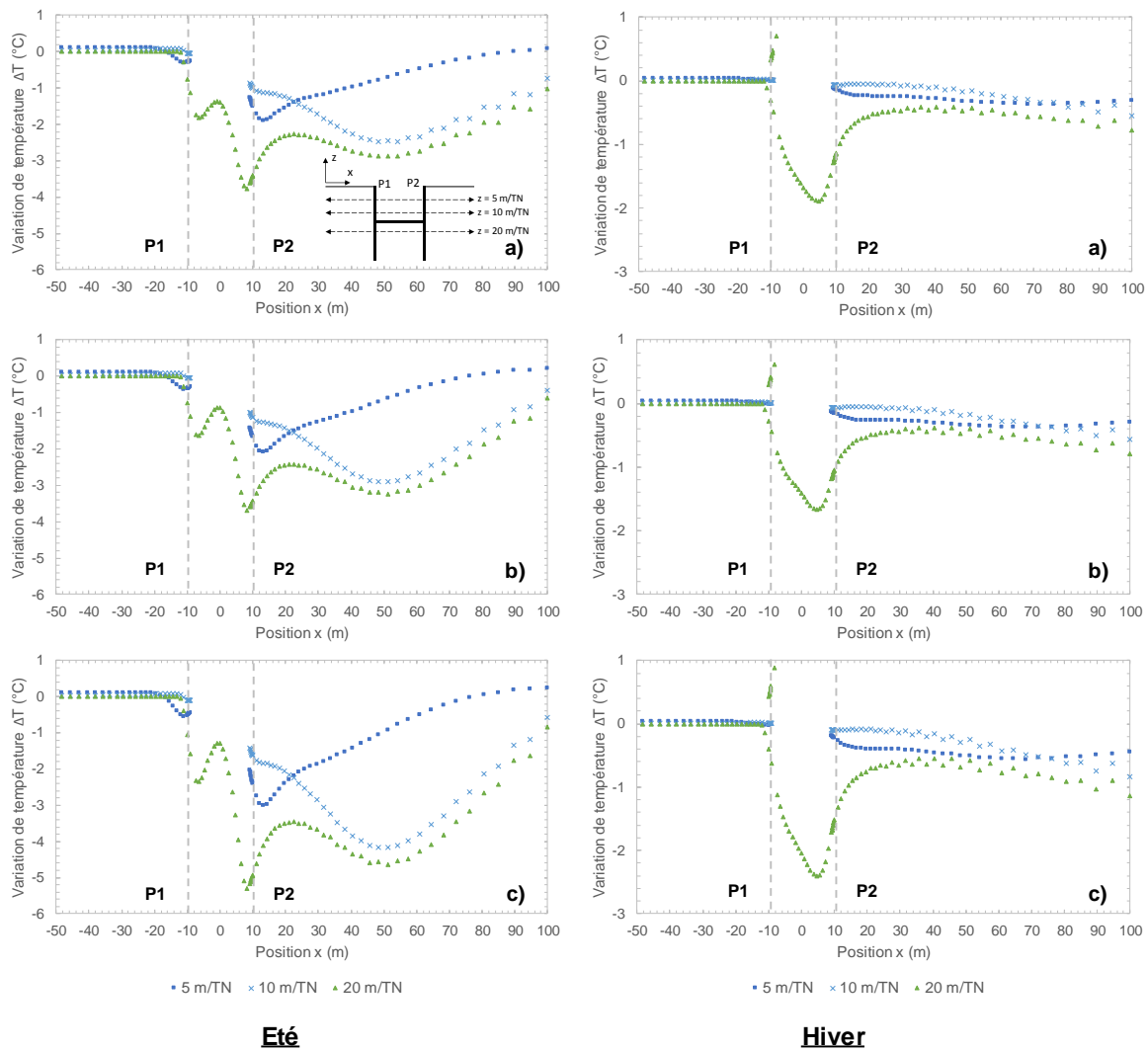


Figure II - 53 : Profils selon x en été et en hiver de la variation de température entre la première et la vingtième année de sollicitation à 5 m/TN, 10 m/TN et 20 m/TN selon trois sollicitations thermiques : a) $Q_{réel}$, b) Q_{sin1} et c) Q_{sin2}

II.3.3.4. Sollicitation déséquilibrée à vitesse très élevée (1,0 m/j)

Afin de valider l'indépendance des saisons et des cycles pour des vitesses supérieures à 0,5 m/j, un modèle à vitesse très élevée de 1,0 m/j est réalisé. Les conditions de chargement thermique sont identiques aux cas précédents (cf. II.3.3.1) et le modèle reprend les caractéristiques du cas à besoin équilibré (cf. II.3.2.3).

Les résultats obtenus à l'aide de ce modèle valident toutes les observations précédentes :

- la vitesse d'équilibrage dépend de la vitesse d'écoulement ;
- à partir de 0,5 m/j, l'écoulement dissipe toutes les anomalies thermiques et rend les cycles indépendants ;
- l'amplitude de la variation de température dépend de la différence entre l'énergie injectée et l'énergie extraite ;
- la variation de température maximale est enregistrée sous le radier ;
- le flux thermique est lié à la quantité d'énergie transférée à l'instant t .

II.3.3.5. Synthèse

Cette étude paramétrique a porté sur l'influence du déséquilibre des besoins en fonction de la vitesse d'écoulement. Plusieurs sollicitations thermiques différentes ont été testées avec des taux et des amplitudes de déséquilibre variables. L'objectif était de déterminer les paramètres dimensionnant relatifs à la dérive thermique pluriannuelle. Ainsi, plusieurs conclusions ont été apportées :

- la vitesse d'équilibrage dépend de la vitesse d'écoulement ;
- à partir de 0,5 m/j, l'écoulement dissipe toutes les anomalies thermiques et rend les cycles indépendants ;
- la durée de la dérive thermique est liée au rapport entre l'énergie injectée et l'énergie extraite ;
- l'amplitude de la variation de température et de la dérive thermique pluriannuelle dépend de la différence entre l'énergie injectée et l'énergie extraite ;
- les périodes de repos thermique diminuent l'amplitude des variations de température sur la durée de vie de l'ouvrage ;
- la variation de température maximale est enregistrée sous le radier ;
- le flux thermique est lié à la quantité d'énergie transférée à l'instant t.

Il convient de noter que ces résultats sont relatifs à la géométrie et aux conditions des modèles utilisés. En effet, des hypothèses différentes pourraient modifier significativement ces résultats. Par exemple, la prise en compte du réchauffement climatique impliquerait une augmentation de la température du système et, a priori, une augmentation des besoins en climatisation année après année. Le déséquilibre énergétique pourrait ainsi se creuser ou diminuer selon la configuration de l'ouvrage.

De plus, ces résultats permettent de tracer la variation du flux de chaleur en fonction du pic d'énergie pour les différentes parois (Figure II - 54). Les courbes tracées appuient l'hypothèse proposée précédemment qui lie le flux thermique à l'énergie transférée à l'instant t.

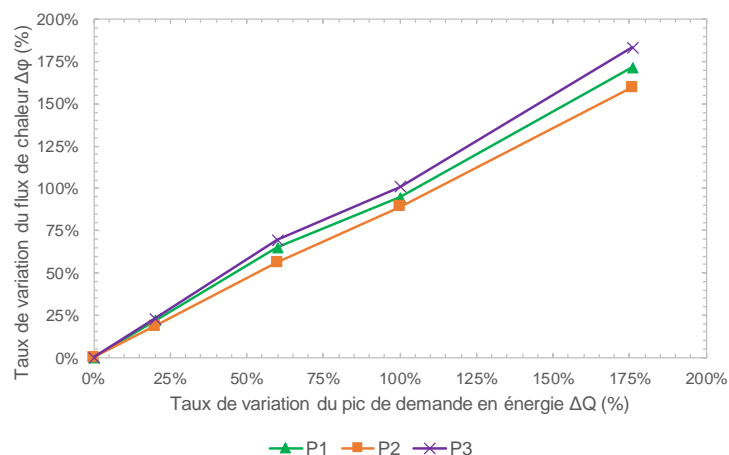


Figure II - 54 : Taux de variation du flux de chaleur en fonction de la variation du pic de demande en énergie pour les parois P1, P2 et P3

II.3.4. Influence de la géométrie de l'ouvrage

La section précédente est focalisée sur l'influence de la sollicitation thermique sur le comportement thermique de l'ouvrage (cf. II.3.3). Il s'agit d'un paramètre dimensionnant, comme la vitesse d'écoulement qui permet de générer un équilibre rapidement et qui peut améliorer les performances des ouvrages selon certaines conditions (cf. II.3.2). Cependant, ces résultats ont également mis en évidence l'importance de la géométrie de l'ouvrage. En effet, la géométrie des parois moulées modifie l'importance de l'effet barrage (cf. I.1.3.3) et, par conséquent, les performances du système.

Afin de tester la réponse du système aux modifications de sa géométrie, différentes configurations sont testées. Trois élancement (*i.e.* rapport entre la longueur et la largeur) sont ainsi modélisés avec différentes orientations par rapport à l'écoulement :

- élancement 1 :
 - angle d'incidence à 30° ;
 - angle d'incidence à 45° ;
 - angle d'incidence à 60° ;
- élancement 3 :
 - perpendiculaire à l'écoulement ;
 - parallèle à l'écoulement ;
- élancement 5 :
 - perpendiculaire à l'écoulement ;
 - parallèle à l'écoulement.

L'élancement 1 doit permettre d'appréhender l'impact d'une géométrie plus ou moins hydrodynamique et la réponse des différentes parois à ces modifications. Quant à eux, les élancements 3 et 5 impliquent des obstacles de plus grande dimension, des zones d'ombre hydraulique importantes et des anomalies thermiques dans un volume conséquent.

Les sollicitations thermiques utilisées sont considérées équilibrées et sont adaptées aux nouvelles dimensions des ouvrages. De plus, ces modèles sont des variations du cas de référence, la vitesse d'écoulement considérée est donc de 0,1 m/j.

II.3.4.1. Elancement 1

Dans un premier temps, la géométrie propre à l'ouvrage et les conditions du modèle sont conservées (cf. II.3.1). Cependant, l'ouvrage est mis en rotation par rapport aux limites du modèle afin de générer différents angles d'incidences avec l'écoulement (Figure II - 55).

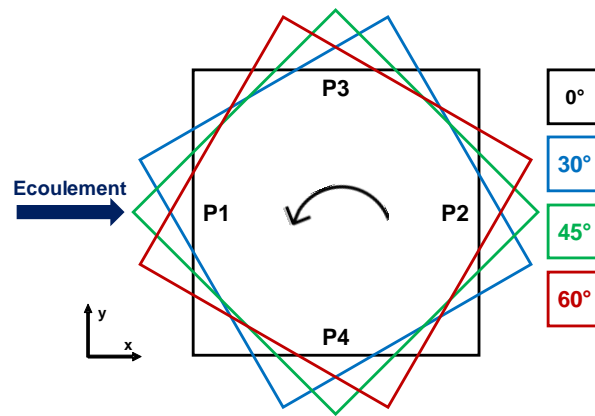


Figure II - 55 : Angles de rotation de l'ouvrage en parois moulées par rapport à l'écoulement

La rotation est effectuée dans le sens trigonométrique. La paroi P1 fait de moins en moins face à l'écoulement, contrairement à la paroi P3 qui prend progressivement sa place (*i.e.* rotation de 90°). Un des objectifs de cette étude paramétrique est d'analyser les modifications sur l'effet barrage apportées par ce changement de géométrie.

De plus, compte tenu des rotations effectuées, la symétrie axiale selon x passant par le centre de la paroi n'existe plus. Les calculs sont donc réalisés en 3D complet.

a) Angle d'incidence à 30°

Concernant l'effet barrage, le contraste dans le champ de vitesse de Darcy est moins important que dans le cas de référence (Figure II - 56). Il subsiste des zones où l'écoulement est plus faible mais celui-ci n'est pas complètement coupé. Ces zones se situent vers l'angle des parois P1P3 côté P1 et l'angle des parois P2P4 côté P2. De plus, deux typologies de parois apparaissent vis-à-vis du sens et de la vitesse d'écoulement :

- les parois le long desquelles le flux hydraulique augmente dans le sens de l'écoulement (e.g. P1 et P3) ;
- les parois le long desquelles le flux hydraulique diminue dans le sens de l'écoulement (e.g. P2 et P4).

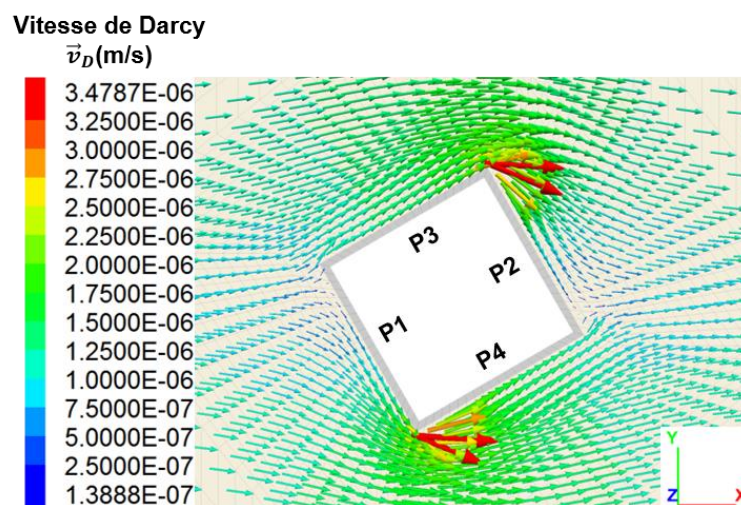


Figure II - 56 : Champ de vitesse de Darcy autour d'un ouvrage en parois moulées pour un angle d'incidence de 30°

D'après ce schéma hydraulique, les anomalies formées en P1 sont dissipées vers P4 puis vers l'angle des parois P2P4 côté P2 où elles sont stockées. De même, les anomalies de la paroi P3 sont dissipées vers cette zone en passant le long de P2.

Il subsiste toujours un fort accroissement de la vitesse de Darcy d'un facteur deux à trois aux angles P1P4 et P2P3.

A propos de la quantification de l'effet barrage, la déformation du maillage et la perte des symétries rend complexe la représentation des données sous forme de profils dans le sens de l'écoulement. Mais, globalement, l'ouvrage fait moins écran à l'écoulement et la conséquence directe est la diminution des zones d'ombre hydraulique.

Ce problème de représentation se retrouve également pour le champ de température. En effet, le centre des parois P1 et P2 ne peuvent plus être considérés comme des références vis-à-vis de la direction de l'écoulement. Cependant, les modèles peuvent être analysés à l'aide des coupes horizontales, des profils de température verticaux dans les parois et en étudiant le bilan énergétique dans les volumes de contrôle.

Conformément aux résultats du cas de référence (cf. II.2), les températures extrêmes se situent vers 10 m de profondeur. La Figure II - 57 fait le lien entre les variations du champ de vitesse de Darcy lié à l'effet barrage et les zones de stockage d'énergie. Dans ce contexte, l'énergie semble mieux répartie le long des différentes parois car les différences de température sont faibles.

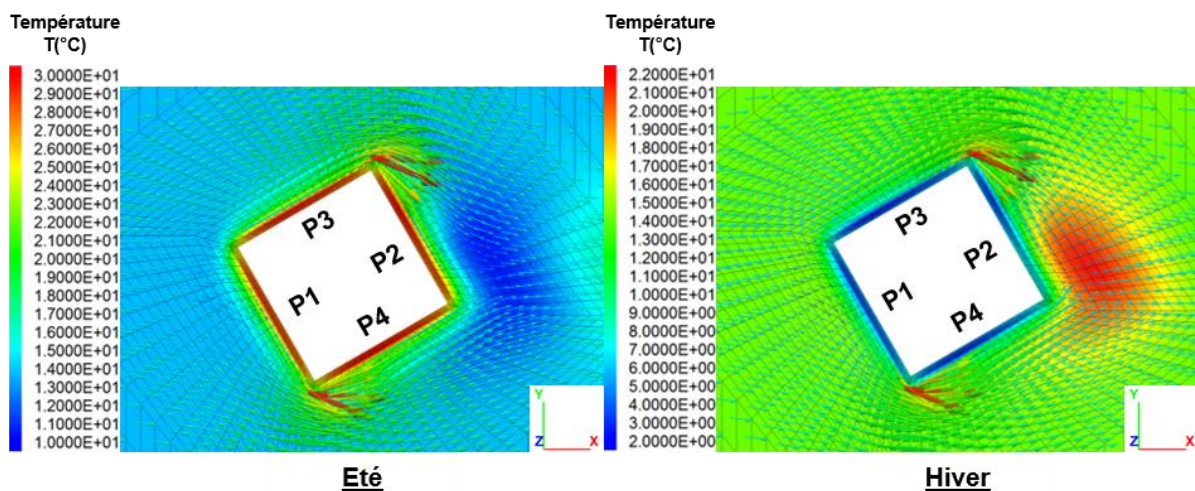


Figure II - 57 : Champs de température et de vitesse de Darcy à 10 m de profondeur après 10 ans de sollicitation en été et en hiver – cas angle d'incidence de 30°

Afin de déterminer plus précisément les variations de température au niveau des parois, les profils de température verticaux sont tracés (Figure II - 58).

Tout d'abord, en été, les profils de température se superposent pratiquement. Par conséquent, pendant la période d'injection, l'énergie est bien répartie dans les différentes parois. Cependant, en hiver, le contraste est plus important avec plusieurs degrés Celsius d'écart entre P2 et P3.

Ensuite, la différence de comportement entre les fiches et les zones au-dessus du radier est cohérente avec les résultats du cas de référence et des cas à sollicitation équilibrée en général

(cf. II.3.2). En effet, dans ces conditions, le terrain sous le radier entre les fiches intervient en tant que tampon thermique et permet de diminuer les variations de température. Ainsi, les températures extrêmes se situent vers 10 m de profondeur.

Enfin, les gradients de température verticaux sont tous superposés. Les variations de température verticales au sein des différentes parois sont donc identiques. Les différences observées sur les températures verticales sont ainsi liées à une différence d'état initial.

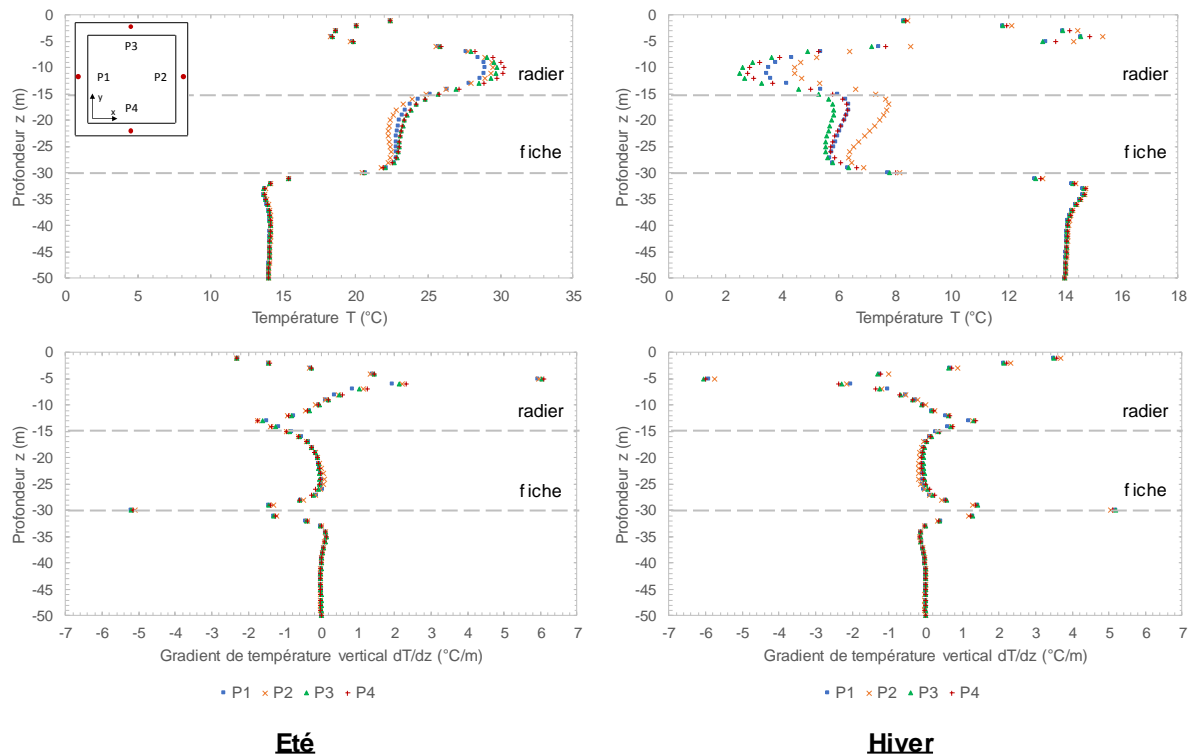


Figure II - 58 : Température et gradient de température vertical après 10 ans de sollicitation thermique aux parois P1, P2, P3 et P4 – cas angle d'incidence de 30°

En conclusion, les profils de température verticaux sont semblables à ceux observés pour le cas de référence. Cependant, l'amplitude des courbes est légèrement plus faible. Par conséquent, la température est, en moyenne, plus basse en été et plus élevée en hiver. Une meilleure répartition de l'énergie dans le milieu et/ou de meilleures performances énergétiques peuvent être à l'origine de ces résultats.

Du point de vue des flux thermiques, les variations par rapport au cas de référence sont mineures (Figure II - 59). En effet, en P1, la valeur du flux moyen est légèrement inférieure avec un angle d'incidence de 30° mais la différence est de l'ordre de 1%. Concernant P2, la valeur est identique dans les deux cas. Les seules variations notables concernent P3 et P4. Effectivement, en P3, le flux est supérieur avec un angle d'incidence et inversement en P4. De même, la paroi P1 est toujours la plus productive, suivie de P3 puis P4 et enfin P2.

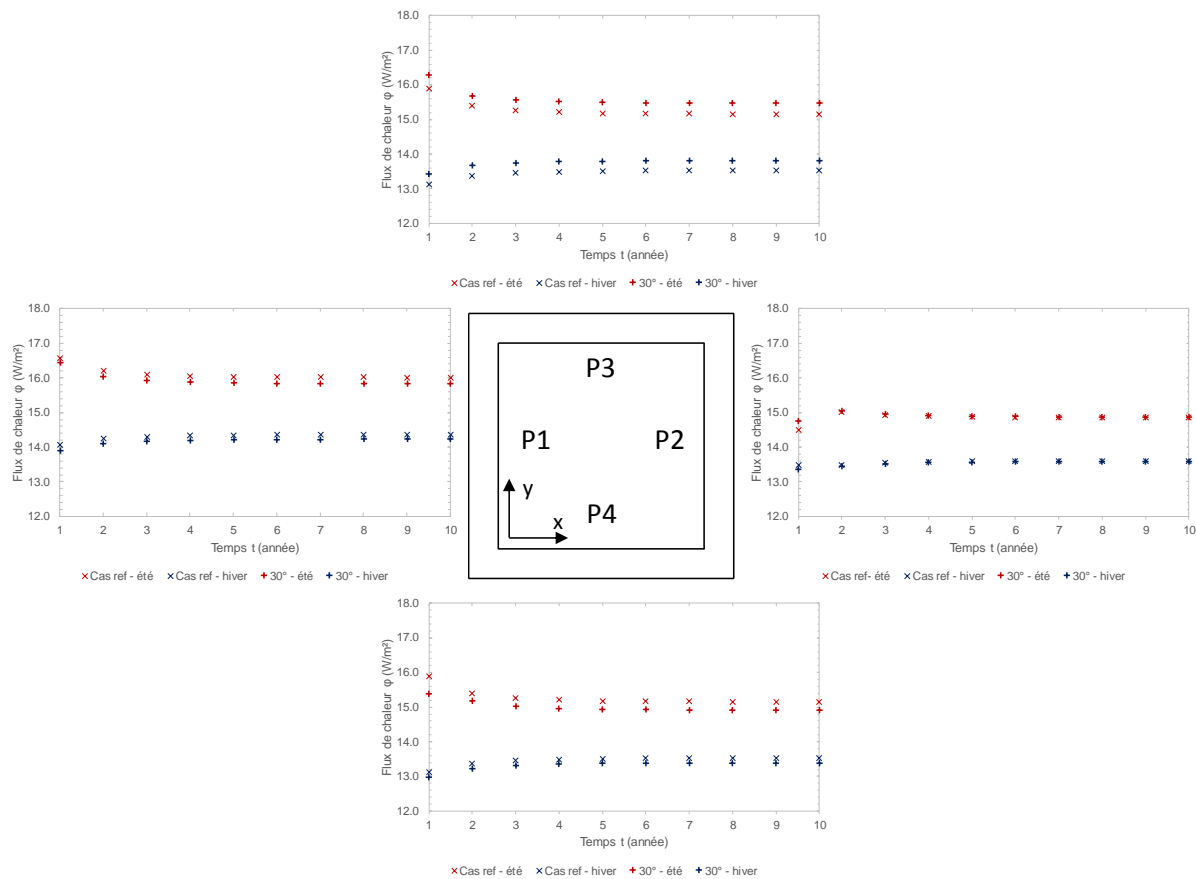


Figure II - 59 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2, P3 et P4 entre le cas de référence et le cas avec un angle d'incidence de 30°

En conclusion, la rotation appliquée à l'ouvrage modifie l'angle d'incidence entre les parois et l'écoulement. Ainsi, il y a perte de perpendicularité et de parallélisme par rapport à la nappe. Par conséquent, les faces qui étaient perpendiculaires (*e.g.* P1 et P2) bloquent moins l'écoulement et les faces qui étaient parallèles (*e.g.* P3 et P4) commencent à amener un effet barrage. La répartition des perturbations est donc plus homogène. Globalement, l'ouvrage fait moins barrage à l'écoulement. D'un point de vue thermique, cela se traduit par une distribution de la température également plus homogène. De plus, les flux de chaleur sont peu modifiés mais il existe tout de même une tendance à un changement dans le comportement thermique des parois. En effet, P1 et P4 s'éloignent de leur position favorable et voient leur flux moyen diminuer contrairement à P3 qui se met légèrement face à l'écoulement et dont le flux moyen augmente. Ces tendances devraient s'accroître avec l'augmentation de la rotation de l'ouvrage. A noter que le flux moyen global de l'ouvrage est identique malgré la rotation.

b) Angle d'incidence à 45°

Cette nouvelle rotation avec un angle de 45° permet de retrouver des symétries dans le modèle. En effet, le comportement de P1 est équivalent à celui de P3 et P2 est égal à P4. Cependant, afin de conserver un modèle équivalent à l'exemple précédent, la représentation en 3D complète est conservée.

Désormais, aucune face n'oppose un blocage important à l'écoulement mais la dimension de l'ouvrage implique tout de même un effet barrage. En effet, la zone à l'aval de la structure conserve son rôle de volume de stockage d'énergie

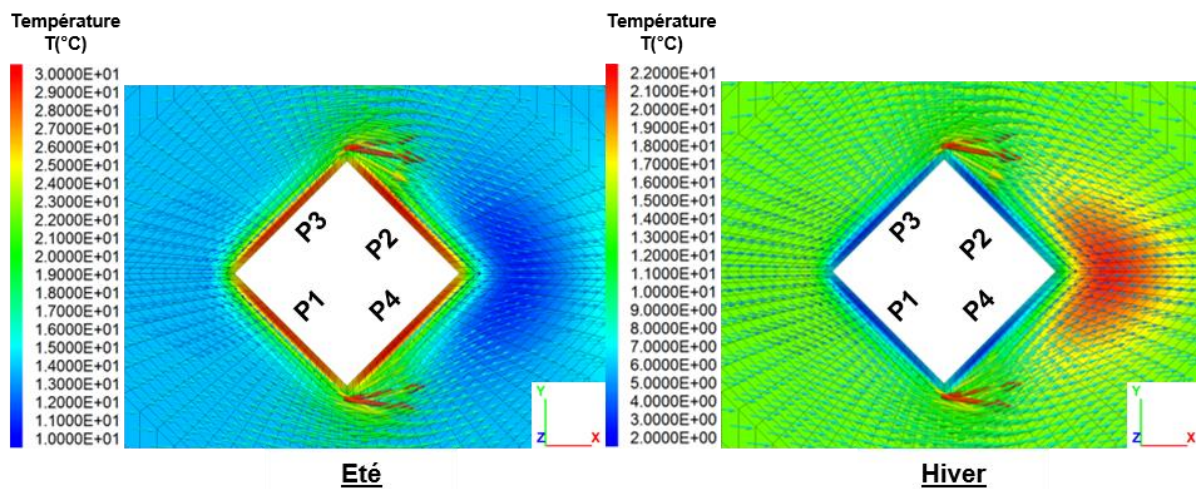


Figure II - 60 : Champs de température et de vitesse de Darcy à 10 m de profondeur après 10 ans de sollicitation en été et en hiver – cas angle d'incidence de 45°

Les conclusions induites des résultats de cette configuration vont dans le sens des conclusions précédentes :

- le champ de température est relativement homogène dans les parois à l'exception du volume de stockage ;
- les profils de température verticaux se rapprochent (Figure II - 61) ;
- les températures mesurées sont moins extrêmes ;
- l'énergie est mieux répartie dans les parois ;
- les flux de chaleur se rééquilibrent (Figure II - 62).

En effet, cette symétrie est plus favorable vis-à-vis de l'écoulement et permet d'améliorer l'homogénéisation du système. De plus, comme les températures sont moins extrêmes, le système peut potentiellement être plus sollicité sans dépasser les seuils critiques. De plus, un système homogène a moins de conséquence d'un point de vue mécanique car les efforts et les déformations d'origine thermique sont mieux réparties. De même, il y a moins de différence d'efficacité entre les différentes parois. Les parois amont (e.g. P1 et P3) sont cependant plus performantes grâce à la recharge thermique apportée par l'écoulement.

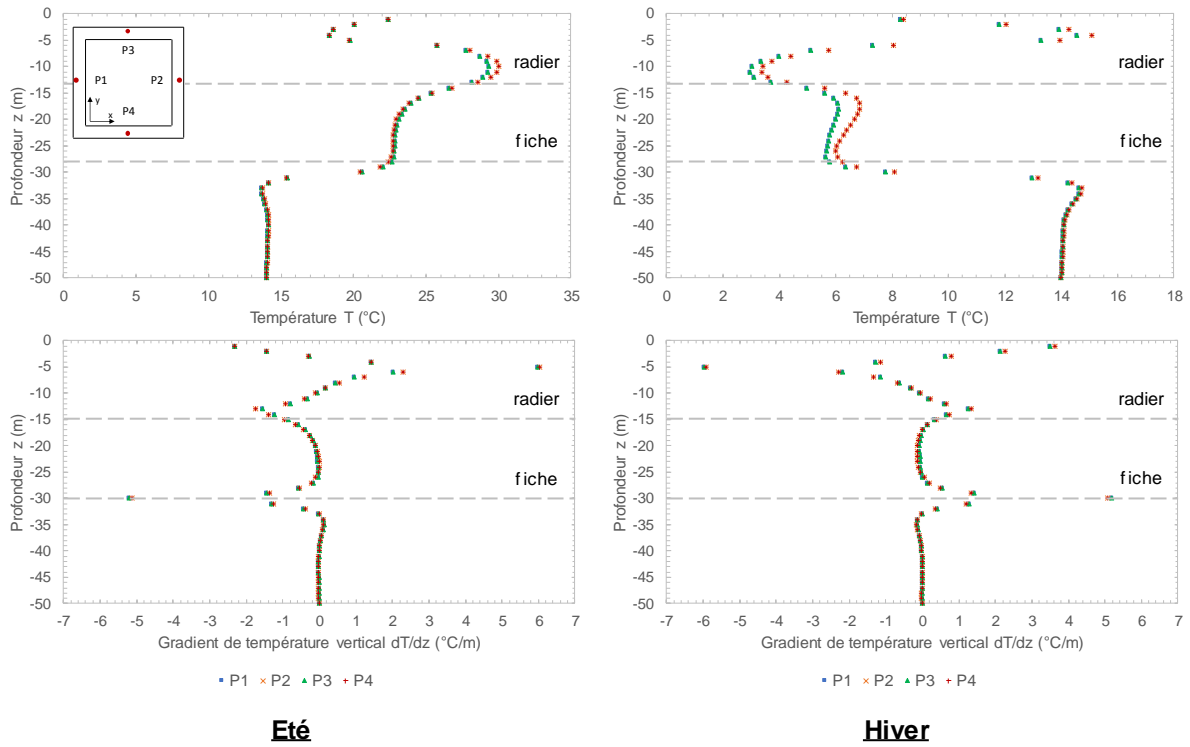


Figure II - 61 : Température et gradient de température verticale après 10 ans de sollicitation thermique aux parois P1, P2, P3 et P4 – cas angle d’incidence de 45°

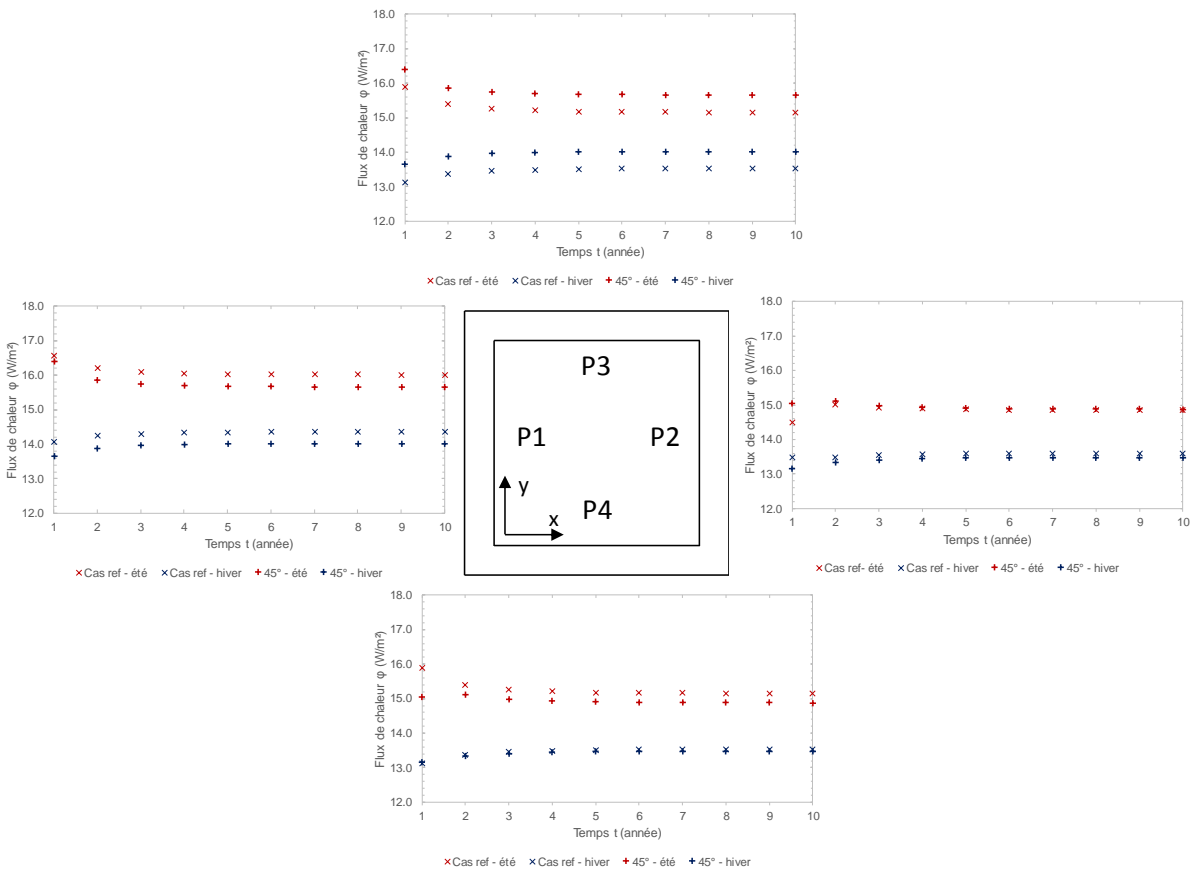


Figure II - 62 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2, P3 et P4 entre le cas de référence et le cas avec un angle d’incidence de 45°

c) Angle d'incidence à 60°

Une rotation de 60° implique une nouvelle perte des symétries. Le système est donc de nouveau hétérogène et chaque paroi a un comportement thermique différent (Figure II - 63). Cependant, les résultats de ce modèle renforcent les conclusions des deux exemples précédents.

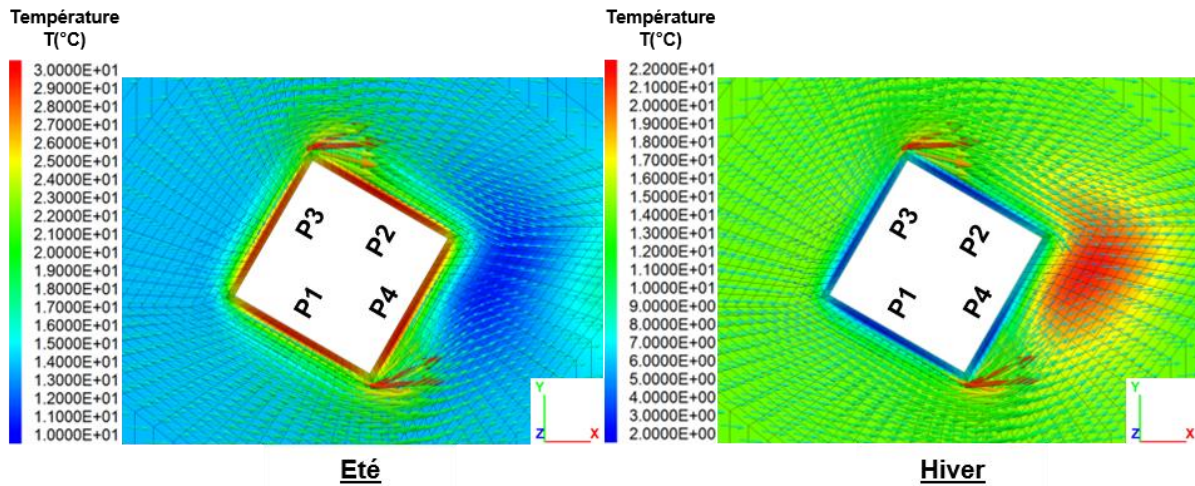


Figure II - 63 : Champs de température et de vitesse de Darcy à 10 m de profondeur après 10 ans de sollicitation en été et en hiver – cas angle d'incidence de 60°

Concrètement, la paroi P3 prend progressivement la place de la paroi P1. Par conséquent, elle devient plus favorable d'un point de vue thermique. Le même comportement est observé pour P2 qui obtient une configuration plus favorable. Par conséquent, la zone de stockage est désormais plus centrée sur P4.

Cette observation se retrouve sur les profils de température verticaux (Figure II - 64). En effet, la paroi P4 subit les températures les moins extrêmes grâce au stockage d'énergie saisonnier qui permet d'atténuer les variations de température, notamment en hiver. De plus, la paroi P3 subit moins de variation de température grâce à la recharge thermique naturelle apportée par l'écoulement.

Le constat est identique pour les flux de chaleur (Figure II - 65). En effet, grâce à l'écoulement favorable pour la paroi P3, elle présente les meilleurs flux de chaleur. De plus, les performances de P1 continuent de se dégrader, ainsi que P4. De même, la paroi P2 n'est plus la paroi présentant les flux de chaleur les plus faibles. Cependant, son orientation vis-à-vis de l'écoulement est toujours défavorable.

Comme précédemment, le flux moyen global est toujours identique quelle que soit l'orientation. En effet, comme la sollicitation est identique et que les températures restent sous les températures critiques, l'énergie est injectée et extraite du système dans les mêmes proportions. La répartition de cette énergie est juste différente. Cela permet notamment de repenser le système afin de plus ou moins solliciter une paroi en fonction de son comportement thermo-hydraulique.

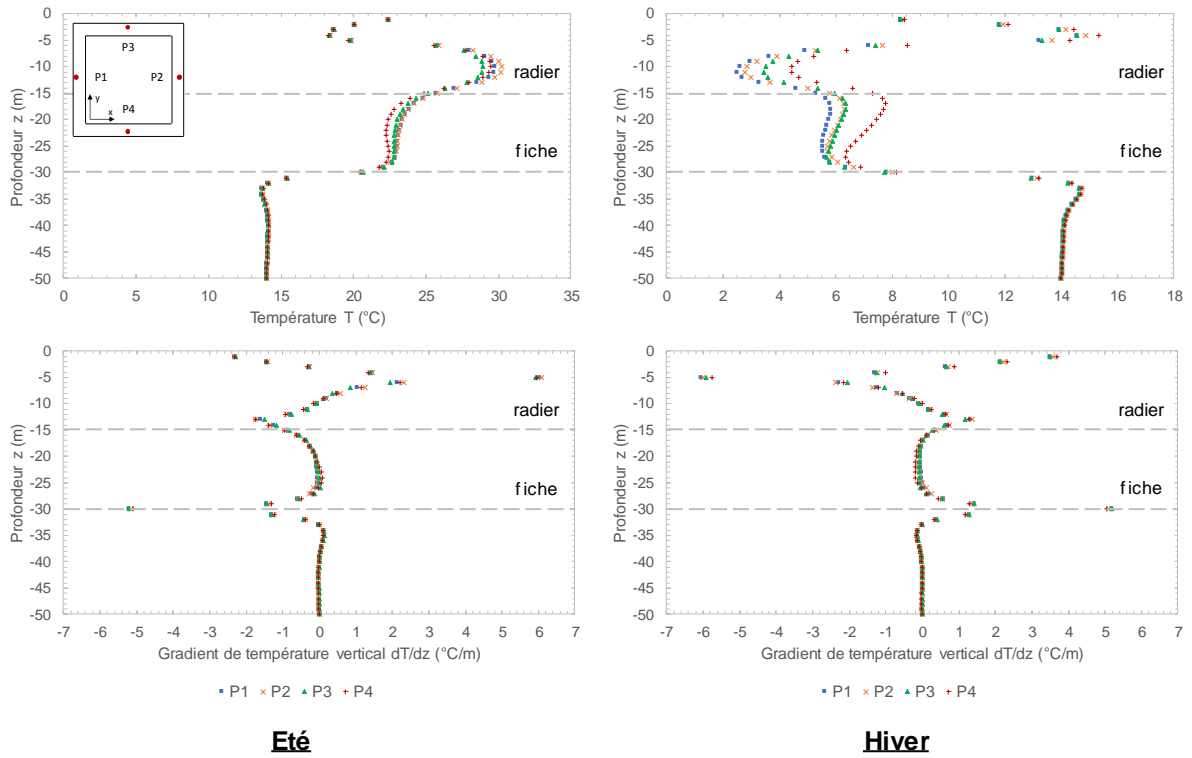


Figure II - 64 : Température et gradient de température vertical après 10 ans de sollicitation thermique aux parois P1, P2, P3 et P4 – cas angle d’incidence de 60°

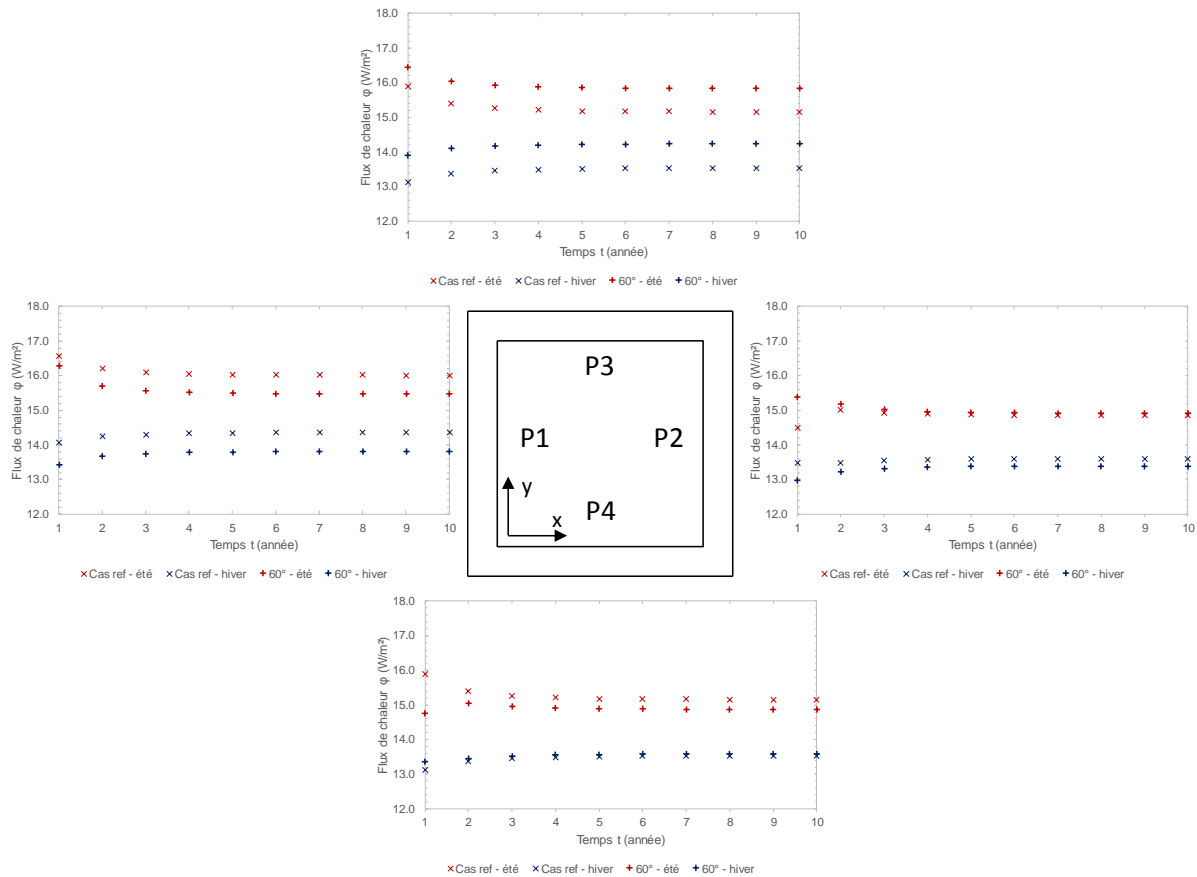


Figure II - 65 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2, P3 et P4 entre le cas de référence et le cas avec un angle d’incidence de 60°

d) Synthèse

Cette première partie de l'étude paramétrique sur l'influence de la géométrie de l'ouvrage centrée sur l'angle d'incidence de l'écoulement par rapport aux parois moulées a permis d'apprécier la modification de l'hydrodynamisme de l'ouvrage. En effet, la rotation, jusqu'à un angle de 45°, améliore cet hydrodynamisme. Cela a pour conséquence de modifier la répartition globale de l'énergie et des transferts de chaleur. Malgré ces modifications, il subsiste une zone de stockage d'énergie à l'aval de l'ouvrage. La position de ce volume dépend de l'angle d'incidence.

Le résultat clé correspond à la conservation du flux de chaleur moyen quelle que soit la configuration. Cette observation est en accord avec le premier principe de la thermodynamique de conservation d'énergie (cf. I.2). Par conséquent, il n'y a pas plus de perte vers la partie excavée, ni de stockage/déstockage dans le terrain sous le radier entre les fiches. Les flux de chaleur sont simplement répartis différemment le long des différentes parois et la valeur moyenne dépend uniquement de la sollicitation thermique (Figure II - 66).

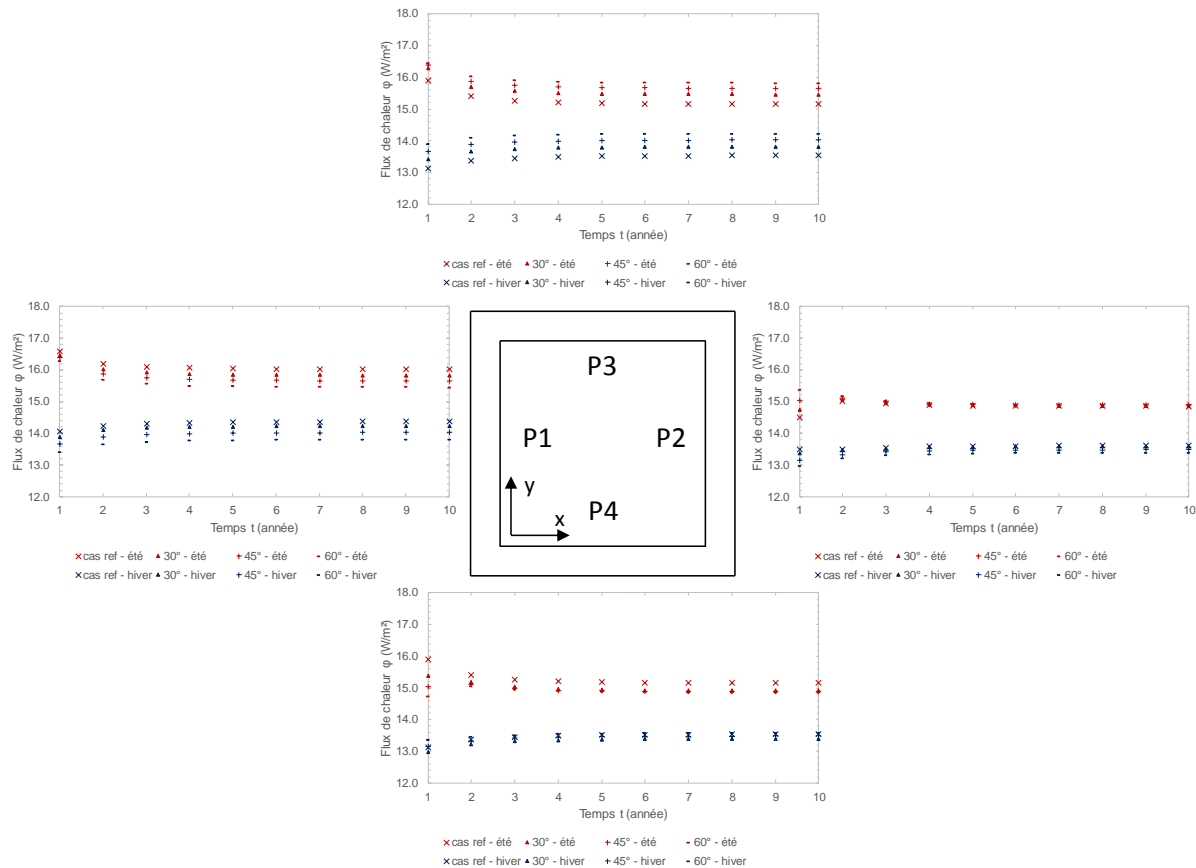


Figure II - 66 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2, P3 et P4 en fonction de l'angle d'incidence de l'écoulement

En effet, les diminutions de performances observées en P1 et P4 sont compensées par l'augmentation du flux de chaleur en P3. Si la rotation est poursuivie, la configuration du cas de référence est obtenue. La position de chacune des parois est juste intervertie. Les modifications observées sont toutefois relativement mineures par rapport à d'autres paramètres comme la vitesse d'écoulement (cf. II.3.2) ou la sollicitation thermique (cf. II.3.3).

II.3.4.2. Elancement 3

Après avoir testé l'influence de l'angle d'incidence de l'écoulement par rapport à l'ouvrage sur le comportement thermo-hydraulique de l'ouvrage, c'est désormais les dimensions de l'ouvrage qui sont modifiées. Le premier cas choisi est un élancement 3. C'est-à-dire que la longueur de l'ouvrage est égale à trois fois sa largeur. Par conséquent, deux grandes parois et deux petites parois sont modélisées (Figure II - 67).

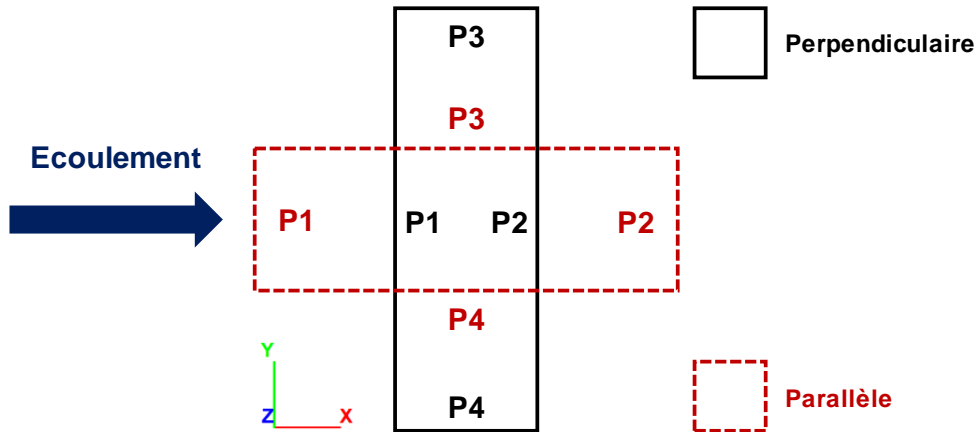


Figure II - 67 : Schéma de la disposition des parois moulées – Cas élancement 3

Cela signifie que la répartition de la charge thermique n'est plus homogène. En effet, la surface d'échange des grandes parois est supérieure à celle des petites parois. Cependant, les cas parallèles et perpendiculaires à l'écoulement sont testés. Par conséquent, la sollicitation thermique est répartie de la manière suivante selon les cas (Tableau II - 7) :

Tableau II - 7 : Répartition de la charge thermique par panneau – Cas élancement 3

		Nombre de nœuds n_{noeud}^{FLS} (-)	Puissance totale maximum $Q_{Pi,max}$ (W)	Puissance nodale maximum $Q_{noeud,max}$ (W/nœud)	Flux total maximum* $\varphi_{Pi,max}$ (W/m ²)
Perpendiculaire	P1	1425	48 750	34,21	33,85
	P2	1425	48 750	34,21	33,85
	P3	475	16 250	34,21	33,85
	P4	475	16 250	34,21	33,85
Parallèle	P1	475	16 250	34,21	33,85
	P2	475	16 250	34,21	33,85
	P3	1425	48 750	34,21	33,85
	P4	1425	48 750	34,21	33,85

*Flux total maximum en direction du terrain (surface de référence = 480 m² pour les petites parois et 1440 m² pour les grandes parois)

La charge thermique par nœud est supérieure au cas de référence afin d'atteindre les températures critiques. De plus, la condition en écoulement de 0,1 m/j est conservée.

a) Ouvrage perpendiculaire à l'écoulement

Dans la configuration avec un ouvrage perpendiculaire à l'écoulement, la paroi P1 bloque l'écoulement sur toute sa longueur. Cela signifie que l'effet barrage est conséquent (Figure II - 68). Dans cet exemple, la différence de charge entre le niveau perturbé et non perturbé dépasse les 30 cm.

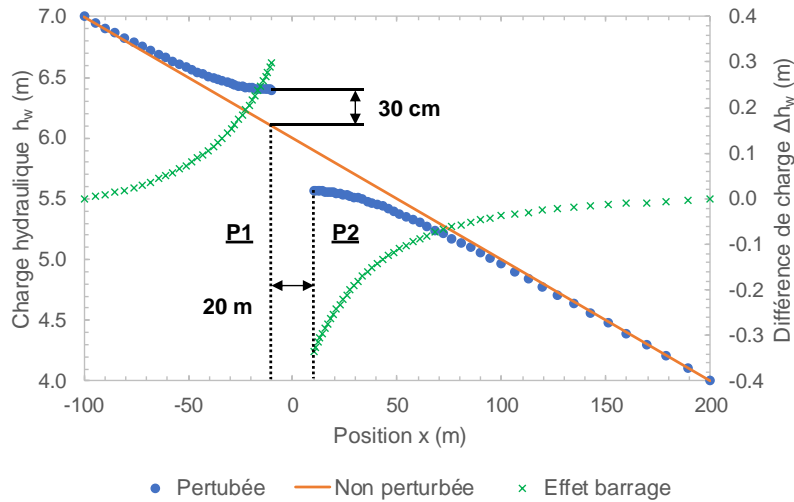


Figure II - 68 : Effet barrage – Cas élancement 3 et ouvrage perpendiculaire

De plus, le niveau de la nappe est perturbé de manière notable sur une distance de l'ordre de 70 m à l'amont, à l'aval et latéralement. Par conséquent, le champ de vitesse de Darcy est modifié dans un volume important. Ainsi, la zone d'ombre hydraulique et, a priori, la zone de stockage d'énergie comprennent un volume de terrain plus grand que le cas de référence.

Dans le cas de référence, la paroi qui présentait les températures les plus extrêmes étaient la paroi P3, suivie de P2 en été et P1 en hiver. Ce constat est le même avec un élancement 3 et un ouvrage perpendiculaire à l'écoulement (Figure II - 69). L'effet est amplifié à cause de l'augmentation de l'effet barrage qui implique une augmentation de la vitesse de Darcy dans les angles d'un facteur trois.

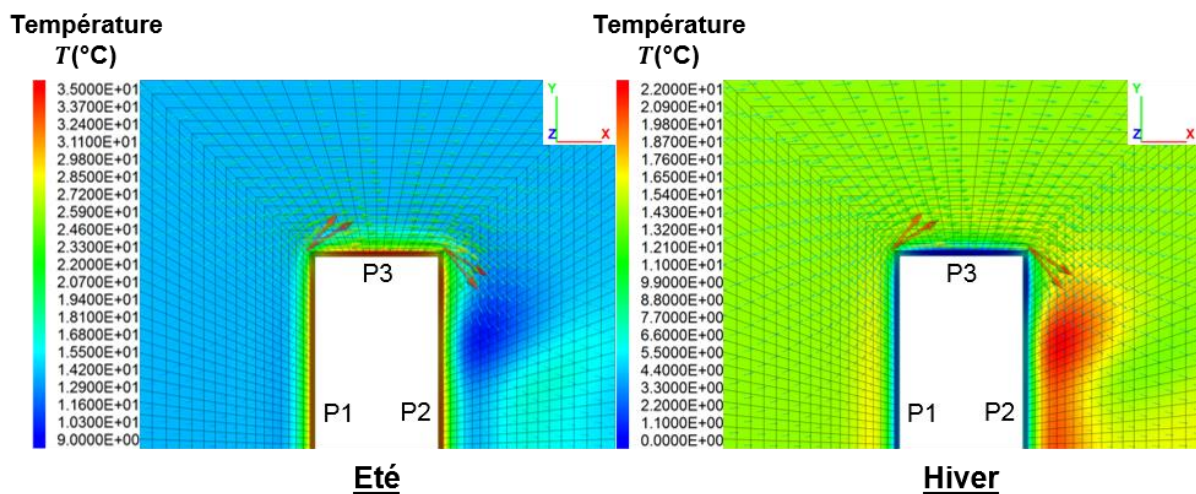


Figure II - 69 : Champs de température et de vitesse de Darcy à 10 m de profondeur après 10 ans de sollicitation en été et en hiver – cas angle élancement 3 et ouvrage perpendiculaire

L'écoulement a toujours tendance à rabattre les anomalies thermiques à l'arrière de l'ouvrage mais, comme la vitesse de Darcy est nulle sur une longueur conséquente, le stockage se fait préférentiellement vers l'angle P2P3. Malgré cela, comme le reste de P2 est en conduction pure, il n'y a pas de recharge thermique naturelle liée à l'écoulement. Par conséquent, tout le terrain à l'aval de P2 sur quelques mètres contribue au stockage d'énergie. De plus, l'écoulement en P1 n'est pas assez rapide pour dissiper complètement les anomalies générées.

Concernant le panache thermique généré, celui-ci est plus large du fait de l'augmentation du volume de stockage mais n'est pas plus long que le panache du cas de référence. Par conséquent, la longueur d'un panache thermique est liée à la vitesse d'écoulement de la nappe et non à l'anomalie générée. De plus, les profils de températures indiquent que le comportement thermique des parois P1 et P2 est semblable au cas de référence (Figure II - 70).

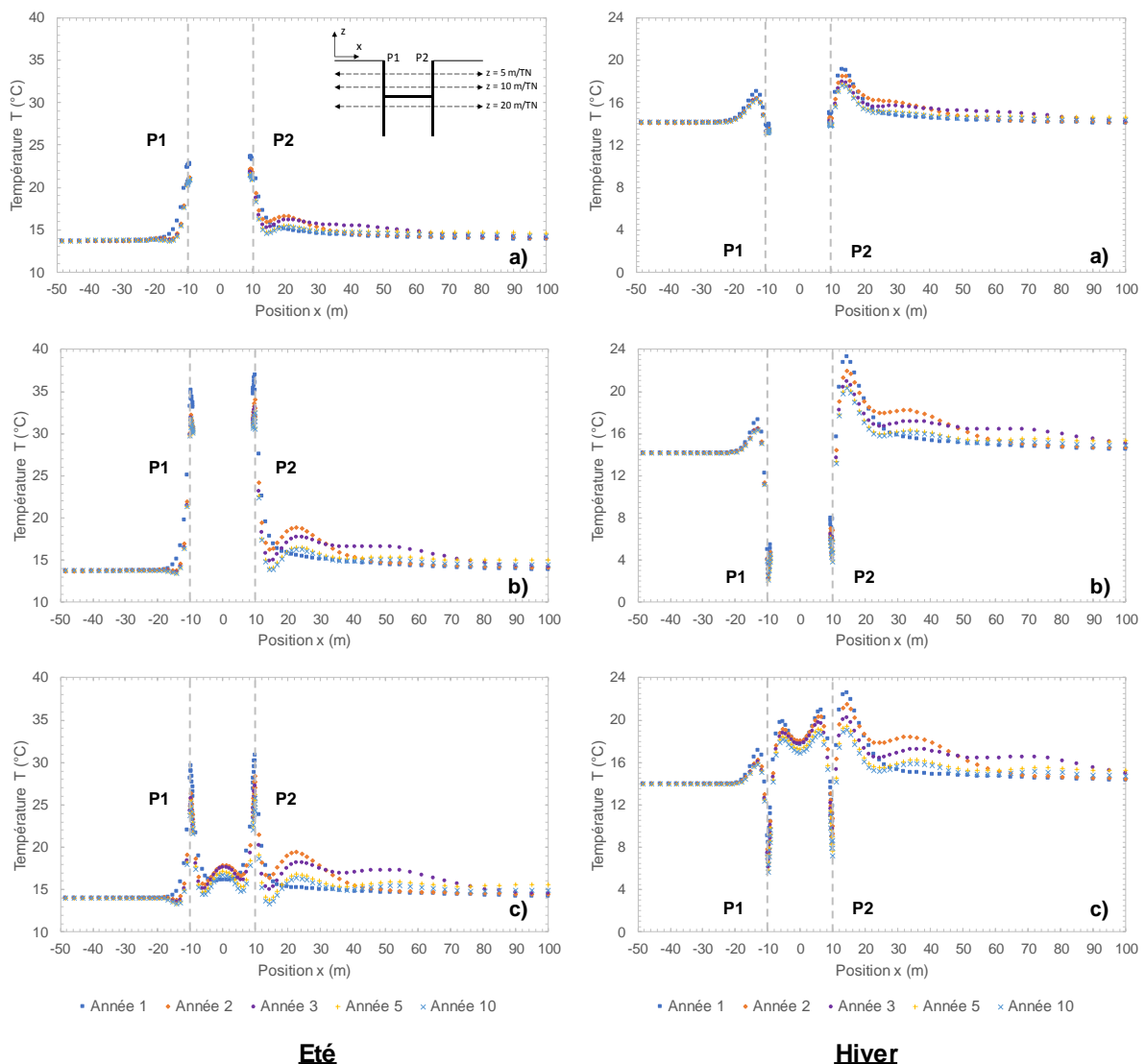


Figure II - 70 : Profils de température selon x en été et en hiver au cours du temps selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN – cas élanement 3 et ouvrage perpendiculaire

Concernant les flux de chaleur, comme la sollicitation thermique est plus élevée que le cas de référence, leur valeur est supérieure pour les différentes parois (Figure II - 71). Cependant, la différence de performance entre les différentes parois diminue. En effet, il semble que

l'augmentation de la zone de stockage d'énergie améliore le flux de chaleur en P2. Ainsi, les performances de la paroi P2 sont proches des performances de la paroi P3. De plus, la température en P2 est supérieure à P3 qui atteint la température critique. Par conséquent, P3 ne peut pas être plus chargée thermiquement, contrairement à P2.

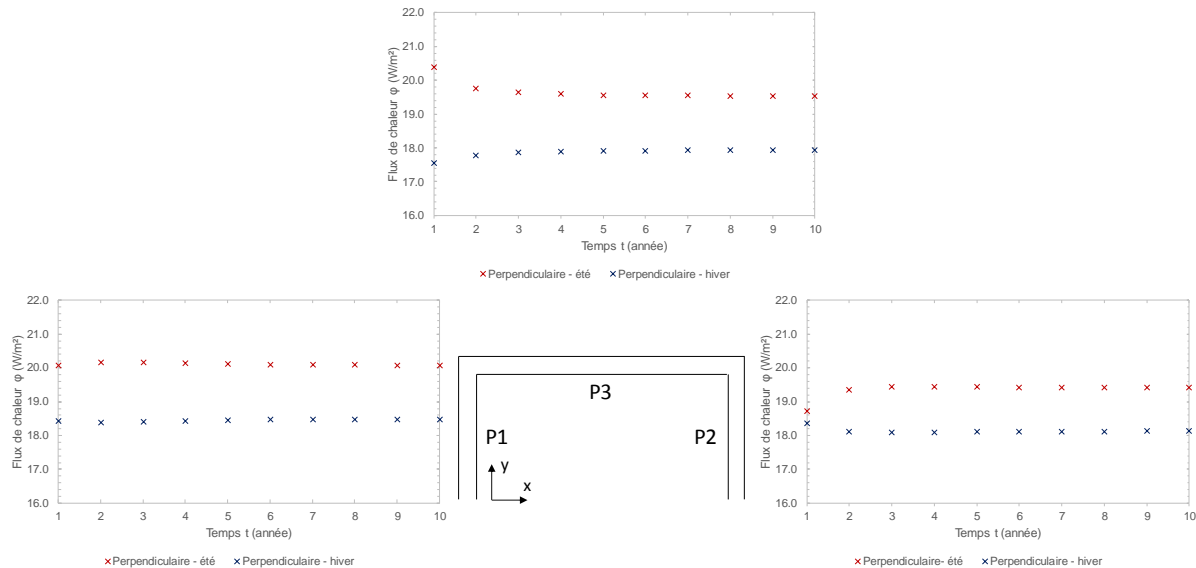


Figure II - 71 : Flux de chaleur en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 – cas élancement 3 et ouvrage perpendiculaire

b) Ouvrage parallèle à l'écoulement

Dans la configuration de l'ouvrage parallèle à l'écoulement, l'effet barrage est équivalent à celui du cas de référence. En effet, la paroi P1 qui recoupe l'écoulement est de même dimension dans les deux modèles. Par conséquent, l'augmentation de la vitesse de la nappe dans les angles est également d'un facteur deux.

La différence majeure entre le cas de référence et le cas à ouvrage parallèle repose sur la dissipation des anomalies le long de P3. En effet, comme la paroi est de plus grande dimension, le front thermique qui atteint une vitesse d'environ 40 m/an ne permet pas de dissiper toutes les anomalies d'une saison et de les stocker en P2. C'est pourquoi il apparaît une surface vers le milieu de P3 dont la température est perturbée. Il s'agit de l'anomalie thermique formée en P1 durant la saison précédente. Par conséquent, une deuxième zone de stockage d'énergie se développe mais de plus faible amplitude que la principale située en P2. De plus, cette zone de stockage permet d'atténuer les variations de température sur une portion de P3. Cependant, les températures extrêmes sont désormais situées vers l'angle P1P3 côté P3 (Figure II - 72).

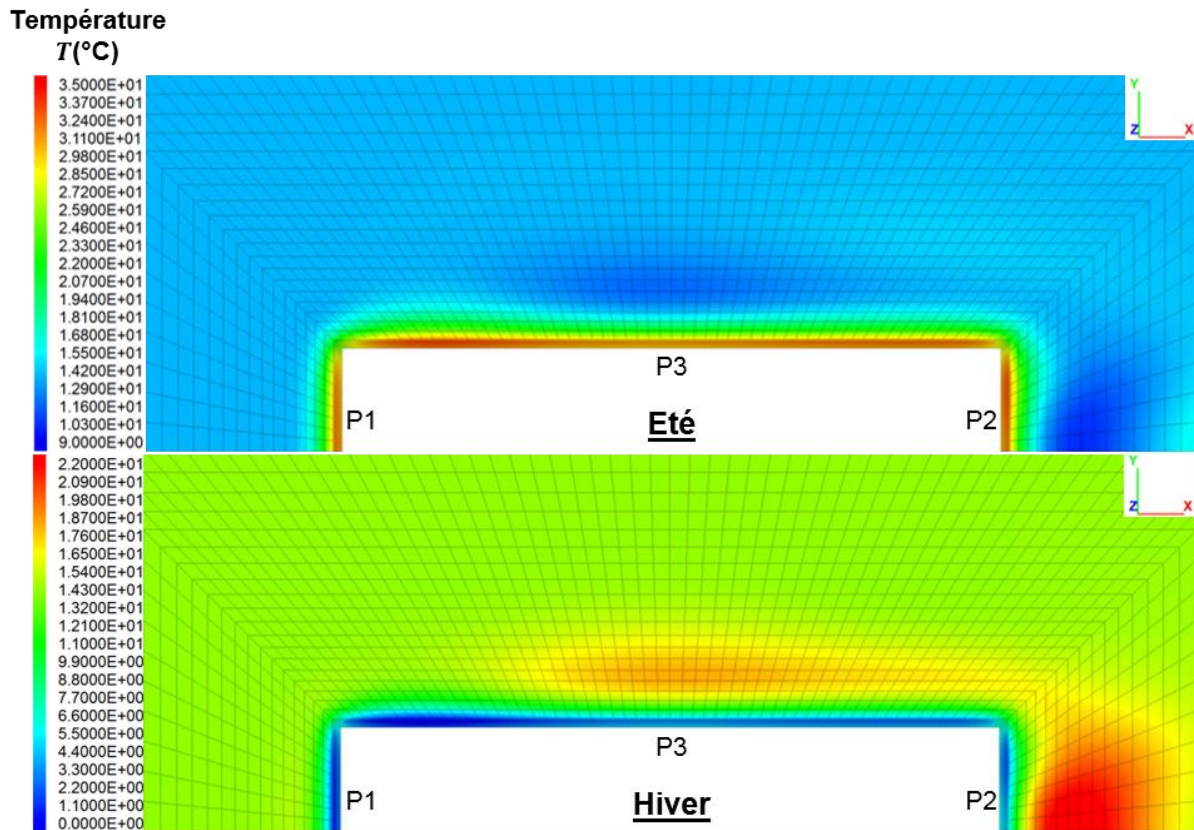


Figure II - 72 : Champs de température à 10 m de profondeur après 10 ans de sollicitation en été et en hiver – cas angle élancement 3 et ouvrage parallèle

De plus, le panache thermique est de même dimension et géométrie que le cas de référence. En effet, comme l'effet barrage est identique, la formation du panache thermique suit le même processus. Cependant, les températures mesurées en P1 atteignent également la température seuil de 0°C (Figure II - 73). En effet, la sollicitation par rapport au cas de référence a été augmentée. Il convient de noter que pour le cas de l'ouvrage perpendiculaire, les températures en P1 sont restées considérablement supérieures à cette limite. Par conséquent, la présence d'un effet barrage plus conséquent a amélioré notablement les performances en P1. Il n'y a donc aucune possibilité de solliciter davantage cette paroi avec l'ouvrage parallèle. De même, comme pour le cas de référence, la présence d'un stockage d'énergie en P2 permet d'atténuer les variations de température, notamment en hiver. Cette paroi peut donc être potentiellement plus sollicitée thermiquement.

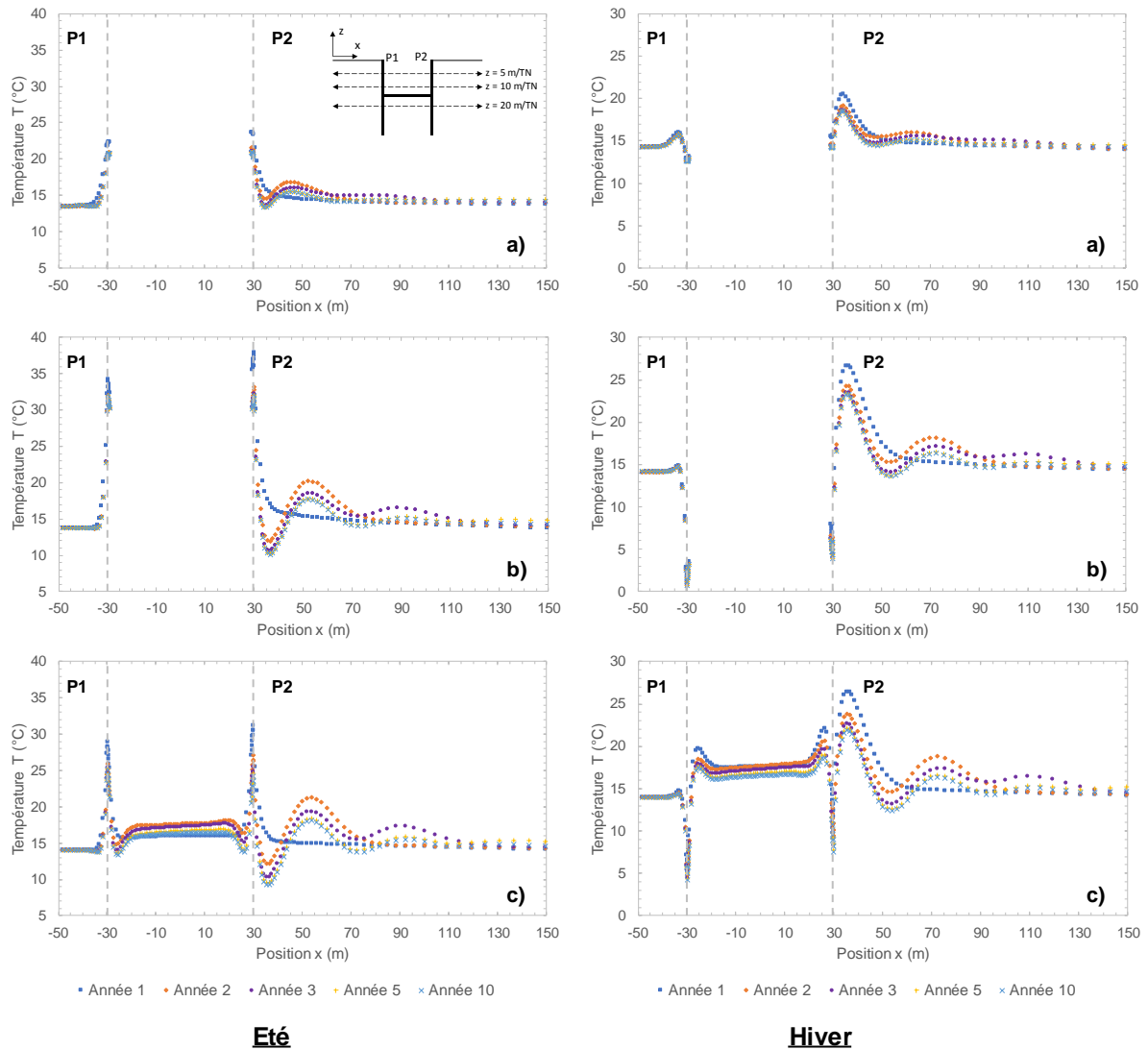


Figure II - 73 : Profils de température selon x en été et en hiver au cours du temps selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN – cas élancement 3 et ouvrage parallèle

Concernant les flux de chaleur, la différence est notable avec le cas de l'ouvrage perpendiculaire (Figure II - 74). En effet, les valeurs en P1 sont égales mais comme P1 a atteint la température seuil de 0°C pour l'ouvrage parallèle, le cas perpendiculaire est plus favorable pour cette paroi. Le même raisonnement est appliqué à la paroi P2 qui présente une valeur de flux supérieure avec un ouvrage parallèle mais qui atteint des températures plus extrêmes. Comme la quantité d'énergie transférée est identique dans les deux cas, le plus favorable correspond à celui qui induit le moins de variation du champ de température. Le cas de la paroi P3 est plus délicat à discuter car la présence d'un volume de stockage d'énergie sur un certain linéaire rend son comportement hétérogène. Comme pour les modèles en rotation (cf. II.3.4.1), certains panneaux de la paroi atteignent les températures seuils et ne peuvent plus être sollicités.

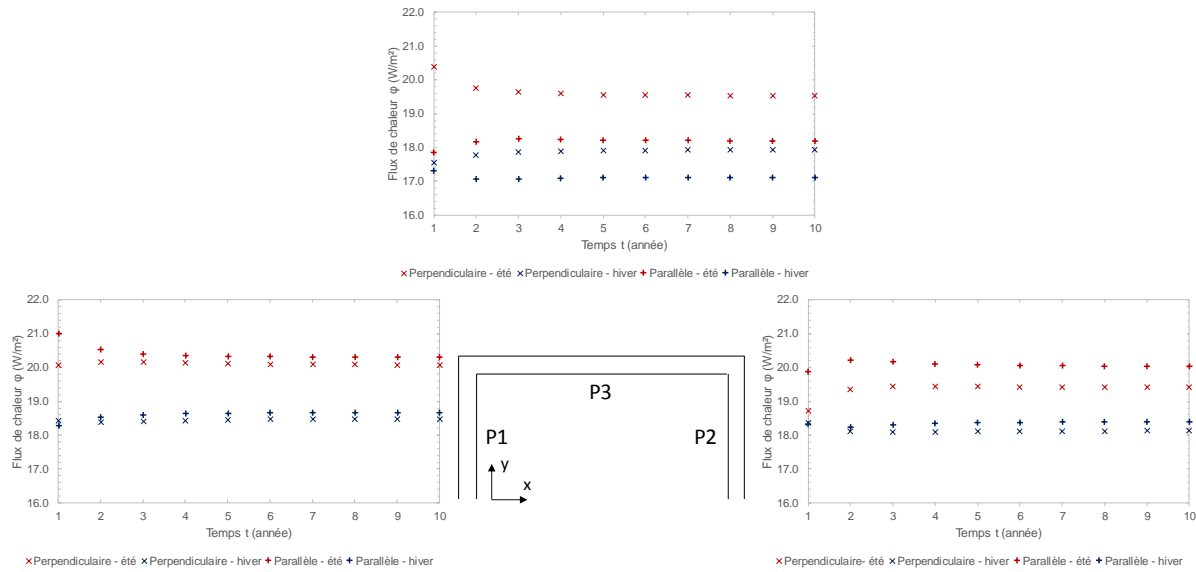


Figure II - 74 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 pour un élancement 3 et un ouvrage perpendiculaire ou parallèle

Les variations de la géométrie de l'ouvrage modifient le comportement thermo-hydraulique du système. En effet, un ouvrage de grandes dimensions conduit à un effet barrage conséquent s'il est placé contre le sens de l'écoulement. Dans ce cas, les parois amont et aval voient la valeur de la vitesse de Darcy chuter drastiquement. Pour la paroi amont, la recharge thermique naturelle apportée par l'écoulement et la zone en conduction pure générée par l'effet barrage rend cette partie de l'ouvrage très favorable aux échanges de chaleur. Concernant la paroi aval, elle bénéficie de la zone en conduction pure mais également de la possibilité de profiter du stockage de l'énergie des anomalies saisonnières. Si celle-ci est en opposition de phase avec la sollicitation thermique comme dans le cas présent, elle atténue les variations de température. La paroi latérale, quant à elle, subit des variations de température importantes car l'écoulement empêche toute possibilité de stockage d'énergie.

Cependant, si le grand côté de l'ouvrage est placé parallèle à l'écoulement, l'effet barrage est diminué. Selon la vitesse du front thermique, une deuxième zone de stockage d'énergie peut apparaître le long de la paroi latérale. De plus, les parois amont et aval bénéficient moins d'une zone sans écoulement en conduction pure. Le système est donc globalement moins favorable.

II.3.4.3. Elancement 5

Après avoir testé un ouvrage d'élancement 3, un modèle d'élancement 5 est réalisé et analysé afin de confirmer ou invalider les observations réalisées précédemment. De la même manière que pour le cas précédent, la sollicitation thermique est ajustée aux nouvelles dimensions de l'ouvrage et l'orientation de l'ouvrage en position perpendiculaire ou parallèle sont testées (Tableau II - 8).

La sollicitation est toujours équilibrée et suit une sinusoïde. De plus, l'écoulement est conservé à 0,1 m/j. Théoriquement, l'augmentation de la dimension de l'ouvrage va accentuer l'effet barrage.

Tableau II - 8 : Répartition de la charge thermique par panneau – Cas élancement 5

		Nombre de nœuds n_{noeud}^{FLS} (-)	Puissance totale maximum $Q_{Pi,max}$ (W)	Puissance nodale maximum $Q_{noeud,max}$ (W/nœud)	Flux total maximum* $\varphi_{Pi,max}$ (W/m ²)
Perpendiculaire	P1	2375	81 250	34,21	33,85
	P2	2375	81 250	34,21	33,85
	P3	475	16 250	34,21	33,85
	P4	475	16 250	34,21	33,85
Parallèle	P1	475	16 250	34,21	33,85
	P2	475	16 250	34,21	33,85
	P3	2375	81 250	34,21	33,85
	P4	2375	81 250	34,21	33,85

*Flux total maximum en direction du terrain (surface de référence = 480 m² pour les petites parois et 2400 m² pour les grandes parois)

a) Ouvrage perpendiculaire à l'écoulement

Concernant l'effet barrage (Figure II - 75), l'amplitude maximale de la différence de charge est plus faible avec un élancement 5 qu'avec un élancement 3 mais la pente est plus forte aux abords de l'ouvrage. Par conséquent, la différence de charge entre deux points augmente plus vite et génère de fortes variations dans le champ de vitesse de Darcy. Cependant, avec un ouvrage d'une telle longueur, l'effet barrage a une influence sur un volume très conséquent. Il y a donc potentiellement des effets de bord conséquents sur les aspects hydrauliques. Ainsi, ces résultats doivent être considérés avec précaution.

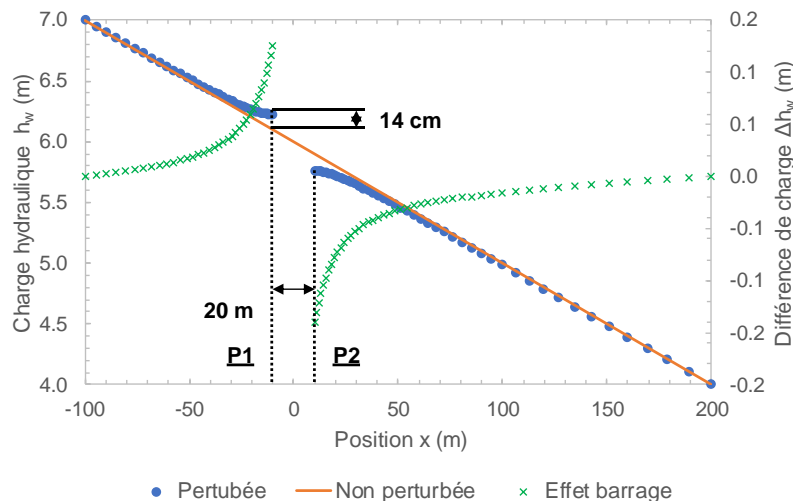


Figure II - 75 : Effet barrage – Cas élancement 5 et ouvrage perpendiculaire

D'un point de vue thermique, le comportement est identique au cas d'élancement 3 (Figure II - 76). Cependant, comme l'effet barrage modifie l'écoulement dans un volume plus important,

les oscillations générées par le comportement cyclique de la sollicitation sont gommées vers le centre des parois. Globalement, le système est quelques dixièmes de degrés Celsius plus chaud avec un élanement 5 mais dans l'ensemble les performances sont identiques pour les différentes parois (Figure II - 77).

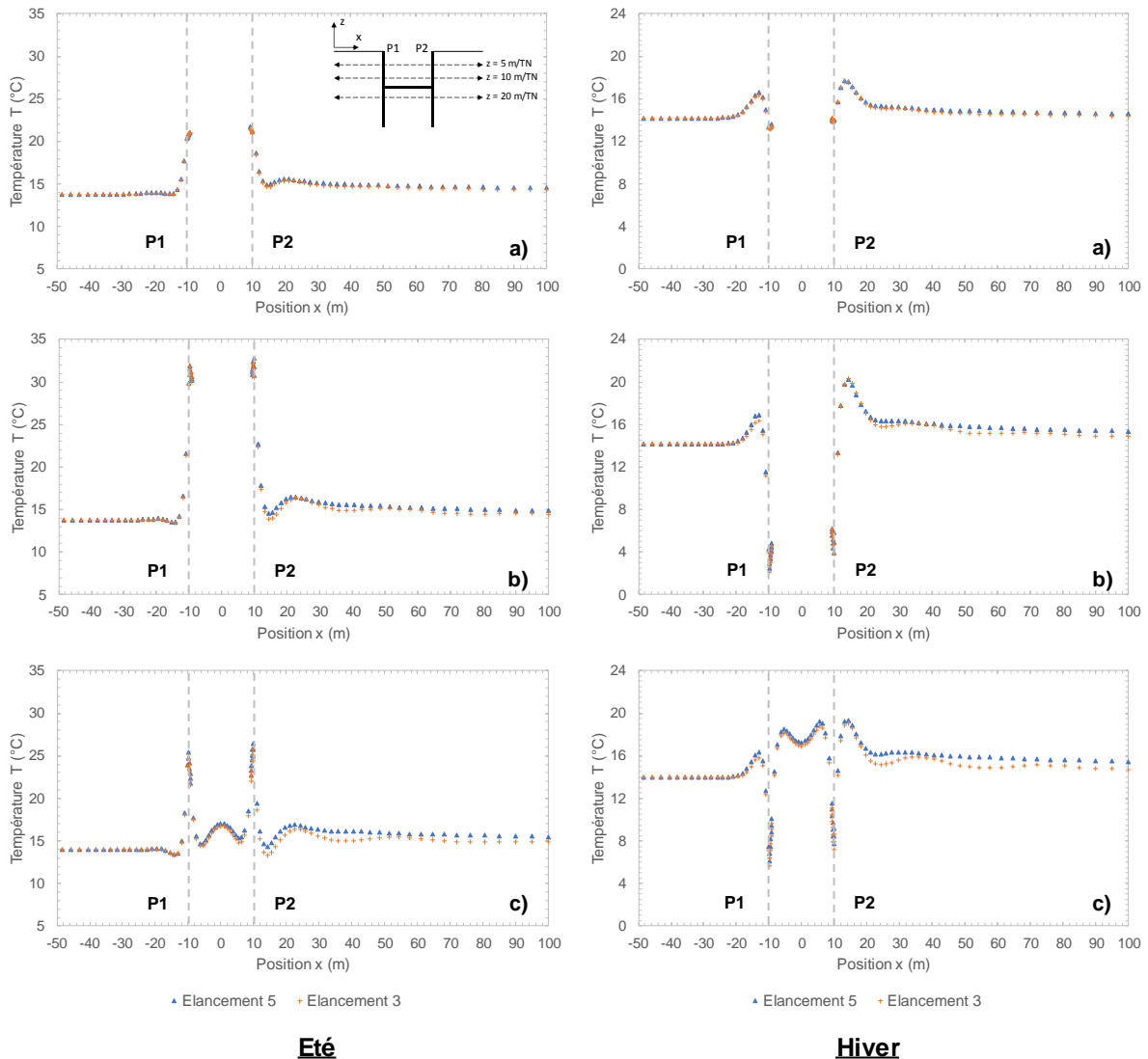


Figure II - 76 : Comparaison entre les profils de température selon x du cas élanement 3 et 5 avec ouvrage perpendiculaire en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN

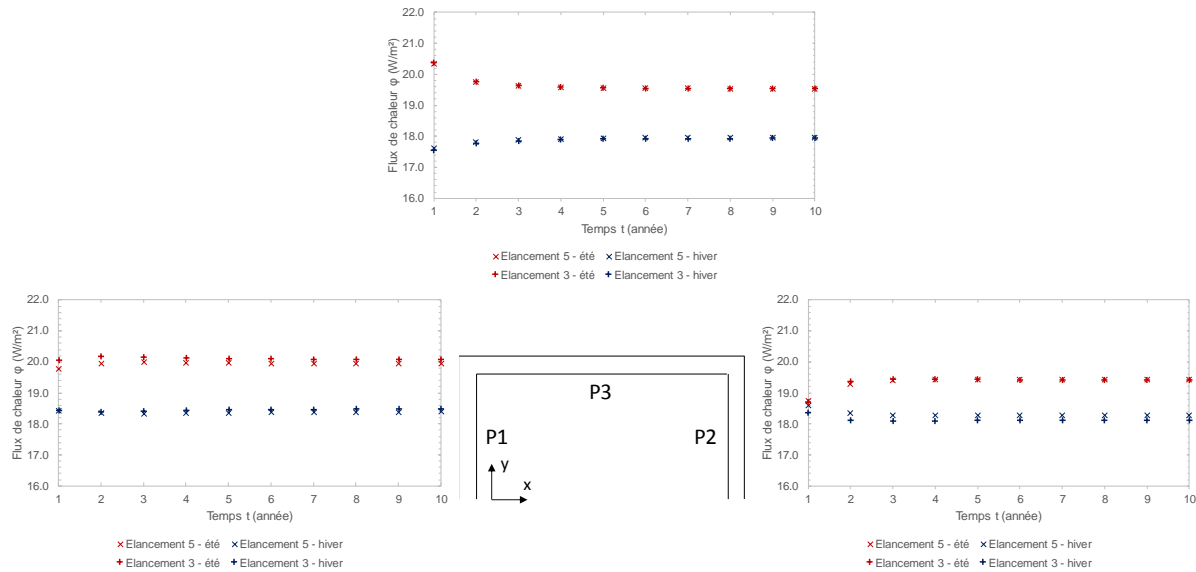


Figure II - 77 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 pour un élancement 3 et un élancement 5 avec ouvrage perpendiculaire

Par conséquent, dans le cas d'un ouvrage perpendiculaire, l'influence de la dimension de la structure sur les performances thermiques n'est plus notable au-delà d'une certaine valeur. Cependant, l'augmentation de l'effet barrage et de sa zone d'influence hydraulique implique une interaction plus forte avec les ouvrages environnant en amont et en aval sur plusieurs dizaines voire centaines de mètres.

b) Ouvrage parallèle à l'écoulement

Le constat réalisé pour l'ouvrage perpendiculaire entre le cas élancement 3 et élancement 5 n'est pas partagé pour le cas où l'ouvrage est parallèle à l'écoulement. En effet, comme la paroi P3 est de plus grande dimension, les anomalies dissipées en P1 et sur la première partie de P3 sont stockées vers l'aval le long de la structure et en P2 (Figure II - 78).

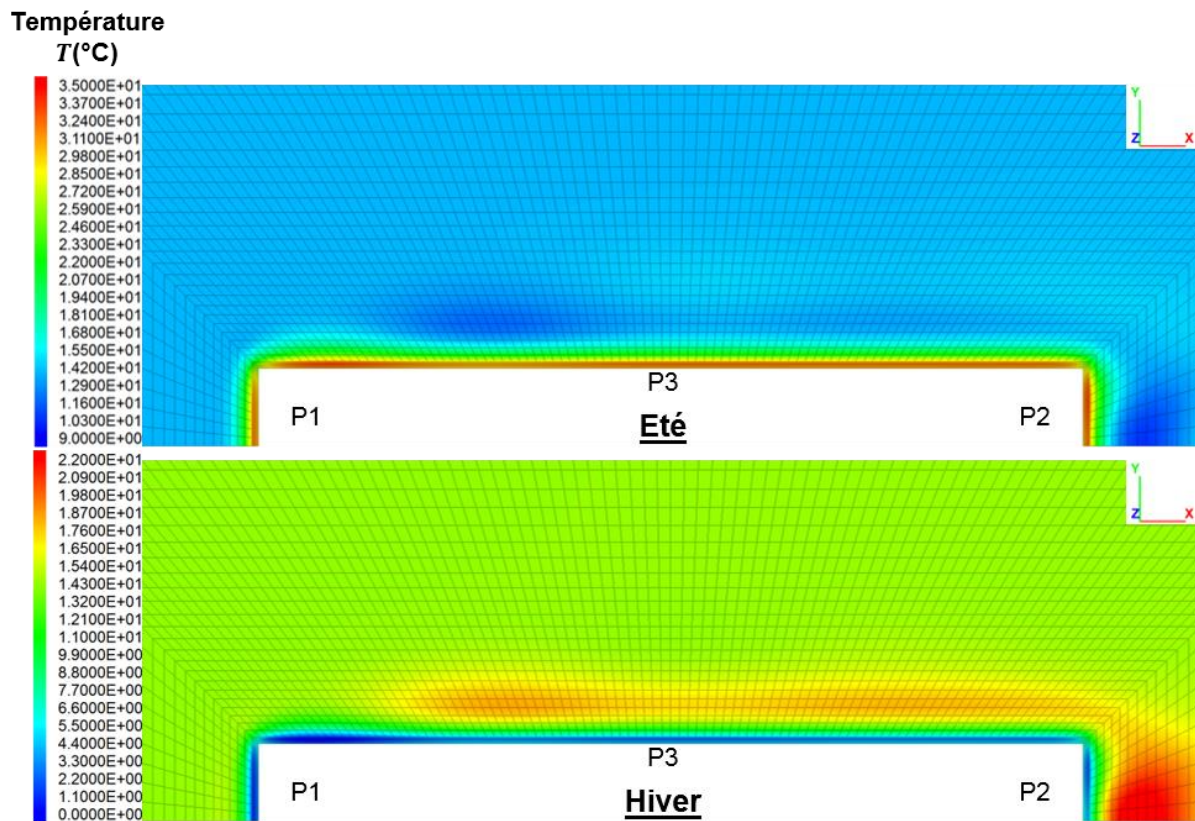


Figure II - 78 : Champs de température à 10 m de profondeur après 10 ans de sollicitation en été et en hiver – cas angle élancement 5 et ouvrage parallèle

Par conséquent, les températures et les performances thermiques enregistrées sont différentes entre les deux cas d'élancement, notamment concernant la paroi P3. En effet, les profils de température selon x qui ne permettent de visionner que P1 et P2 à l'équilibre montrent un comportement parfaitement identique (Figure II - 79). Cependant, cet état d'équilibre ne reflète pas le caractère dynamique de la sollicitation thermique, ni le comportement le long de la paroi latérale. Pour cela, la représentation en flux donne une meilleure vision du système (Figure II - 80). En effet, comme soulevé précédemment, l'allongement de la paroi P3 modifie considérablement les phénomènes de stockage d'énergie et de dissipation des anomalies thermiques. Dans cette configuration, la présence de réserve de chaleur le long de P3 lui permet de ne pas subir de trop grandes variations de température. Par conséquent, le flux est plus faible car les gradients thermiques sont plus faibles mais la quantité d'énergie transférée est identique. La situation est donc plus favorable. Concernant le cas de P2, les variations de température sont identiques mais le flux est plus élevé avec un élancement 5. Cela signifie qu'il y a plus d'énergie qui transite par cette zone. Cela est probablement lié à une plus grande synchronisation entre la sollicitation thermique et la dissipation des anomalies vers P2.

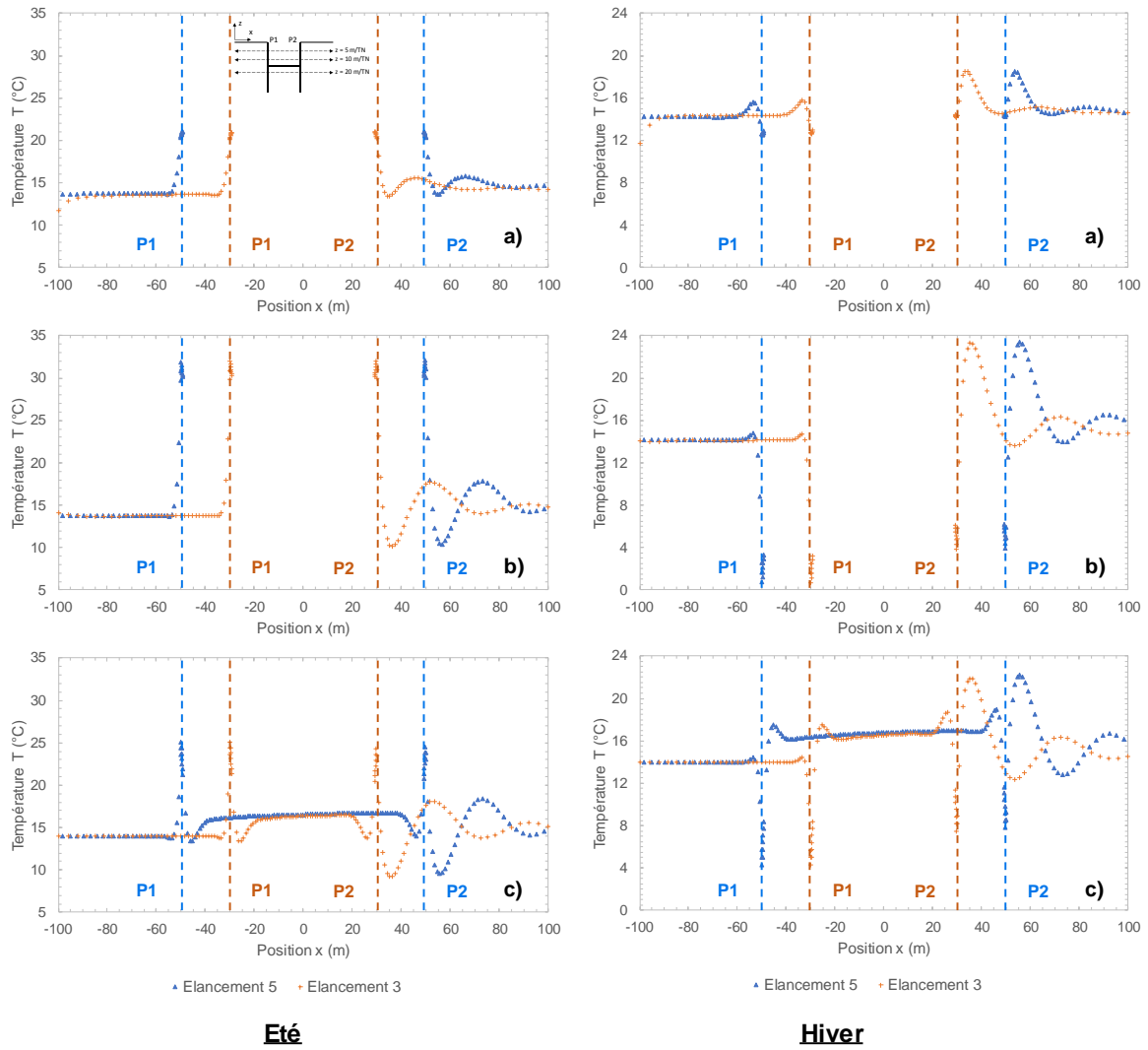


Figure II - 79 : Comparaison entre les profils de température selon x du cas élancement 3 et 5 avec ouvrage parallèle en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN

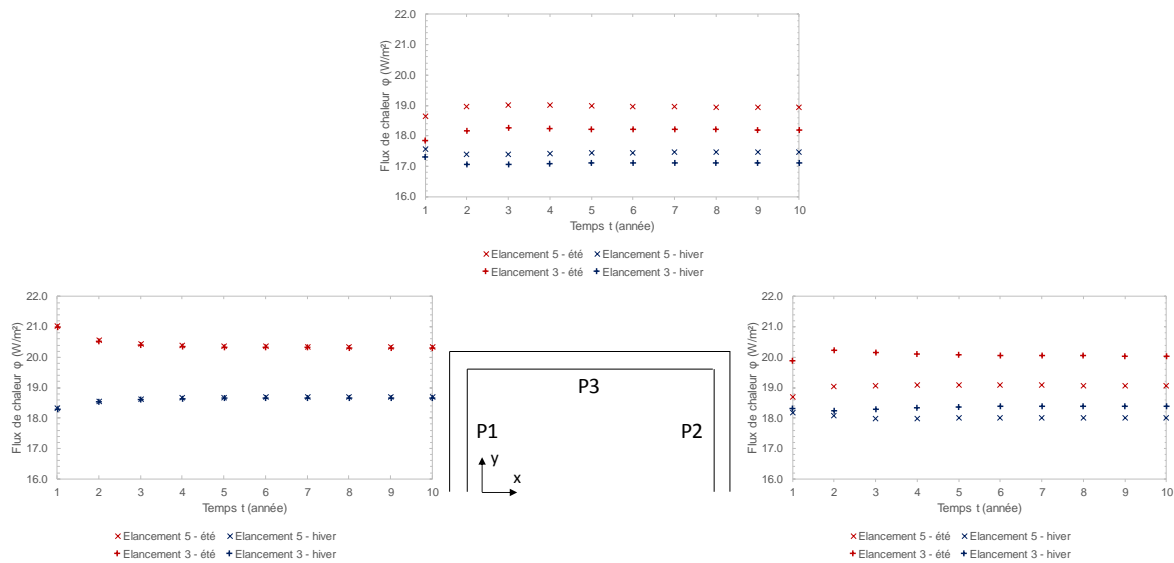


Figure II - 80 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 pour un élancement 3 et un élancement 5 avec ouvrage parallèle

II.3.4.4. Synthèse

En synthèse de cette section sur l'influence de la géométrie de l'ouvrage, plusieurs éléments doivent être soulignés :

- la rotation de l'ouvrage modifie le comportement hydraulique du système :
 - pour un ouvrage carré, l'effet barrage diminue jusqu'à 45° d'angle d'incidence avec l'écoulement ;
 - pour un ouvrage rectangulaire à fort élancement (*e.g.* 3 et 5), si l'ouvrage est parallèle à l'écoulement, l'effet barrage est équivalent à celui d'un ouvrage carré de côté égal à la largeur de la structure ;
 - pour un ouvrage rectangulaire, l'effet barrage diminue en passant du cas perpendiculaire au cas parallèle ;
- la rotation de l'ouvrage implique une redistribution des flux de chaleur :
 - le flux de chaleur moyen est proportionnel à la sollicitation thermique totale ;
 - les zones les plus favorables voient leur comportement se dégrader aux bénéfices du reste du système ;
- l'élancement modifie les zones de stockage d'énergie et le comportement thermique global du système :
 - pour un ouvrage perpendiculaire à l'écoulement, un linéaire important des parois amont et aval fonctionne en conduction pure ;
 - pour un ouvrage parallèle à l'écoulement, une ou plusieurs zones de stockage d'énergie peuvent apparaître en fonction de la vitesse d'écoulement ;
 - les interactions avec d'autres ouvrages potentiels sont augmentées à cause de la zone d'influence de l'ouvrage de grande dimension.

En conclusion, à l'échelle de l'ouvrage et concernant l'influence de sa géométrie, les modifications du comportement thermique sont d'un ordre de grandeur inférieur à l'influence de la vitesse d'écoulement (cf. II.3.2) et de la sollicitation thermique (cf. II.3.3). Cependant, la combinaison de ces paramètres peut accentuer fortement les différents aspects développés précédemment. Notamment, un ouvrage de grande dimension soumis à une sollicitation déséquilibrée et provoquant un effet barrage conséquent risque de voir se dégrader la situation sur une partie non négligeable de son ouvrage. De plus, cela accentue les hétérogénéités thermiques et, a priori, mécaniques.

De même, la dimension et la rotation de l'ouvrage ont un impact très fort sur l'effet barrage et par conséquent sur le comportement hydraulique du système dans son ensemble. En effet, la zone d'influence d'un ouvrage de grande dimension est conséquente et peut dépasser plusieurs centaines de mètres en amont et en aval. Cela implique que l'interaction hydraulique entre deux ouvrages est importante. Si l'écoulement est fortement modifié, les transferts thermiques le sont également.

II.3.5. Analyse de l'interaction entre deux géostructures thermiques

L'analyse de l'influence de la vitesse de Darcy (cf. II.3.2), de la sollicitation thermique (cf. II.3.3) et de la géométrie de l'ouvrage (cf. II.3.4) a montré différents niveaux d'interaction thermo-hydraulique.

Dans un premier temps, en présence d'écoulement, il existe une interaction à l'échelle de l'ouvrage entre les parois amont et les parois aval. En effet, la dissipation des anomalies thermiques par l'écoulement vers les zones d'ombre hydraulique générées par l'effet barrage provoque une accumulation d'énergie à l'arrière de l'ouvrage. Cependant, si l'écoulement est très important, le stockage n'a pas lieu mais l'interaction est toujours présente.

Dans un deuxième temps, en présence d'un écoulement, il y a formation d'un panache thermique dont la forme et l'intensité dépend de la géométrie de l'ouvrage et de la sollicitation thermique appliquée. Plus cette dernière est déséquilibrée, plus le risque de dérive thermique pluriannuelle augmente. Ce panache thermique peut potentiellement rentrer en interaction avec un ouvrage situé vers l'aval et modifier ses performances énergétiques.

Dans un troisième temps, l'effet barrage, dont la zone d'influence dépend fortement de la géométrie de l'ouvrage et de son orientation, peut causer une interaction hydraulique entre différentes structures à plusieurs dizaines ou centaines de mètres de distance.

Afin d'analyser les interactions potentielles entre ouvrages, deux structures de même dimension sont modélisées. Chacune de ces structures est basée sur le cas de référence (cf. II.3.1). De plus, la même sollicitation thermique est appliquée à chaque ouvrage et l'écoulement est considéré à 0,1 m/j. Afin d'augmenter la zone d'influence des structures, la sollicitation thermique est appliquée à partir de 3 m de profondeur et correspond au signal du cas de référence augmenté de 30%.

Au total, quatre espacements sont modélisés afin de tester différentes configurations.

II.3.5.1. Espacement de 10 m

Le premier espacement testé est fixé à 10 m. Il s'agit du double de la distance minimale entre deux constructions modernes et qui équivaut à une rue à double sens de circulation avec des trottoirs aux normes pour personnes à mobilité réduite (cf. I.1.3.4).

A cette distance, les interactions thermo-hydrauliques sont potentiellement importantes. Effectivement, l'effet barrage a une zone d'influence de plusieurs dizaines de mètres dans la configuration du cas de référence (cf. II.2) et notamment dans les premiers mètres où l'écoulement est complètement coupé. Par conséquent, il est possible que le volume de terrain compris entre les deux ouvrages soit en conduction pure.

En effet, la modélisation montre une interaction hydraulique forte entre les deux ouvrages (Figure II - 81). Les vecteurs vitesse indiquent que les flux d'eau ne se dirigent pas dans la zone intermédiaire car la différence de charge est nulle. Par conséquent, la nappe contourne les deux ouvrages. C'est pourquoi l'augmentation de vitesse de Darcy est limitée aux angles des parois situés au niveau de cette zone d'ombre hydraulique.

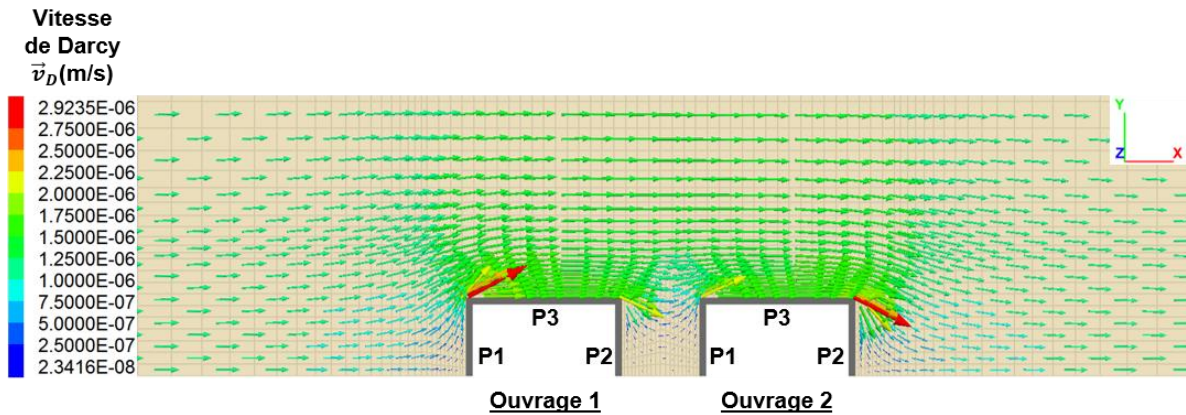


Figure II - 81 : Interaction hydraulique entre deux ouvrages distants de 10 m soumis à un écoulement de 0,1 m/j

Ainsi, quatre zones peuvent être définies :

- la paroi P1 de l'ouvrage 1 qui reçoit l'écoulement directement et dont le comportement thermo-hydraulique est comparable au cas de référence ;
- les parois P3 qui subissent un écoulement important et dont les anomalies thermiques se dissipent le long des deux ouvrages avant de se stocker à la paroi P2 de l'ouvrage 2 ;
- la zone intermédiaire entre les deux ouvrages dans laquelle l'écoulement est nul et qui fonctionne donc en conduction pure ;
- la paroi P2 de l'ouvrage 2 dont le comportement thermo-hydraulique est comparable au cas de référence.

A cette distance, les ouvrages sont en interaction thermique à cause de la nappe mais également par conduction dans la zone intermédiaire.

Concernant la période d'équilibrage, elle n'est pas modifiée par rapport au cas de référence et dure seulement quelques années. De plus, comme la longueur des sources de chaleur a été augmentée en se rapprochant de la surface, le terrain à 5 m de profondeur est sollicité par l'ouvrage.

Pour l'analyse, les profils de température sont superposés et le centre de la zone intermédiaire est placé au milieu du graphique (Figure II - 82).

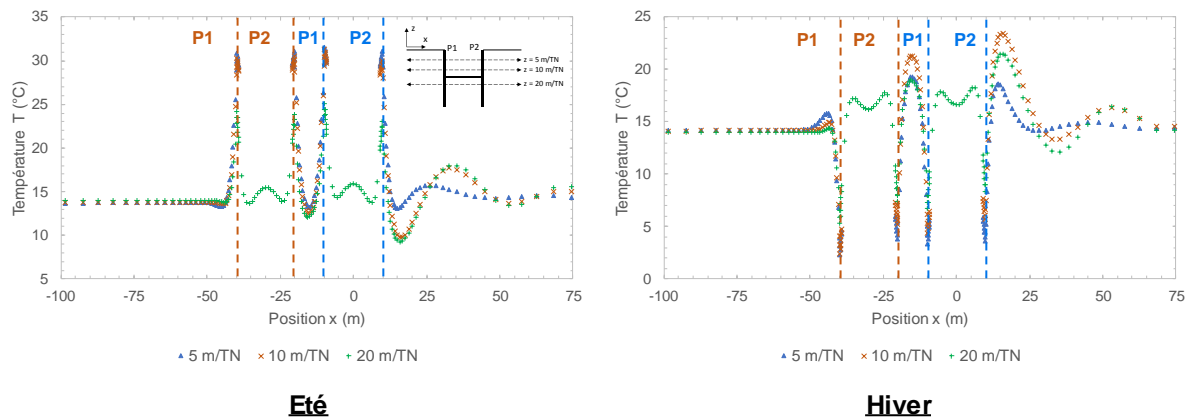


Figure II - 82 : Profils de température selon x en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique à 5 m/TN, 10 m/TN et 20 m/TN – cas espacement de 10 m

Dans un premier temps, à 5 m de profondeur, les parois de l'ouvrage 2, en bleue, ont une température plus élevée que celle de l'ouvrage 1, en orange. L'écart est inférieur au degré en été mais est de l'ordre de 1 à 2°C en hiver en P1. De plus, les parois P1 et P2 de l'ouvrage 2 présentent des températures similaires. De même, les parois P2 de l'ouvrage 1 et P1 de l'ouvrage 2 ont le même comportement. A cette profondeur, l'influence des variations de température de l'air extérieur est forte et à tendance à lisser le champ de température dans le terrain, notamment en été où la température maximale de l'air est de 26°C, contre 2°C en hiver. Cette observation est appuyée par la faible intensité des ondes thermiques saisonnières vers l'aval. Cependant, c'est à 5 m de profondeur que les températures extrêmes sont rencontrées dans les parois moulées.

Dans un deuxième temps, à 10 m de profondeur, le comportement thermique des ouvrages est légèrement différent. En effet, en été, la paroi P1 de l'ouvrage 2 a une température supérieure à la paroi P1 de l'ouvrage 1 et inversement pour les parois P2. En hiver, l'ouvrage 2 est plus chaud de plusieurs degrés Celsius que l'ouvrage 1. Il semble qu'à cette profondeur où l'influence de l'air extérieur est quasi nulle, le stockage d'énergie à l'aval a un impact fort. Comme les anomalies sont en décalage de phase avec la sollicitation, elles atténuent les variations de température à la paroi P2 de l'ouvrage 2. De plus, comme à 5 m de profondeur, les parois en contact avec la zone intermédiaire ont un comportement comparable.

Dans un troisième temps, à 20 m de profondeur, les parois réagissent de la même manière qu'à 10 m de profondeur mais avec des amplitudes plus faibles. Il s'agit ici de l'effet du volume de terrain sous les radiers entre les fiches des ouvrages qui joue le rôle de tampon thermique en atténuant les variations de température saisonnières. Comme la sollicitation est équilibrée, les échanges entre ce volume et les parois sont favorables. Cependant, dans le cas d'une charge thermique déséquilibrée, les variations de température dans cette zone sont amplifiées par rapport aux terrains supérieurs.

En conclusion de l'analyse de ces profils de température, il existe une interaction forte entre les parois situées au niveau de la zone intermédiaire entre les ouvrages. En effet, les deux parois en question suivent pratiquement les mêmes variations de température. De plus, celles-ci sont relativement faibles car le volume de terrain compris entre les ouvrages en conduction pure et la sollicitation est équilibrée (cf. II.3.2.1). De même, il y a formation d'une anomalie thermique en décalage de phase avec la sollicitation. Celle-ci a une amplitude inférieure à l'anomalie présente à l'aval mais permet tout de même d'atténuer les variations de température saisonnières.

L'analyse des flux de chaleur permet également de corréler les interactions entre les deux ouvrages (Figure II - 83). D'une part, la paroi P1 de l'ouvrage 2 présente des flux plus élevés que celle de l'ouvrage 1 et des flux équivalents à la paroi P2 de l'ouvrage 1 après quelques années, c'est-à-dire quand l'équilibre est atteint. Cette observation souligne l'interaction forte entre les deux ouvrages et la création d'une zone de stockage d'énergie qui bénéficie aux parois de la zone intermédiaire. De plus, la paroi P3 de l'ouvrage 2 présente des flux supérieurs à celle de l'ouvrage 1. Cela implique que les interactions avec l'ensemble du système lui permettent d'être plus performante pour des températures dans la paroi équivalente. D'autre part, si les

deux ouvrages sont considérés comme étant une seule structure, les conclusions du cas de référence sont conservées avec la paroi amont qui présente les meilleures performances suivies de la paroi latérale puis de la paroi aval. De même, la paroi aval présente les températures les moins extrêmes et peut, par conséquent être sollicitée de manière plus importante grâce au stockage d'énergie dans sa zone d'influence.

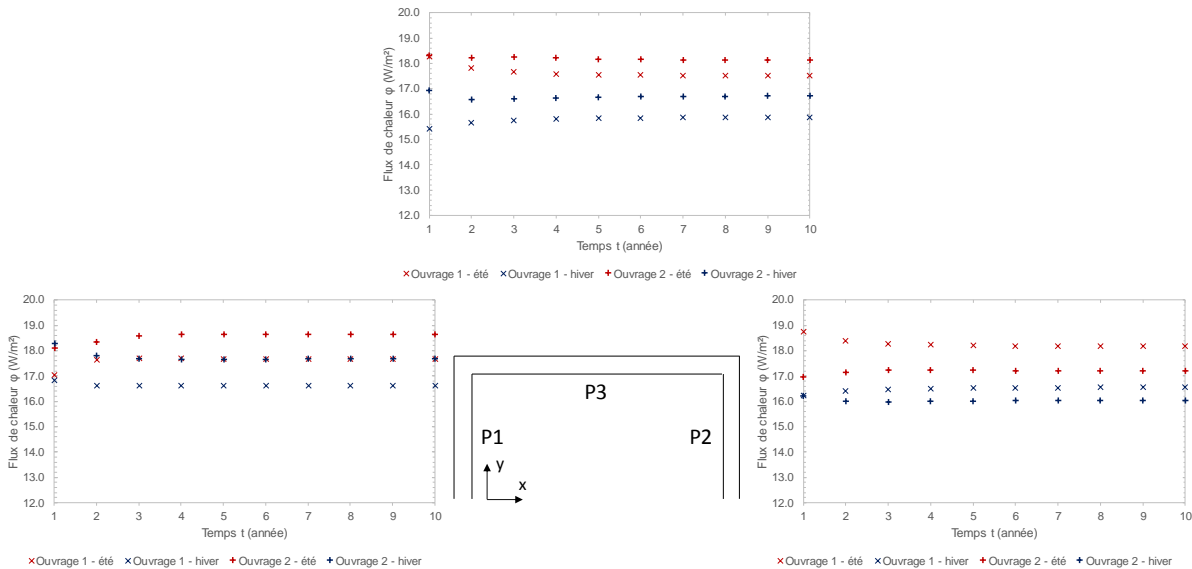


Figure II - 83 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 de deux ouvrages en interaction espacés de 10 m

En conclusion, avec un espacement de 10 m et dans les conditions du modèle, les interactions thermo-hydrauliques sont importantes. Cependant, il s'agit d'interactions positives car elles permettent la création d'une nouvelle zone de stockage d'énergie intermédiaire qui favorise les transferts de chaleur. En effet, les variations de température sont atténuées dans ces volumes et les valeurs de flux sont améliorées.

II.3.5.2. Espacement de 20 m

L'augmentation de l'espacement entre les deux ouvrages risque de modifier les interactions thermo-hydrauliques et notamment la formation de la zone de stockage d'énergie entre les structures.

En effet, avec un espacement de 20 m, les flux hydrauliques commencent à s'insinuer entre les deux ouvrages et la zone intermédiaire n'est donc plus en conduction pure (Figure II - 84). Par conséquent, les anomalies de l'ouvrage 1 peuvent se stocker en P2 et se déplacer vers l'ouvrage 2. Cela n'est pas nécessairement défavorable. Si les anomalies sont en décalage de phase avec la sollicitation thermique, les performances de l'ouvrage 2 vont être améliorées.

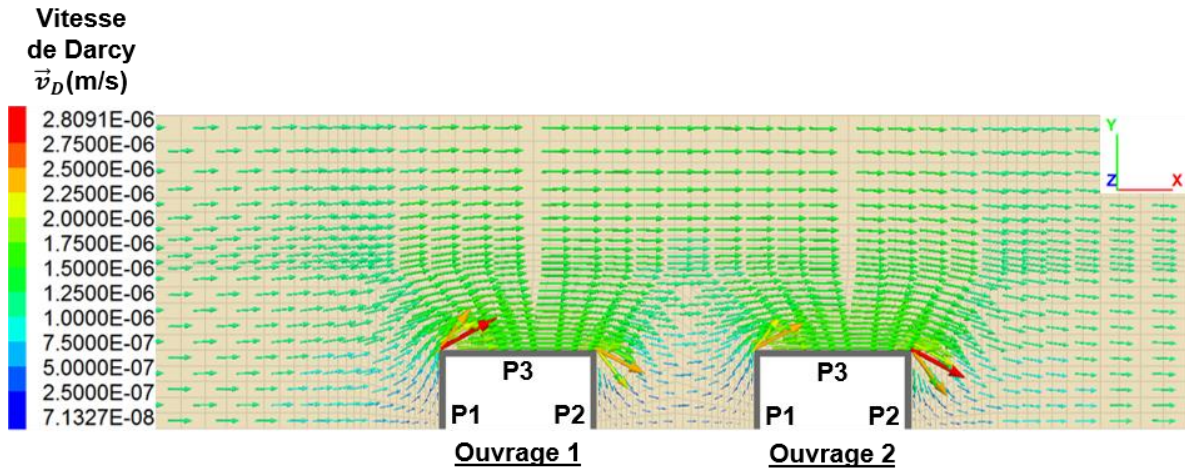


Figure II - 84 : Interaction hydraulique entre deux ouvrages distants de 20 m soumis à un écoulement de 0,1 m/j

Les profils de température donnent un premier aperçu des interactions entre les ouvrages (Figure II - 85).

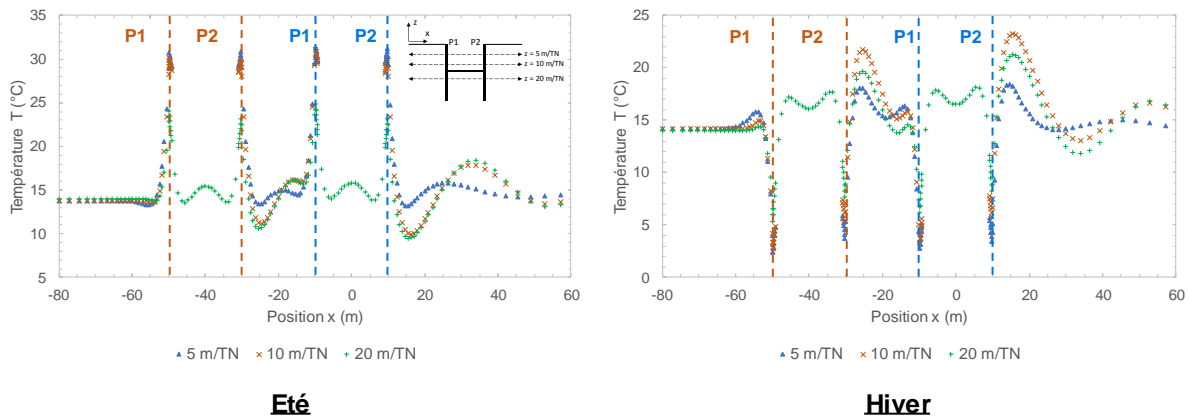


Figure II - 85 : Profils de température selon x en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique à 5 m/TN, 10 m/TN et 20 m/TN – cas espacement de 20 m

Tout d'abord, C'est toujours à 5 m de profondeur que les températures extrêmes sont rencontrées dans les parois moulées et les ondes thermiques saisonnières dans le terrain sont fortement atténuées à cette profondeur.

Ensuite, à 10 et 20 m de profondeur, il apparaît une dissymétrie dans la zone intermédiaire. En effet, aux abords de la paroi P2 de l'ouvrage 1, l'anomalie thermique est en décalage de phase avec la sollicitation thermique. Cependant, à la paroi P1 de l'ouvrage 2, l'anomalie est du même signe que la sollicitation thermique mais d'une amplitude moindre que l'anomalie précédente. Cela signifie que l'anomalie stockée en P2 par l'ouvrage 1 impacte l'ouvrage 2. Comme la vitesse de Darcy est plus faible que dans le reste du système, le front thermique se déplace également plus lentement. Il s'avère que dans les conditions du modèle, l'anomalie positive générée pendant l'été atteint l'ouvrage 2 l'été suivant. De même pour l'anomalie négative qui est générée en hiver. Ces anomalies rentrent donc en contact avec la zone de stockage d'énergie de l'ouvrage 2 en P1 et diminue ses réserves.

Enfin, le comportement global est identique au cas de référence avec une paroi amont très favorable aux transferts de chaleur, un stockage d'énergie vers l'aval qui atténue les variations de températures et les températures extrêmes enregistrées dans les parois latérales à cause de l'écoulement qui empêche tout stockage d'énergie.

Concernant les flux de chaleur, il n'y a pas de différence majeure entre les parois de l'ouvrage 1 et de l'ouvrage 2 (Figure II - 86). La seule exception concerne la paroi P2 de l'ouvrage 1 qui, grâce au stockage d'énergie, présente les meilleures performances énergétiques.

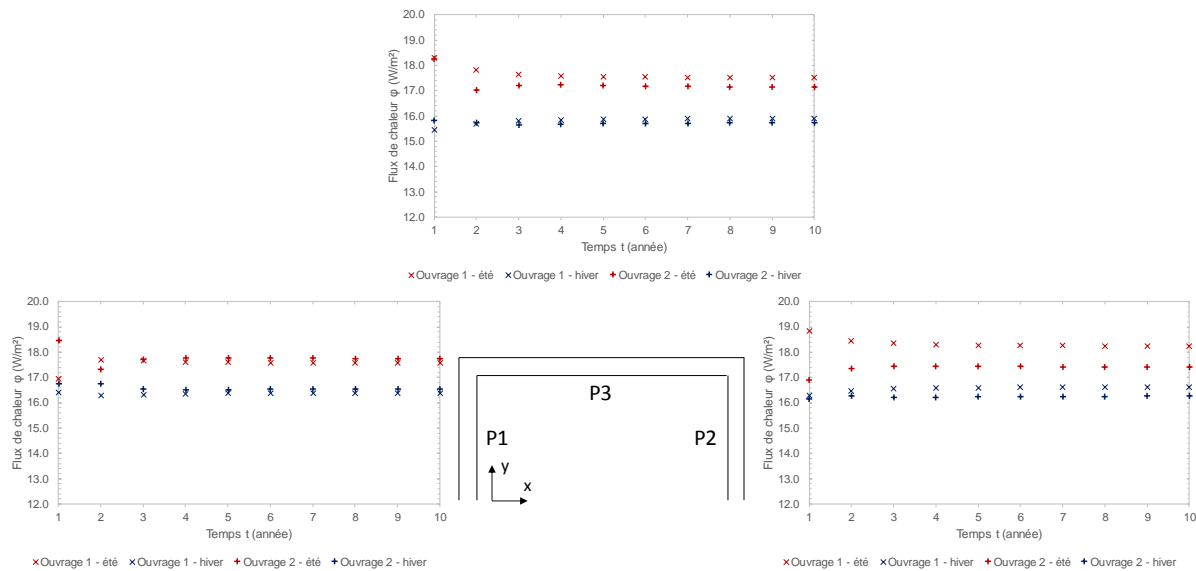


Figure II - 86 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 de deux ouvrages en interaction espacés de 20 m

En conclusion, dans cette configuration, les interactions sont toujours fortes mais leur bénéfice est réduit de manière significative. Cela est notamment dû à la reprise de l'advection entre les deux ouvrages qui rend le stockage d'énergie dans cette zone moins performant. De plus, les anomalies thermiques ne sont plus nécessairement en opposition de phase avec la sollicitation thermique quand elles entrent en contact avec la paroi, ce qui modifie négativement les performances du système.

Ces résultats sont, bien entendu, liés aux conditions du modèle considérées et notamment de la géométrie de l'ouvrage et de la vitesse d'écoulement de la nappe. En effet, un ouvrage de grande dimension provoque un effet barrage d'une plus grande étendue qui permet d'obtenir un plus grand volume de terrain en conduction pure. Cependant, comme la zone d'influence d'une paroi moulée en conduction pure est d'une dizaine de mètre, si les ouvrages sont éloignés, les anomalies thermiques peuvent ne pas se rencontrer.

II.3.5.3. Espacement de 30 m

En passant de 20 à 30 m de distance entre les deux ouvrages, les conclusions du cas précédent sont accentuées. En effet, l'écoulement reprend progressivement sa place et son intensité dans la zone intermédiaire (Figure II - 87). Par conséquent, les effets de stockage sont atténués et les ouvrages sont de plus en plus indépendants.

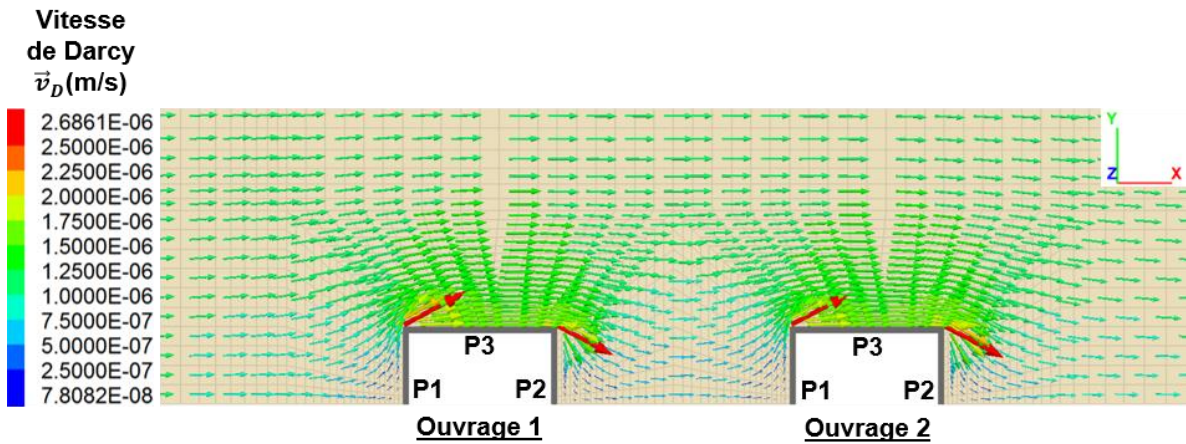


Figure II - 87 : Interaction hydraulique entre deux ouvrages distants de 30 m soumis à un écoulement de 0,1 m/j

Les profils de température renforcent cette idée car les courbes pour chaque ouvrage ont la même forme (Figure II - 88). Néanmoins, l'amplitude est légèrement différente avec un ouvrage 2 plus chaud que l'ouvrage de quelques dixièmes de degrés Celsius. De même, l'anomalie présente aux parois P2 a une amplitude supérieure pour l'ouvrage 2. Par conséquent, il y a toujours une partie des anomalies de l'ouvrage 1 qui sont stockées à l'aval de l'ouvrage 2. De plus, l'interaction du front thermique de l'ouvrage 1 avec la paroi P1 de l'ouvrage 2 décrite dans le cas précédent est renforcée.

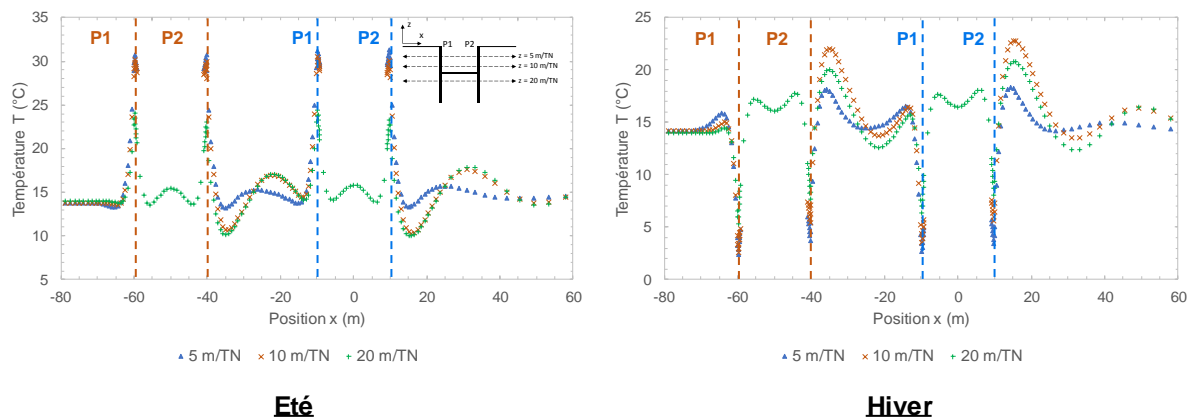


Figure II - 88 : Profils de température selon x en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique à 5 m/TN, 10 m/TN et 20 m/TN – cas espacement de 30 m

Du point de vue des flux de chaleur, le constat est identique. Les seules différences sont enregistrées au niveau des parois de la zone intermédiaire qui voient leurs performances améliorées par rapport aux parois de l'autre ouvrage (Figure II - 89). Ainsi, la paroi P1 de l'ouvrage 2 enregistre des flux plus élevés que celle de l'ouvrage 1 pour des températures équivalentes et de même pour la paroi 2 de l'ouvrage 1. Dans ce cas, l'anomalie thermique dissipée de l'ouvrage 1 vers l'ouvrage 2 favorise les transferts de chaleur et le stockage d'énergie dans la zone intermédiaire fonctionne encore malgré une diminution de ses bénéfices.

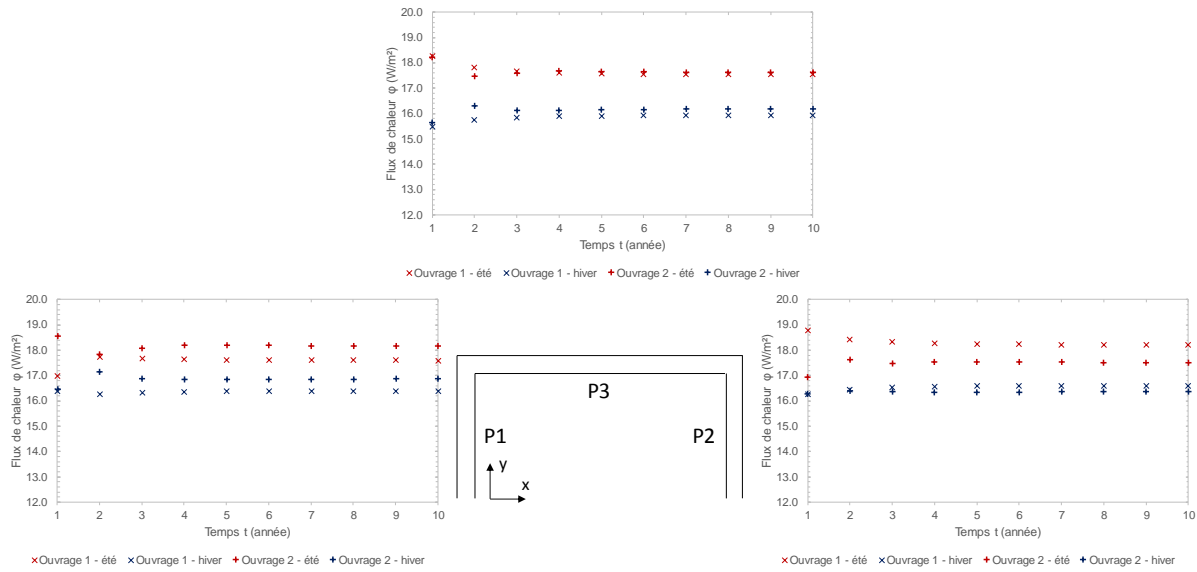


Figure II - 89 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 de deux ouvrages en interaction espacés de 30 m

II.3.5.4. Espacement de 50 m

Le dernier espacement testé est de 50 m et confirme les observations du cas à 30 m (Figure II - 90). En effet, l'interaction hydraulique est de moins en moins forte et, désormais, l'interaction thermique est dominante.

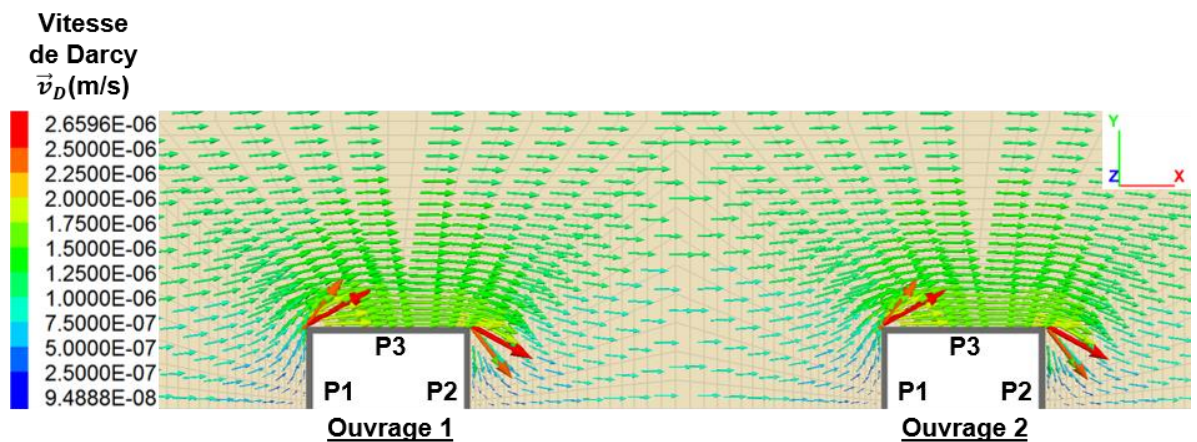


Figure II - 90 : Interaction hydraulique entre deux ouvrages distants de 50 m soumis à un écoulement de 0,1 m/j

Les profils de température sont identiques au cas précédent à l'exception de la paroi P1 de l'ouvrage 2 dont les températures sont plus extrêmes (Figure II - 91). Cela est dû au front thermique de l'ouvrage 1 qui intersecte l'ouvrage 2 avec une anomalie du même signe que la sollicitation thermique. Ce phénomène dégrade le champ de température en P1 pour l'ouvrage 2.

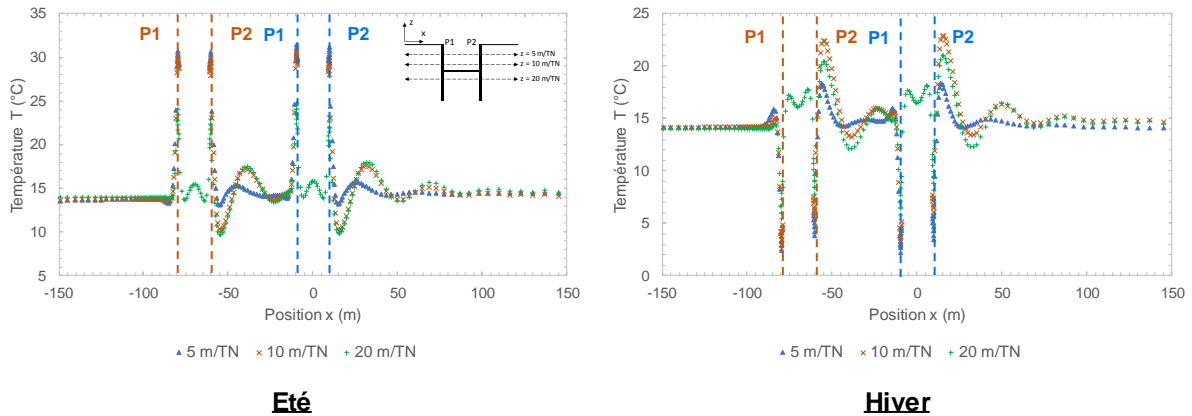


Figure II - 91 : Profils de température selon x en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique à 5 m/TN, 10 m/TN et 20 m/TN – cas espacement de 50 m

Malgré ces quelques modifications du champ de température, les flux de chaleur ne sont pas modifiés par rapport à un espacement de 30 m (Figure II - 92).

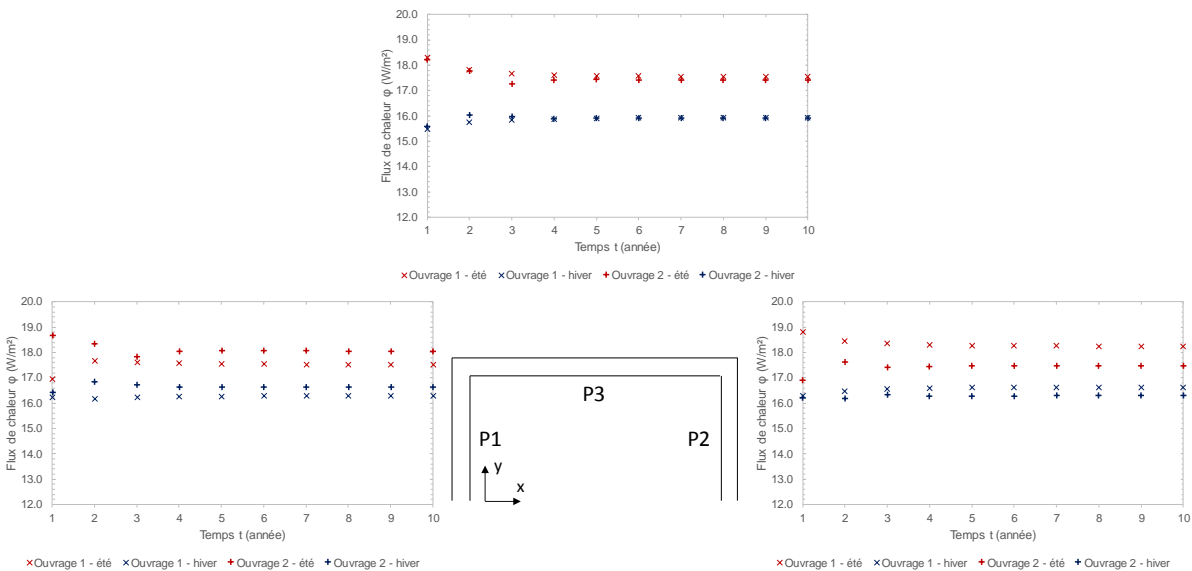


Figure II - 92 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 de deux ouvrages en interaction espacés de 50 m

II.3.5.5. Synthèse

Cette étude sur l'influence de l'espacement de deux ouvrages sur les interactions thermo-hydrauliques apporte quelques éléments intéressants. Tout d'abord, comme l'effet barrage est lié à la géométrie de l'ouvrage, tous les résultats ne sont pas transposables directement quelles que soit les conditions. Dans les cas traités, les ouvrages sont identiques et de dimensions relativement limitées. Par conséquent, l'effet barrage est notable sur quelques dizaines de mètres. Celui-ci a pour effet de créer une zone d'ombre hydraulique à l'aval des ouvrages où l'advection est faible à nulle. Il s'agit donc de zones préférentielles au stockage d'énergie saisonnier. Comme la sollicitation considérée est équilibrée, le stockage d'énergie est favorable aux transferts thermiques.

Ensuite, à faible distance, les zones de stockage de chacun des ouvrages peuvent s'intersecter. Si les besoins de ces derniers sont synchronisés, l'anomalie générée est très favorable aux

transferts thermiques et améliore fortement le comportement thermique des parois de la zone intermédiaire. Si l'espacement augmente, cette possibilité d'interaction positive disparaît car la conduction a un rayon de pénétration limité (cf. I.1.3.3).

Enfin, dans les cas étudiés où l'effet barrage a un rayon d'influence relativement faible, l'écoulement se remet en place entre les parois dès 20 m d'espacement. Plus cette distance augmente, plus les interactions hydrauliques sont faibles. Cependant, les interactions thermiques continuent d'agir grâce à la formation d'un panache thermique à l'ouvrage amont qui intersecte l'ouvrage aval. Le signe de l'anomalie en tête de panache détermine si cette interaction est positive ou négative. En effet, si l'anomalie est positive et qu'elle atteint l'ouvrage aval en été, la température de la paroi en contact avec le panache va augmenter. Néanmoins, si cette même anomalie est négative, elle va atténuer l'augmentation de la température liée à l'injection d'énergie dans le terrain.

En conclusion, les interactions entre deux ouvrages sont dépendantes de nombreux paramètres :

- géométrie des ouvrages ;
- vitesse d'écoulement de la nappe ;
- sollicitation thermique.

Par conséquent, il est nécessaire pour chaque projet de réfléchir aux interactions potentielles et de considérer l'accumulation des anomalies thermiques. En effet, notamment dans le cas des géostructures thermiques où les amplitudes de température sont faibles, c'est la somme de toutes les anomalies qui peut éventuellement provoquer un désordre.

II.3.6. Influence de la géologie

Jusqu'à présent, les modèles testés ne considèrent que des milieux homogènes et isotropes sur toute la hauteur de l'ouvrage à l'exception de l'extrémité des fiches dont le substratum est considéré imperméable. Par conséquent, du toit de la nappe à la base des fiches, l'écoulement est identique. Or, dans un milieu géologique naturel, le terrain est composé d'une multitude de couches géologiques à la composition et aux propriétés variables (cf. I.1.3.3 et I.3).

Les propriétés fondamentales qui sont susceptibles de varier et qui ont une influence dans les modèles de calcul thermo-hydrauliques sont :

- la conductivité thermique λ ;
- la chaleur spécifique C_v ;
- la porosité n ;
- la perméabilité k .

Premièrement, la conductivité thermique est le paramètre thermique qui commande les transferts de chaleur par conduction. Plus sa valeur est élevée, plus le flux de chaleur est élevé pour un même gradient de température. Pour les ouvrages en parois moulées, la présence de zones d'ombre hydraulique implique qu'une proportion importante du système fonctionne en conduction pure. Ce paramètre est donc essentiel. De plus, au sein même des parois moulées, les transferts de chaleur à travers le béton sont uniquement conductifs.

Deuxièmement, la chaleur spécifique détermine la capacité d'un matériau à stocker de l'énergie. Il s'agit donc d'un paramètre essentiel pour la caractérisation des zones de stockage d'énergie où les anomalies thermiques s'accumulent. Mais, il s'agit également d'un paramètre déterminant dans la propagation du panache thermique. En effet, plus la chaleur spécifique des grains est élevée, plus la vitesse du front thermique est faible car l'eau n'arrive plus à dissiper l'énergie contenue dans les grains. Cependant, ce paramètre est relativement constant à l'échelle du grain.

Troisièmement, la porosité a un rôle non négligeable car elle détermine la quantité d'eau contenue dans chaque formation en fonction du degré de saturation. Or, l'eau a une chaleur spécifique très supérieure aux grains. Par conséquent, plus il y a d'eau dans une couche géologique, plus sa chaleur spécifique effective est proche de celle de l'eau. Cependant, concernant l'influence de la porosité sur la conductivité thermique, les conséquences sont différentes. En effet, il ne s'agit pas des mêmes processus physiques et dans un sol compacté naturellement, la conduction passe par les grains qui sont en contact les uns avec les autres. La présence d'eau améliore ce contact par la formation de ponts thermiques mais il s'agit ici de l'influence de la teneur en eau. De plus, l'étude bibliographique a montré qu'un matériau plus dense, donc moins poreux, conduit mieux la chaleur.

Quatrièmement, la perméabilité contrôle la capacité d'un matériau à laisser transiter de l'eau à travers son squelette granulaire. Plus sa valeur est élevée, plus la vitesse d'écoulement de la nappe sera importante pour un même gradient hydraulique. Les études paramétriques précédentes ont montré l'impact de l'écoulement sur le comportement des géostructures thermiques, la perméabilité est donc un paramètre clé.

Par conséquent, plusieurs modèles sont testés dans lesquels la géologie et, donc, les paramètres thermo-hydrauliques varient. Un premier exemple avec un multicouche à un aquifère est modélisé suivi d'un exemple avec deux aquifères. Le modèle géologique pour chaque modèle est donné dans la section en question.

La géométrie de l'ouvrage et la sollicitation thermique considérée correspondent au cas de référence (cf. II.3.1). De plus, le modèle est composé de cinq couches dont un substratum. Il comprend deux potentiels aquifères et deux aquicludes, *i.e.* des formations considérées imperméables, en plus du substratum en pied de parois (Figure II - 93).

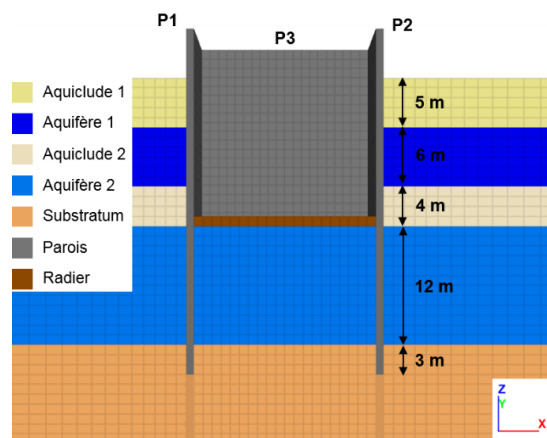


Figure II - 93 : Modèle géologique à cinq couches

Pour le modèle à un aquifère, soit l'aquifère 1 est activé, *i.e.* qui possède une perméabilité élevée, soit l'aquifère 2. Les deux cas sont testés. Pour le modèle à deux aquifères, les deux aquifères sont activés. Cependant, un cas supplémentaire est ajouté en considérant un modèle où la sollicitation thermique est appliquée uniquement dans les fiches des parois moulées.

Les paramètres sont les suivants (Tableau II - 9) :

Tableau II - 9 : Paramètres thermo-hydrauliques du modèle multicouche

Matériau	Puissance e [m]	Masse volumique ρ [kg/m ³]	Conductivité thermique λ [W/m.K]	Chaleur spécifique C _v [J/kg.K]	Perméabilité k [m/s]	
					Actif	Passif
Aquiclude 1	5	1900	1,5	1000	1.10 ⁻⁶	
Aquifère 1	6	1900	2,1	1000	1,2.10 ⁻⁴	1,2.10 ⁻⁶
Aquiclude 2	4	1900	1,7	1000	1.10 ⁻⁷	
Aquifère 2	12	1900	2,2	1000	2,4.10 ⁻⁴	2,4.10 ⁻⁶
Substratum	23	1900	2,4	1000	1.10 ⁻⁷	
Béton	-	2500	2,3	920	-	
Eau	-	1000	0,65	4200	-	

Cette analyse est centrée sur l'influence de la perméabilité et de la conductivité thermique sur les échanges thermiques. En effet, la porosité est fixée à 0,4 et la chaleur spécifique à 1000 J/kg.K pour toutes les formations. De plus, les formations aquicludes et les aquifères en mode passif ne présentent pas des perméabilités extrêmement faibles mais le contraste de perméabilité avec les aquifères actifs contraint l'écoulement à s'effectuer préférentiellement dans ces derniers. Effectivement, en réduisant d'avantage la perméabilité, le gain de précision négligeable mais les temps de calcul sont augmentés.

II.3.6.1. *Multicouche à un aquifère*

a) Aquifère 1 actif

Cette première analyse concerne le cas où l'aquifère 1 est actif. Par conséquent, l'écoulement est uniquement présent en partie supérieure de l'ouvrage sur 6 m. Le reste du système est considéré en conduction pure, *i.e.* l'écoulement est considéré négligeable. C'est pourquoi un panache thermique se développe dans cette frange (Figure II - 94).

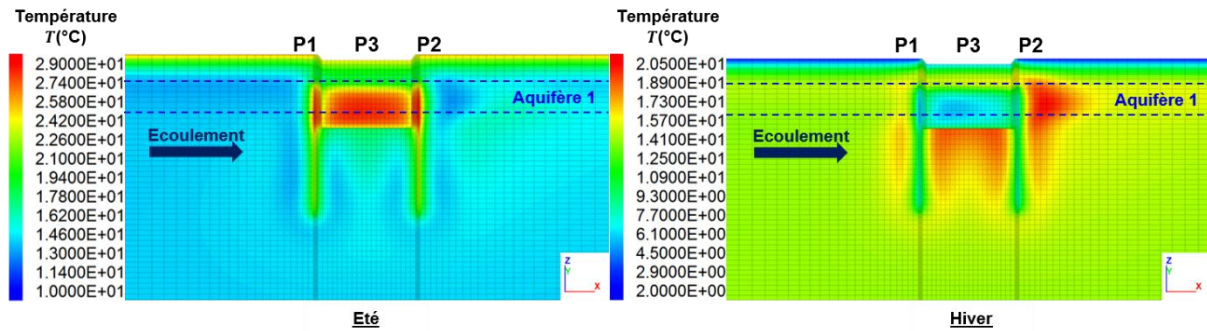


Figure II - 94 : Champ de température en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique – cas multicouche aquifère 1 actif

Par conséquent, le système est symétrique en partie inférieure, sous le radier et asymétrique en partie supérieure, au-dessus du radier. De plus, l'aquifère 1 a la même perméabilité que le terrain du cas de référence mais une conductivité augmentée de 5%. Cela permet d'investiguer l'influence de la conductivité thermique sur la formation du panache thermique. De même, l'aquifère 2 qui correspond globalement à la taille des fiches présente une conductivité thermique augmentée de 10% par rapport au cas de référence. Ainsi, les résultats obtenus à 20 m de profondeur sur ce modèle peuvent être comparés à ceux obtenus au cas sans écoulement (cf. II.3.2.1).

Les profils de température du modèle en question sont comparés à ceux du cas de référence (Figure II - 95). Le profil à 5 m de profondeur est situé à l'interface entre l'aquiclude 1 et l'aquifère 1 mais à une profondeur où l'ouvrage n'est pas actif. Par rapport au cas de référence, la température en été est plus faible et inversement en hiver. Cela signifie que la situation est plus favorable. Plusieurs hypothèses sont possibles :

- la conductivité thermique de l'aquiclude 1 est très inférieure au terrain du cas de référence donc la pénétration de l'onde thermique saisonnière en surface est plus lente et plus faible ;
- la meilleure conductivité thermique de l'aquifère 1 permet des transferts de chaleur plus efficaces donc des températures moins extrêmes.

Ce constat est identique à 10 m de profondeur où la différence entre le cas de référence et le modèle réalisé est accentuée. Globalement, la répartition du champ de température est plus homogène et il n'apparaît pas clairement d'ondes thermiques saisonnières au-delà d'une vingtaine de mètres. Cela signifie qu'il y a moins d'accumulation d'énergie en P2. Les causes envisagées sont les mêmes que pour le profil à 5 m de profondeur.

Concernant la zone inférieure où il n'y a pas d'écoulement, le système est en conduction pure. Cependant, la symétrie n'est pas parfaite car la paroi P2 et le terrain environnant subissent l'influence des terrains supérieurs dans lesquels il y a une accumulation d'énergie. Néanmoins, la différence entre P1 et P2 est faible.

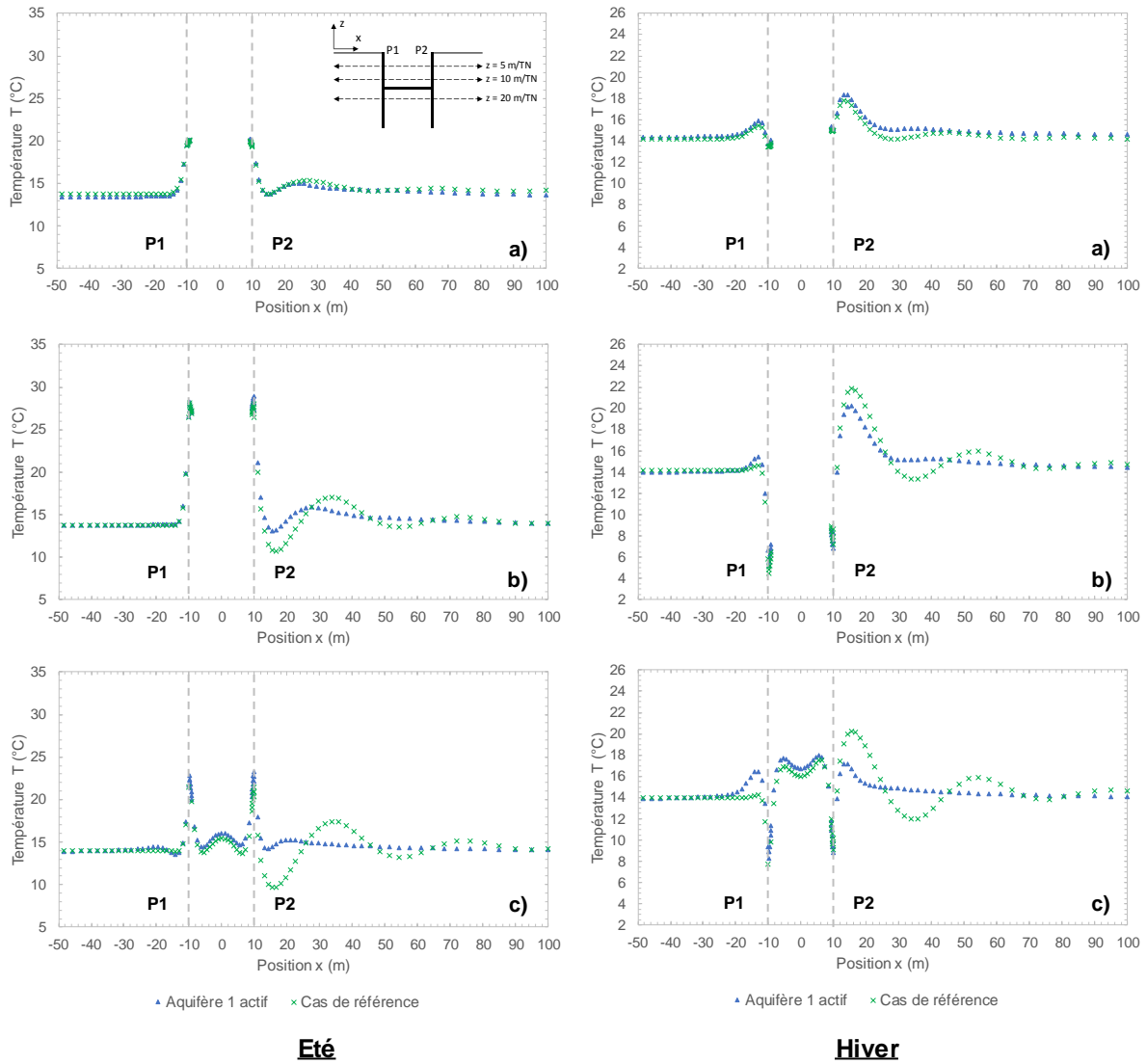


Figure II - 95 : Comparaison entre les profils de température selon x du cas de référence et du cas aquifère 1 actif en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN

Cette dissymétrie horizontale et verticale se retrouve dans les profils de température verticaux (Figure II - 96). En effet, dans la zone supérieure où l'écoulement est actif, la température dans les parois est très hétérogène. D'une part, les gradients verticaux sont très forts avec des pics à +/- 5 °C. D'autre part, la paroi P3 enregistre les températures les plus extrêmes suivie de P1 puis de P2. Cependant, dans la zone des fiches des parois moulées, les gradients de température verticaux sont faibles et l'écart de température entre les différentes parois est limité.

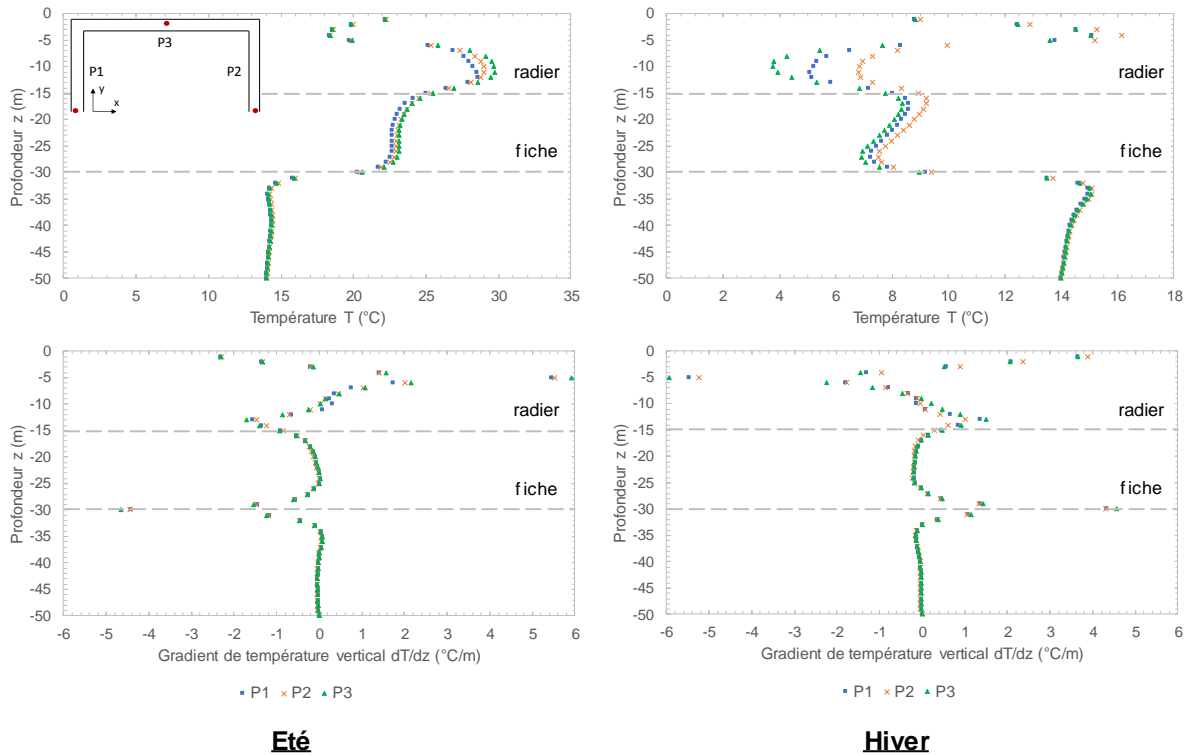


Figure II - 96 : Température et gradient de température vertical après 10 ans de sollicitation thermique aux parois P1, P2, P3 et P4 – cas aquifère 1 actif

En théorie, un contexte plus favorable thermiquement est visible également sur la valeur du flux de chaleur (Figure II - 97). Effectivement, à l'exception de la paroi P1, les flux sont supérieurs dans le cas de l'aquifère 1 actif. L'écart est inférieur à 5% mais comme le champ de température est plus favorable, la sollicitation thermique peut être théoriquement plus augmentée dans ce modèle. De même, comme les fiches sont en conduction pure, cette zone est particulièrement favorable quand les besoins sont équilibrés.

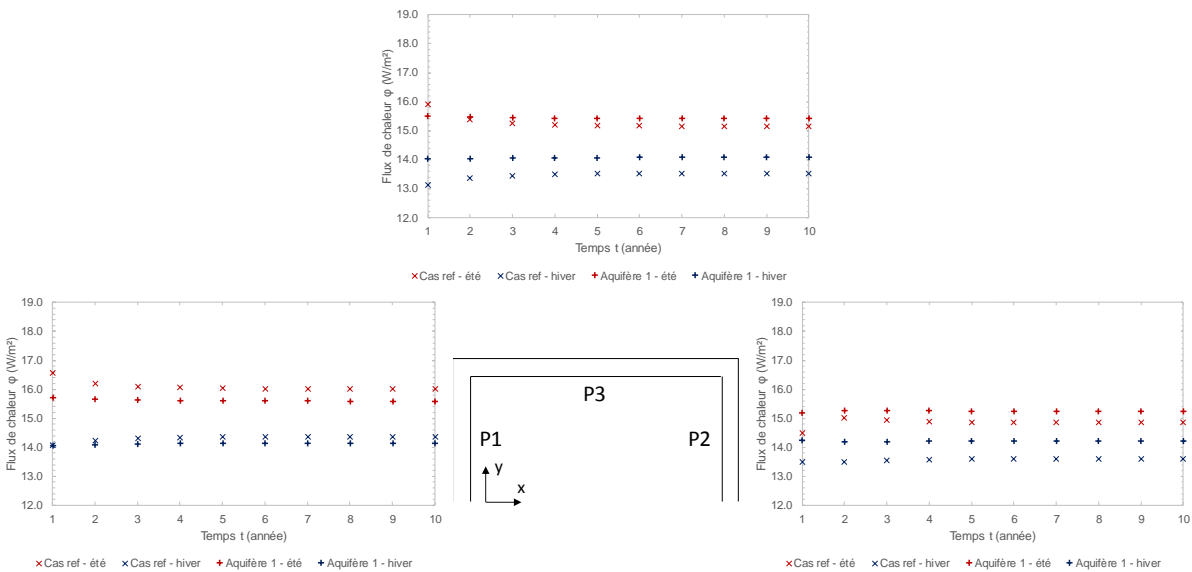


Figure II - 97 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 du cas de référence et du cas aquifère 1 actif

b) Aquifère 2 actif

Une deuxième analyse est menée avec l'hypothèse que l'aquifère 2 est actif. Dans ce modèle, toute la zone supérieure est en conduction pure, contrairement aux fiches où l'écoulement est de l'ordre de 0,2 m/j car la perméabilité de l'aquifère 2 est deux fois supérieure au terrain du cas de référence (Figure II - 98).

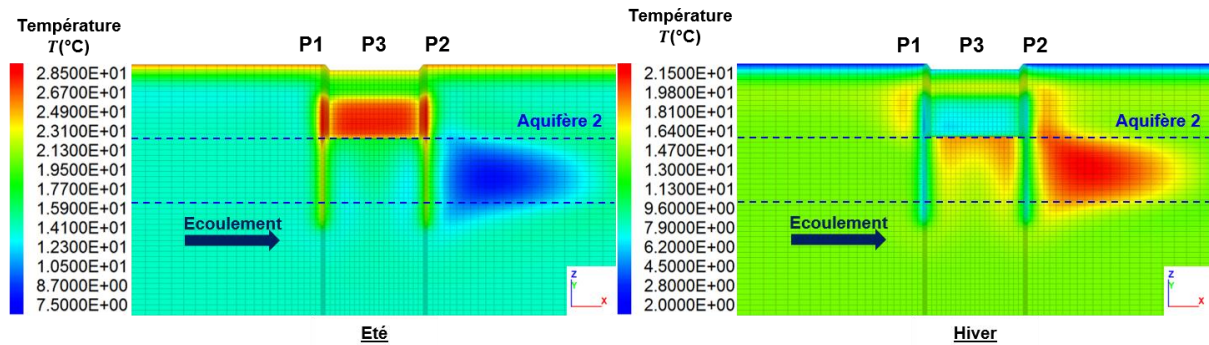


Figure II - 98 : Champ de température en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique – cas multicouche aquifère 2 actif

Par conséquent, la dissipation des anomalies en P1 et en P3 suivie du stockage de l'énergie en P2 est supérieure au cas de référence (Figure II - 99). Comme l'anomalie générée en P2 est en décalage de phase avec la sollicitation thermique, les conditions de la paroi sont très favorables. En effet, elle présente les températures les moins extrêmes en été et en hiver. De plus, l'intensité et le volume de l'anomalie est supérieure au cas de référence. Il y a donc un stockage d'énergie très performant dans cette zone. De plus, comme les anomalies sont dissipées efficacement en P1 et en P3, les températures extrêmes sont rencontrées dans ces parois. En effet, elles ne bénéficient pas du gain du stockage d'énergie. De même, la vitesse du front thermique est égale à deux fois celle du cas de référence grâce au doublement de la vitesse d'écoulement dans l'aquifère 2. Cependant, l'augmentation de la conductivité thermique de l'ordre de 10% n'a eu aucun impact sur ce phénomène.

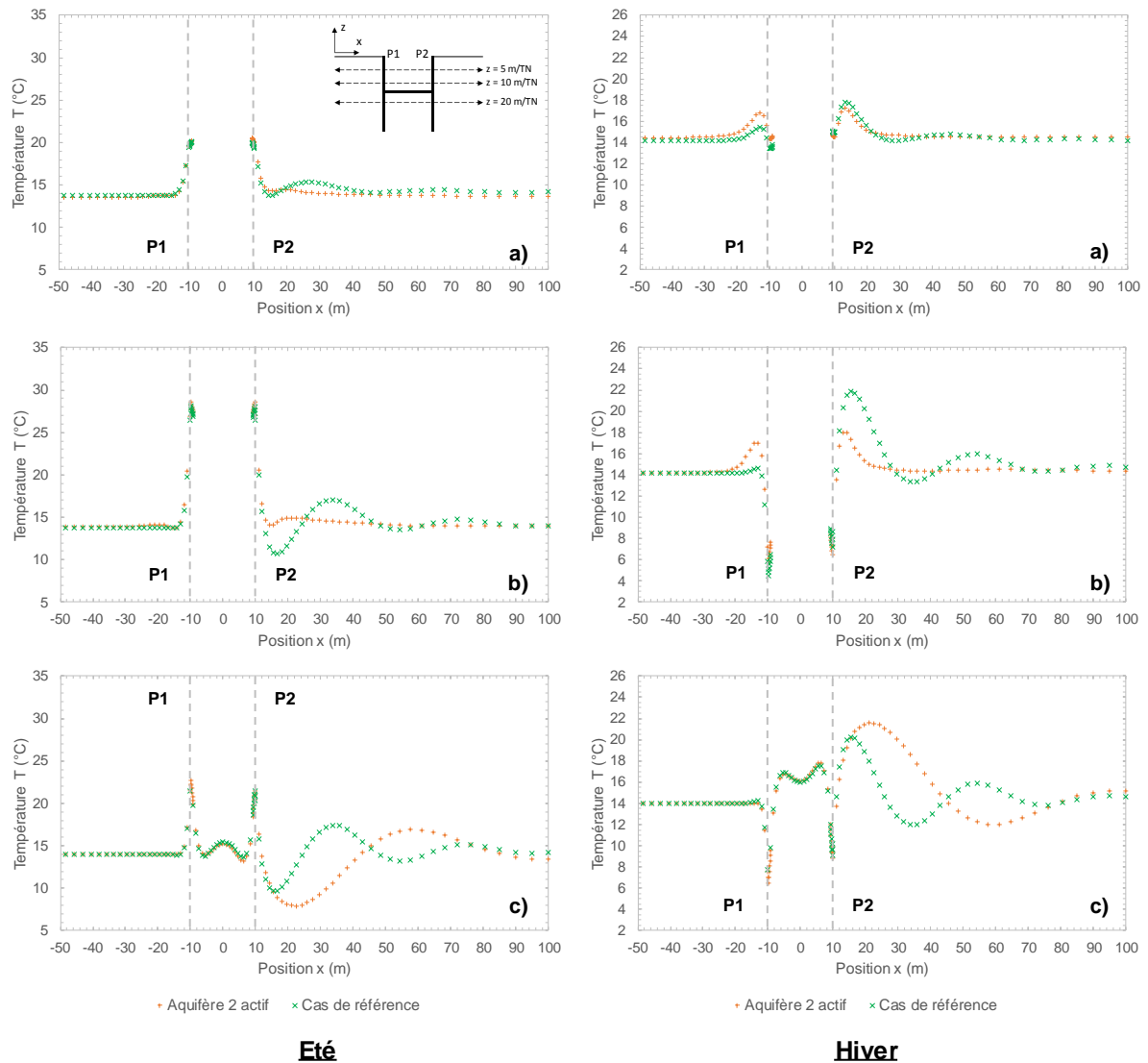


Figure II - 99 : Comparaison entre les profils de température selon x du cas de référence et du cas aquifère 2 actif en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique selon trois profondeurs : a) 5 m/TN, b) 10 m/TN et c) 20 m/TN

A propos des profils de température verticaux, le constat sur l'aquifère 1 est transposable à l'aquifère 2 (Figure II - 100). C'est-à-dire que l'écoulement augmente les contrastes de température entre les parois et également verticalement. Cependant, notamment au sein de la paroi P3, la température est homogénéisée sur la hauteur.

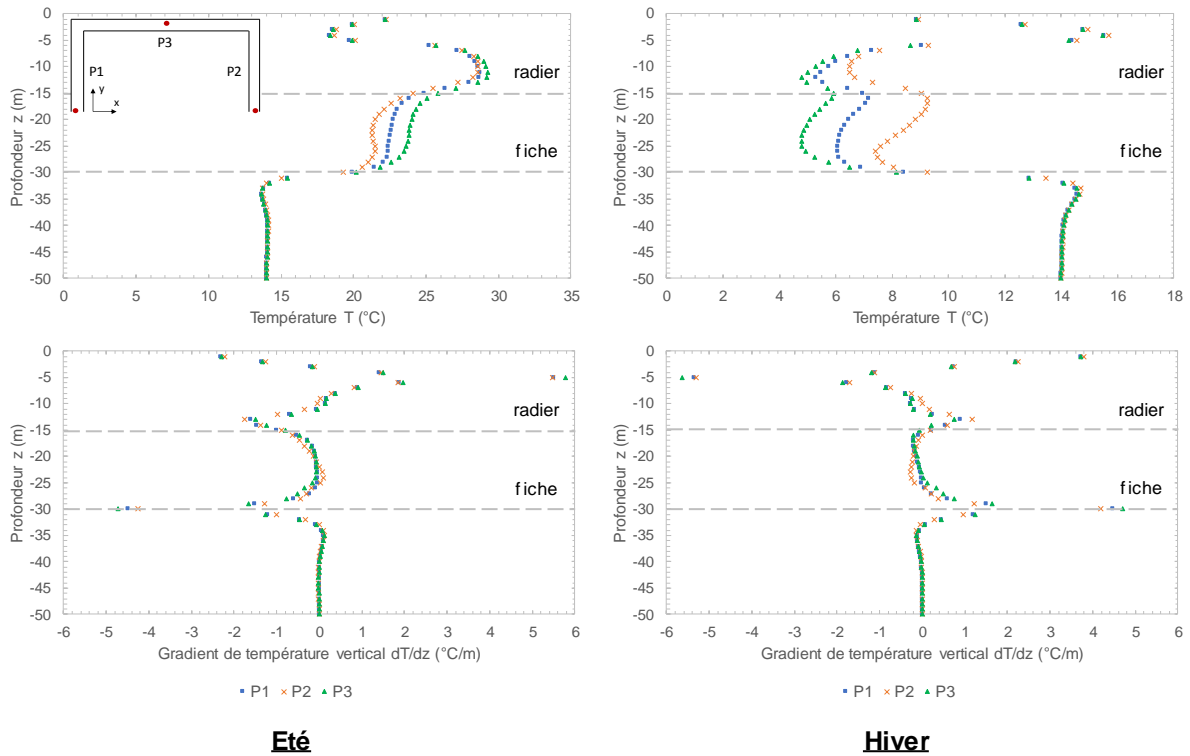


Figure II - 100 : Température et gradient de température vertical après 10 ans de sollicitation thermique aux parois P1, P2, P3 et P4 – cas aquifère 2 actif

Concernant les flux de chaleur (Figure II - 101), les performances de la paroi P1 évoluent peu malgré des températures plus extrêmes que le cas de référence. De même pour la paroi P3 dont les flux sont conservés. Seule la paroi P2 voit son flux moyen diminuer mais sa température laisse envisager la possibilité d’augmenter sa charge thermique.

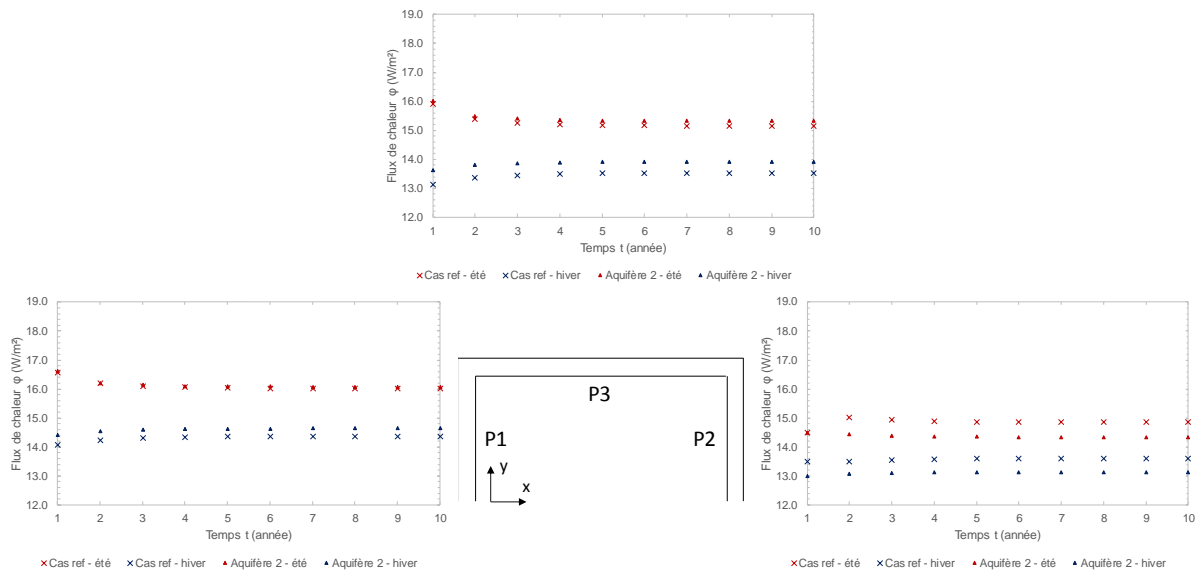


Figure II - 101 : Comparaison des flux thermiques en été et en hiver aux parois P1, P2 et P3 du cas de référence et du cas aquifère 2 actif

En conclusion de ces deux modèles, plusieurs points sont à noter :

- la faible conductivité thermique des couches superficielles diminue l'influence des variations de température de l'air extérieur en réduisant la profondeur de pénétration de l'onde thermique de surface et en la ralentissant ;
- l'augmentation de la conductivité thermique d'une couche augmente le volume d'influence en conduction et permet de mieux répartir la charge thermique. Par conséquent la température est plus homogène dans le milieu ;
- le gain de performance lié au stockage d'énergie de signe opposé à la sollicitation thermique est considérable ;
- la présence d'un multicouche aux propriétés thermo-hydrauliques hétérogènes implique la formation de gradients de température verticaux conséquents ;
- la vitesse du front thermique est indépendante de la conductivité thermique.

II.3.6.2. Multicouche à deux aquifères

Après avoir testé les deux configurations avec un aquifère actif, un modèle avec les deux aquifères actifs est réalisé. Deux variantes sont considérées :

- sollicitation thermique sur la même hauteur que le cas de référence ;
- sollicitation thermique uniquement dans les fiches.

L'objectif est de savoir s'il est possible d'échanger la même quantité d'énergie en ne mobilisant qu'une partie de l'ouvrage grâce à la présence d'un écoulement important.

a) Sollicitation sur toute hauteur

Le modèle géologique est identique aux modèles précédents (cf. II.3.6). Dans cet exemple, les deux aquifères sont actifs. Chaque aquifère va ainsi voir se former un panache thermique aux dimensions différentes (Figure II - 102).

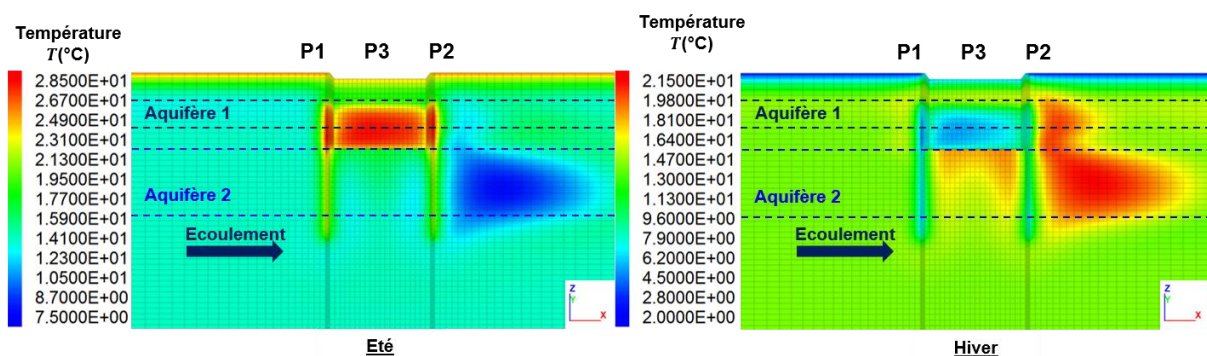


Figure II - 102 : Champ de température en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique – cas multicouche deux aquifères actifs

Dans cette configuration, le champ de température est équivalent à la superposition des deux cas précédents horizontalement et verticalement. Les conclusions sont donc identiques sur ce point. Concernant les flux de chaleur, ils sont équivalents aux deux précédents exemples qui eux-mêmes sont du même ordre de grandeur que le cas de référence. En effet, la moyenne

pondérée de la conductivité thermique du terrain sur la hauteur de la paroi est égale à la conductivité thermique du cas de référence, soit 2,0 W/m.K.

De plus, d'un point de vue pratique, il est complexe d'équiper avec des systèmes différents les fiches et la partie supérieure des parois moulées. Ainsi, la charge thermique est répartie sur toute la hauteur de l'ouvrage.

Par conséquent, la simplification qui consiste à ne considérer qu'une couche de conductivité thermique homogène n'est pas nécessairement défavorable concernant la valeur du flux de chaleur. En effet, ce dernier est dépendant de la sollicitation thermique. Cependant, d'un point de vue thermo-hydraulique, la présence d'un ou plusieurs aquifères modifie considérablement le champ de température autour de la paroi. Notamment, les zones de stockage d'énergie sont différentes et cela modifie les possibilités d'optimisation du système. De plus, les interactions potentielles à l'échelle de l'ouvrage et entre deux ouvrages s'en trouvent fortement modifiées.

b) Sollicitation dans les fiches des parois moulées

La nouvelle configuration testée permet d'appréhender l'influence de la vitesse d'écoulement sur les performances thermiques d'une géostructure thermique sous un autre angle. En effet, la sollicitation est concentrée dans les fiches des parois moulées dont toute la hauteur est sujette à un écoulement relativement rapide de 0,2 m/j. De plus, les fiches sont considérées comme une zone favorable quand la sollicitation est équilibrée (cf. II.3.2). L'un dans l'autre, ce volume de terrain est considéré extrêmement favorable (Figure II - 103).

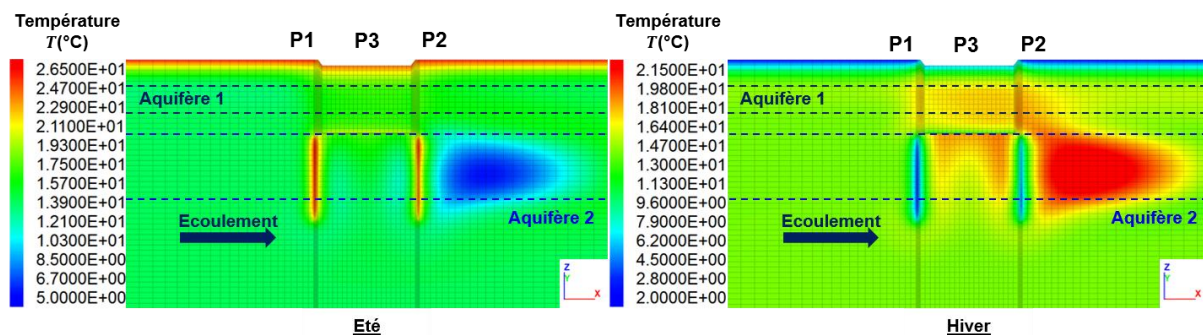


Figure II - 103 : Champ de température en été et en hiver après 10 ans de sollicitation thermique – cas multicouche deux aquifères actifs et sollicitation concentrée dans les fiches

Premièrement, la sollicitation ne peut pas être intégralement redistribuée dans les fiches des parois moulées car le pic de besoin est trop important et la température seuil est dépassée en hiver. Par conséquent, la charge thermique est diminuée de 15%.

Deuxièmement, après cette diminution de sollicitation thermique, le système est pérenne. Par conséquent, malgré une diminution de l'ordre de 40% de la surface d'échange, il n'est nécessaire de diminuer la sollicitation thermique que de 15% pour rester viable.

Troisièmement, la paroi P3 présente les températures extrêmes, suivie de P1 puis de P2 (Figure II - 104). Ce comportement est identique aux cas précédents où la paroi P2 profite du stockage d'énergie de signe opposé à la sollicitation thermique, la paroi P1 n'emmagasine pas d'énergie mais est soumise à un gradient thermique très favorable grâce à l'écoulement où les transferts

thermiques de la paroi P3 sont majoritairement convectifs. En effet, cette dernière ne bénéficie pas du gradient thermique favorable.

Dans cette configuration, les gradients de température verticaux sont très forts aux zones d'interface.

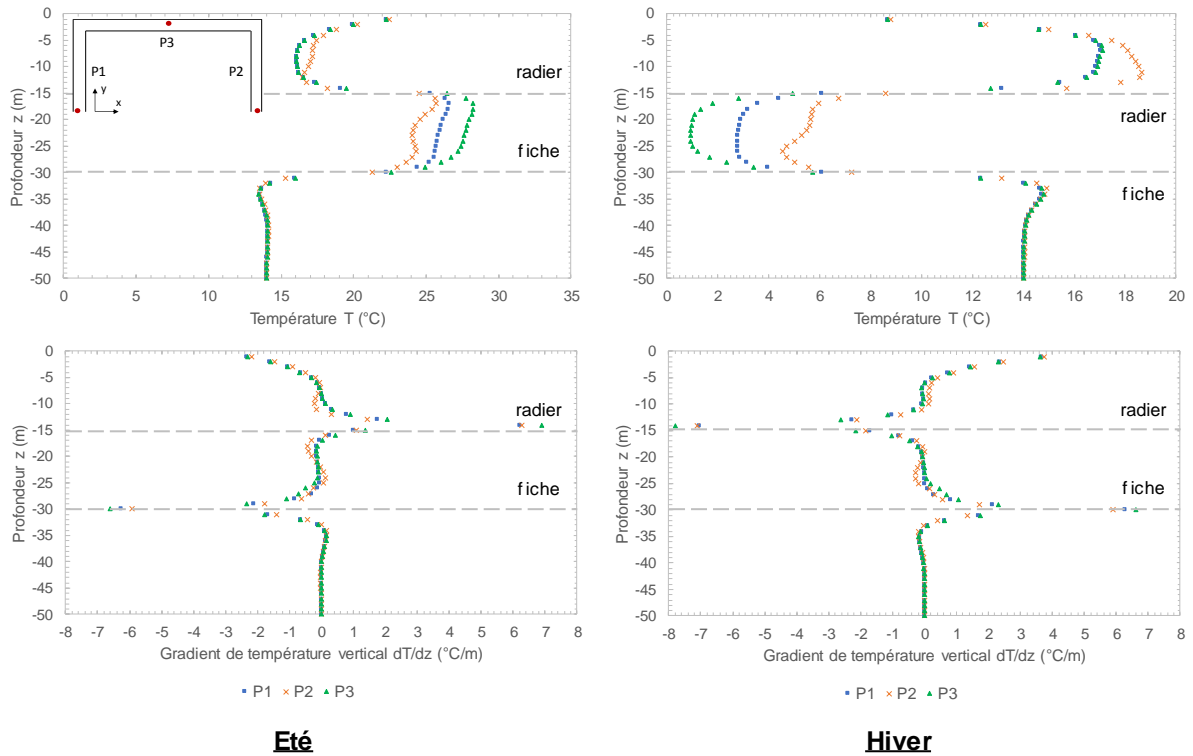


Figure II - 104 : Température et gradient de température vertical après 10 ans de sollicitation thermique aux parois P1, P2, P3 et P4 – cas aquifère 2 actif et sollicitation concentrée dans les fiches

Concernant les flux de chaleur à chaque paroi, le fait d'augmenter la sollicitation thermique augmente mécaniquement leur valeur absolue mais la tendance est identique aux cas précédents.

En conclusion, la concentration de la charge thermique dans les zones les plus favorables permet, sous couvert d'optimisation du système, de produire plus d'énergie. En effet, dans l'exemple présent, la paroi P2 est loin d'atteindre sa charge maximale car elle bénéficie d'un stock d'énergie performant lié à la dissipation des anomalies en P1 et P3. Afin de tester une piste d'optimisation du système, un nouveau modèle est développé dans lequel la sollicitation thermique en P1 et en P2 est respectivement supérieure de 10 et 20 % par rapport à l'exemple précédent. La sollicitation thermique en P3 n'est pas modifiée (Figure II - 105).

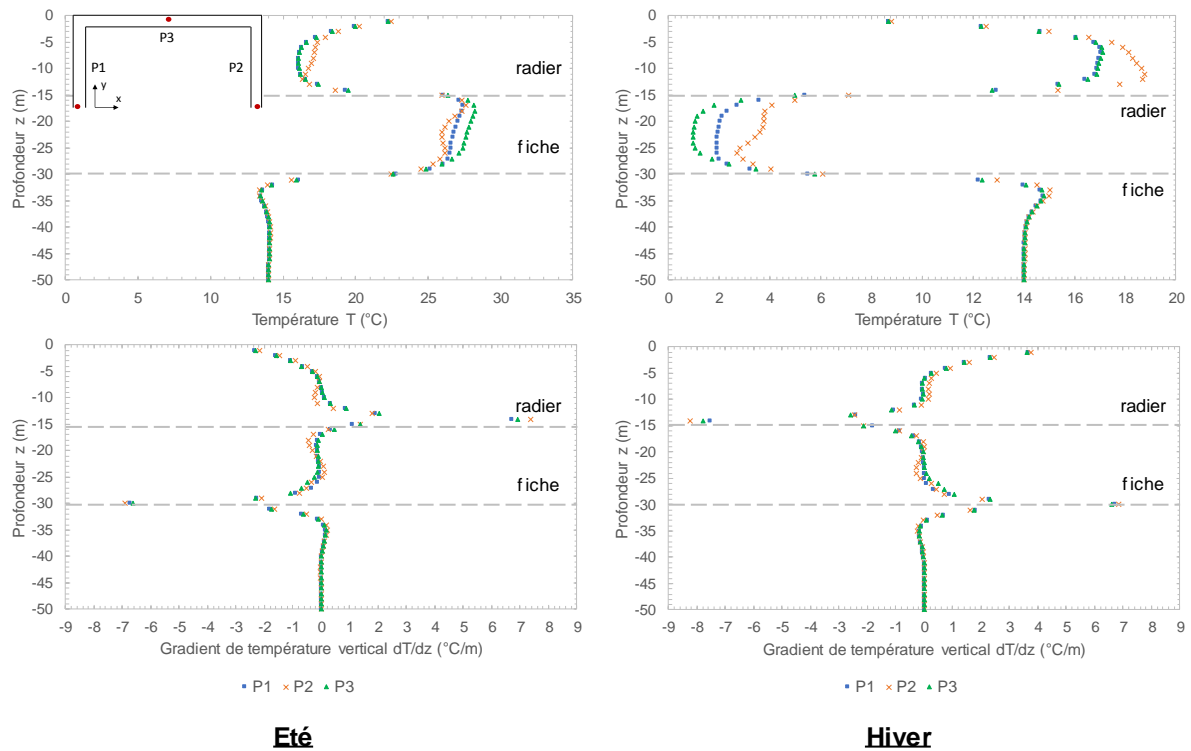


Figure II - 105 : Température et gradient de température verticale après 10 ans de sollicitation thermique aux parois P1, P2, P3 et P4 – cas aquifère 2 actif et sollicitation optimisée concentrée dans les fiches

D'une part, la modification de la sollicitation en P1 et P2 n'a pas impacté de manière notable le comportement en P3. D'autre part, la température en P1 et P2 s'est rapprochée du seuil critique en hiver. Globalement, le champ de température dans les parois est plus homogène à une profondeur donnée. Par conséquent, les effets mécaniques différentiels sont moins présents à l'échelle de l'ouvrage. Ainsi, en augmentant la sollicitation thermique dans certaines portions ciblées, le comportement thermique et mécanique est amélioré. En effet, la quantité d'énergie échangée avec le terrain est augmentée tout en diminuant l'impact mécanique global sur l'ouvrage.

II.3.6.3. Synthèse

En synthèse de cette étude paramétrique sur l'influence de la géologie sur le comportement thermo-hydraulique de l'ouvrage, il est important de noter que dans un projet réel, le milieu est très souvent composé de plusieurs formations géologiques. Ces dernières, notamment du fait de leur composition minéralogique, ont des propriétés thermo-hydrauliques qui peuvent être très variables d'une couche à l'autre. Par conséquent, il se pose la question de la pertinence d'un modèle homogène et isotrope pour analyser le comportement d'un ouvrage.

Les modèles testés ont compris cinq couches dont un substratum imperméable jouant le rôle de couche d'ancrage pour les parois moulées. Dans ce multicouche, deux formations ont été considérées comme des potentiels aquifères. De plus, la possibilité de n'activer qu'une portion des parois moulées (*e.g.* les fiches) ont permis de tester plusieurs variations.

Les résultats ont montré que les portions de l'ouvrage soumis à un écoulement ont un comportement identique au cas où l'ensemble du système est soumis à ce même écoulement.

Ainsi, le champ de température du modèle où les deux aquifères sont actifs est la superposition des deux modèles où les aquifères sont activés séparément. Par conséquent, les flux de chaleur sont identiques. Cependant, l'ouvrage soumis à un écoulement a tendance à générer un effet barrage qui génère à son tour une zone de stockage d'énergie dans laquelle s'accumule les anomalies thermiques. La présence de cette énergie implique la possibilité d'optimiser le système en modifiant la répartition de la charge thermique. Concrètement, plus un volume à une température éloignée des seuils critiques, plus il peut être chargé thermiquement.

De plus, les variations de conductivité thermique ont un impact non négligeable sur le comportement thermique du système. En effet, une couche superficielle de faible conductivité thermique va avoir tendance à diminuer la profondeur de pénétration de l'onde thermique de surface et à diminuer sa vitesse de propagation. De même, une couche à conductivité thermique élevée dissipe mieux l'énergie et implique une meilleure répartition de celle-ci dans le milieu. Cela passe par un champ de température plus homogène dans l'ouvrage et dans le terrain. Cependant, la conductivité thermique n'influe pas sur la formation et la propagation du panache thermique mais sur son amplitude.

Également, la concentration de la sollicitation thermique dans les portions les plus favorables, *i.e.* les fiches si le besoin est équilibré et/ou un aquifère, permet de générer une énergie considérable sur une surface réduite. L'identification des zones favorables est ainsi un pas vers l'optimisation d'un système de géostructures thermiques. Il s'agit toutefois de prendre en considération la formation de gradients de température verticaux importants qui peuvent avoir un effet mécanique non négligeable.

II.4. Conclusions et perspectives

En conclusion, ce chapitre est axé sur la détermination du comportement thermo-hydraulique d'ouvrages en parois moulées thermoactives à l'aide d'un modèle numérique en 3D couplé thermo-hydraulique. L'objectif principal est de confirmer ou nuancer les différentes conclusions tirées de la bibliographie mais également d'apporter des éléments nouveaux.

Dans un premier temps, la méthodologie du calcul des puissances échangées ainsi que la stratégie de modélisation sont présentées (cf. II.1). Il s'agit d'appliquer la méthode d'analyse des flux développée au début de ce chapitre (cf. II.1.1) à un ouvrage en trois dimensions soumis à un écoulement. Cette méthode permet de déterminer la contribution de la conduction et de la convection dans les transferts thermiques en fonction de la vitesse d'écoulement de la nappe. Un cas de référence est ainsi détaillé avec notamment les différentes étapes d'initialisation du modèle numérique (cf. II.2).

Dans un deuxième temps, les résultats du cas de référence sont analysés (cf. II.3.1). Comme l'ouvrage est de relativement grande dimension, l'écoulement est partiellement bloqué et un effet barrage est généré. Ce dernier correspond à une élévation du niveau piézométrique à l'amont et une diminution de ce niveau à l'aval. Cette variation de la charge hydraulique provoque une modification du champ de vitesse de Darcy autour de l'ouvrage et dans un volume important qui dépend de la géométrie de l'ouvrage et de son orientation par rapport à l'écoulement (cf. II.3.4). Par conséquent, la vitesse d'écoulement est nulle aux parois amont et aval qui sont perpendiculaires à la direction du flux hydraulique. Cependant, la vitesse d'écoulement est augmentée d'un facteur deux à trois dans les angles de l'ouvrage et est élevée le long des parois latérales. Cela signifie que d'un point de vue hydraulique, toutes les parois sont hétérogènes et qu'il y a des pertes de symétrie dans le modèle. Chaque portion de l'ouvrage interagit avec une autre. Ce résultat souligne la nécessité de modéliser le système en 3D.

De plus, la vitesse d'écoulement est reliée aux transferts de chaleur par la loi de conservation d'énergie dans un milieu poreux (cf. II.1.1). Par conséquent, une hétérogénéité hydraulique conduit à une hétérogénéité thermique. Théoriquement, plus la vitesse d'écoulement est élevée, plus le rapport entre les transferts par convection et par conduction augmente. Cependant, la configuration du système et les variations du champ de vitesse de Darcy rendent leur différenciation difficile malgré l'apport de la divergence des flux. En effet, l'écoulement a deux effets qui sont liés mais dont les conséquences sont différentes. D'une part, il permet de dissiper vers l'aval les anomalies thermiques générées par l'activation des parois moulées. D'autre part, il assure une recharge thermique naturelle qui induit des gradients de température très favorables car l'écoulement incident est à la température du milieu non perturbé. Or, le flux de chaleur par conduction est directement relié au gradient de température par la loi de Fourier. Il y a donc une contribution aux échanges de chaleur par la convection mais également une amélioration de la conduction par l'écoulement. De plus, la dissipation des anomalies thermiques par l'écoulement vers l'aval et la présence de zones d'ombre hydraulique impliquent une accumulation des anomalies à l'arrière de l'ouvrage. Cela a pour conséquence de générer une zone de stockage d'énergie dont le comportement est comparable aux phénomènes d'érosion autour d'une pile de pont (cf. I.1.3.3).

Trois typologies de configuration thermo-hydraulique pour les parois sont ainsi recensées :

- paroi amont perpendiculaire à l'écoulement :
 - écoulement nul ;
 - recharge thermique naturelle liée à l'écoulement ;
 - pas de stockage d'énergie ;
 - conduction majoritaire ;
- paroi aval perpendiculaire à l'écoulement :
 - écoulement nul ;
 - pas de recharge thermique naturelle liée à l'écoulement ;
 - stockage d'énergie par accumulation des anomalies thermiques dissipées à l'amont ;
 - conduction majoritaire ;
- paroi latérale parallèle à l'écoulement :
 - écoulement fort ;
 - recharge thermique naturelle liée à l'écoulement ;
 - pas de stockage d'énergie ;
 - convection majoritaire.

Concernant la première configuration, le transfert thermique se fait principalement par conduction du fait de l'effet barrage mais la paroi recoupe complètement l'écoulement qui agit en tant que source à température constante. Il n'y a donc pas de possibilité de stockage d'énergie saisonnier. Quant à elle, la deuxième configuration ne reçoit aucune recharge naturelle mais bénéficie d'une zone de stockage d'énergie dont le signe dépend de la vitesse du front thermique généré par les autres parois. En effet, les anomalies dissipées par l'écoulement se déplacent à une vitesse qui dépend de la vitesse de Darcy et du rapport entre la chaleur spécifique de l'eau et des grains. Si le signe de l'anomalie de la zone de stockage est opposé à celui de la sollicitation, cela signifie que la paroi peut puiser dans la réserve sans risque. Cependant, si le signe est le même, l'activation de la paroi va augmenter l'amplitude de l'anomalie. Cette interaction à l'échelle de l'ouvrage peut être extrêmement favorable ou défavorable, c'est pourquoi il est nécessaire de l'étudier avec attention. Enfin, la troisième configuration est semblable à la première à ceci près que l'écoulement y est rapide. Par conséquent, l'énergie est dissipée le long de la paroi et la partie amont génère une interaction avec la partie aval.

Le bénéfice de l'une ou l'autre des configurations dépend de nombreux paramètres dont notamment :

- la sollicitation :
 - équilibrée ;
 - déséquilibrée ;
- la vitesse d'écoulement de la nappe ;

- la géométrie de l'ouvrage :
 - en rotation ;
 - avec un élanement ;
- les interactions avec d'autres ouvrages ;
- le modèle hydrogéologique.

C'est pourquoi, dans un troisième temps, une étude paramétrique a été menée afin de déterminer les paramètres dimensionnants et les mécanismes en jeu dans les transferts de chaleur à l'échelle de l'ouvrage. Cette étude paramétrique apporte de nombreuses conclusions quant au fonctionnement d'un système de géostructures thermiques de types parois moulées thermoactives.

Premièrement, la sollicitation thermique est le moteur du transfert thermique (cf. II.3.3). Cette sollicitation correspond aux besoins en chauffage et en climatisation de l'ouvrage et est répartie dans les parois à l'emplacement des tubes échangeurs de chaleur représentés ici par des sources linéaires finies. Ainsi, chaque paroi reçoit une charge thermique correspondant à sa surface d'échange avec le terrain. Si le besoin est nul, la charge thermique est nulle et il n'y a pas de transfert de chaleur entre l'ouvrage et le terrain. De même, plus sa valeur est élevée, plus le flux de chaleur l'est également car le gradient thermique généré par la Pompe à Chaleur pour répondre aux besoins est fort. De plus, un pic de besoin génère en réponse un flux de chaleur important. Si ce pic est court dans le temps, la quantité d'énergie transférée n'implique pas de grandes variations de température dans le milieu. Cependant, s'il est prolongé, le milieu voit sa température augmenter ou diminuer de manière conséquente. Il faut donc toujours mettre en relation le flux thermique avec le besoin car c'est la quantité d'énergie échangée avec le milieu qui est dimensionnante. Néanmoins, il faut veiller à ce que le pic d'énergie instantané ne soit pas trop élevé car il peut imposer au fluide caloporteur une température au-delà des seuils critiques et imposer un arrêt du système.

De plus, la sollicitation thermique est soit équilibrée, soit déséquilibrée. Dans le premier cas, le risque de dérive thermique pluriannuel est nul et l'équilibre du système est atteint après quelques cycles. Comme la quantité d'énergie injectée est égale à la quantité d'énergie extraite, les phénomènes de stockage d'énergie sont très performants, que ce soit à cause de l'effet barrage ou dans le volume de terrain sous le radier compris entre les fiches des parois moulées. Par conséquent, les fiches et la paroi aval présentent les températures les plus proches de la température initiale. L'énergie stockée joue le rôle de tampon thermique. Ainsi, la partie supérieure des parois, *i.e.* au niveau de l'excavation, et notamment celles baignées par l'écoulement ne profitent pas du stockage équilibré. Dans le deuxième cas, la sollicitation est déséquilibrée et le système va avoir tendance à se réchauffer ou à se refroidir année après année jusqu'à atteindre un équilibre. Cette dérive thermique pluriannuelle est définie par son amplitude et sa durée. Les résultats des modèles montrent que :

- l'amplitude de la dérive thermique pluriannuelle dépend de la différence entre l'énergie injectée en été et l'énergie extraite en hiver ;

- les périodes de repos thermique (*e.g.* intersaison) diminuent l'amplitude des variations de température sur la durée de vie de l'ouvrage ;
- la durée de la dérive thermique pluriannuelle dépend du rapport entre l'énergie injectée en été et l'énergie extraite en hiver mais également de la vitesse d'écoulement ;
- à partir de 0,5 m/j, l'écoulement dissipe l'intégralité des anomalies thermiques et coupe la dérive thermique pluriannuelle.

De plus, les températures extrêmes sont, cette fois, enregistrées sous le radier car le volume de terrain entre les fiches ne bénéficie pas de recharge thermique naturelle pour compenser le déséquilibre. Par conséquent, sa température dérive année après année et dégrade le champ de température autour des fiches. Comme le flux de chaleur est proportionnel à la sollicitation thermique, sa valeur est peu modifiée par la dérive thermique. Cependant, si celle-ci induit des températures trop extrêmes, le système se coupe et il n'est plus possible d'utiliser la paroi en question. De même, le fonctionnement de la Pompe à Chaleur est sensible à ces variations de température et son Coefficient de Performance peut en être impacté (cf. I.2.3). Par conséquent, si la charge thermique est répartie de manière uniforme et que le besoin est déséquilibré, l'écoulement est favorable car il apporte une recharge thermique naturelle qui diminue la dérive thermique pluriannuelle. Dans les faits, les besoins sont rarement équilibrés.

Deuxièmement, comme évoqué dans le paragraphe précédent, la vitesse d'écoulement a un impact sur la durée de mise à l'équilibre du système (cf. II.3.2). Plus celle-ci est élevée, plus l'équilibrage est rapide. De plus, le flux de chaleur à l'interface sol/structure augmente également avec la vitesse de Darcy. Cependant, les résultats des modèles indiquent que les températures dans les parois sont également plus extrêmes en augmentant la vitesse. Or, la quantité d'énergie transférée est identique puisqu'il s'agit de la valeur de la sollicitation thermique. Par conséquent, si la charge thermique est répartie de manière uniforme et que le besoin est équilibré, l'écoulement est défavorable car il rend le système sensible aux pics de demande en énergie trop importants.

Les deux premières parties de l'étude paramétrique, posent la question de la pertinence de considérer le flux de chaleur comme valeur de dimensionnement. En effet, une valeur élevée n'est pas gage d'un fonctionnement pérenne et efficace. Il faut plutôt analyser le potentiel de dissipation de chaque paroi et faire varier la charge dans les différentes parties de l'ouvrage en fonction du taux de performance atteint par celles-ci. Par exemple, la paroi amont perpendiculaire à l'écoulement a un potentiel de dissipation d'énergie important du fait de sa configuration. Elle peut donc être activée préférentiellement et voir sa charge thermique augmenter jusqu'à ce que la température atteigne une valeur seuil. Une fois cette valeur seuil atteinte et une grande partie de l'énergie dissipée par l'écoulement, la paroi proche de la zone de stockage peut être activée en plus afin de mieux répartir le chargement thermique et de profiter de l'énergie stockée. Ainsi de suite, jusqu'à ce que l'intégralité de l'ouvrage soit activée et que le potentiel de dissipation global atteigne son maximum. Il est même envisageable de solliciter les parois avec une sollicitation opposée afin d'optimiser au maximum les phénomènes de dissipation et d'accumulation des anomalies thermiques. Ce fonctionnement différentiel est une des clés de l'amélioration des performances des géostructures thermiques.

Troisièmement, la géométrie de l'ouvrage a une influence sur son comportement hydraulique et notamment sur la quantification de l'effet barrage (cf. II.3.4). Plus l'ouvrage recoupe la nappe de manière perpendiculaire, plus l'effet barrage est important en intensité mais surtout en zone d'influence. Ainsi, un ouvrage à base carrée dont les parois amont sont à 45° de l'écoulement présente l'effet barrage le plus faible. De même, plus l'élancement de la paroi qui recoupe la nappe est grand, plus l'effet barrage est intense et large. Comme le comportement thermique du système est étroitement lié à son comportement hydraulique, ces modifications liées à la géométrie sont importantes. D'une part, le volume et la position des zones de stockage d'énergie sont fortement influencées par ces paramètres géométriques. D'autre part, l'interaction à l'échelle de l'ouvrage est d'autant plus forte que les anomalies thermiques circulent le long des parois. Il y a ainsi une redistribution des flux de chaleur dans le système. La géométrie de l'ouvrage est donc un paramètre déterminant dans la conception d'un système géothermique.

Quatrièmement, si l'interaction à l'échelle de l'ouvrage est importante, elle est également dimensionnante entre deux ouvrages (cf. II.3.5). En effet, deux ouvrages peuvent interagir hydrauliquement à cause de l'effet barrage qui crée des zones d'écoulement nul mais également thermiquement à cause des panaches thermiques. Dans le cas de deux bâtiments thermoactifs très proches (*e.g.* espacement de 10 m), la zone intermédiaire comprise entre les deux ouvrages est complètement coupée de l'écoulement. Par conséquent, les transferts thermiques sont en conduction pure dans ce volume de terrain qui a un potentiel de stockage d'énergie important. Les autres parois se comportent comme s'il s'agissait d'un seul et unique ouvrage. L'augmentation de cet espacement rend possible la reprise de l'écoulement dans la zone intermédiaire. En effet, chaque bâtiment a une zone d'influence hydraulique relative à sa géométrie qui intersecte potentiellement l'autre. Tant que l'intersection est présente, l'écoulement est limité. Une fois l'espacement suffisant, les ouvrages sont désormais principalement en interaction thermique. Ainsi, l'ouvrage amont génère un panache thermique vers l'ouvrage aval. Lorsque celui-ci atteint ce dernier, le champ de température de la paroi amont de l'ouvrage aval est modifié. Le comportement est identique aux zones de stockage d'énergie :

- si l'anomalie thermique est de même signe que la sollicitation thermique, le champ de température est dégradé ;
- si l'anomalie thermique est de signe opposé à la sollicitation thermique, les variations de température dans le milieu sont atténuées.

Ces conséquences sont étroitement liées à la quantification de l'effet barrage et à la distance entre les ouvrages.

Cinquièmement, le modèle hydrogéologique a une influence sur le comportement de l'ouvrage et sur les possibilités d'optimisation énergétique du système (cf. II.3.6). En effet, la présence d'un multicouche géologique génère des hétérogénéités naturelles à prendre en compte lors de la conception. Ainsi, la composition minéralogique et la granulométrie des formations influencent leurs caractéristiques thermo-hydrauliques telles que la conductivité thermique et la perméabilité. Par conséquent, il est régulier de retrouver un ouvrage recoupant un ou plusieurs aquifères séparés par des aquicludes. Généralement, les formations aquifères sont

composées de minéraux aux meilleures propriétés thermiques (cf. I.3). Elles sont donc particulièrement favorables aux transferts de chaleur. De même, la présence d'aquicludes implique qu'une portion de l'ouvrage fonctionne en conduction pure. Finalement, chaque paroi va avoir un comportement différent mais ces hétérogénéités se retrouvent également verticalement en fonction des formations rencontrées. Cela a pour conséquence d'augmenter les gradients de température verticaux qui sont naturellement importants. De plus, la présence d'une formation géologique superficielle de faible conductivité thermique diminue la profondeur de pénétration de l'onde thermique de surface et sa vitesse de pénétration. Par conséquent, les terrains supérieurs sont moins influencés par les variations de température de l'air extérieur. De même, l'augmentation de la conductivité thermique du terrain implique une meilleure répartition de l'énergie et, donc, un champ de température plus homogène.

Les résultats de ces modèles multicouche ont montré la possibilité de concentrer la sollicitation thermique dans les zones les plus favorables (*e.g.* un aquifère). Cela renforce l'idée d'optimisation de la répartition de la charge thermique en fonction du potentiel de dissipation.

En conclusion, ces modèles numériques ont permis de mettre en avant différents points dimensionnants :

- en cas d'écoulement et pour des ouvrages de cette dimension, il est nécessaire de recourir à un modèle en 3D couplé thermo-hydraulique avec une géologie réaliste ;
- les interactions thermo-hydrauliques sont présentes à l'échelle de l'ouvrage mais également entre plusieurs ouvrages distants et la géométrie de ceux-ci joue un rôle clé ;
- l'effet barrage génère des hétérogénéités fortes ;
- la sollicitation thermique est le moteur des transferts de chaleur qu'elle soit équilibrée ou déséquilibrée. Une méconnaissance de celle-ci rend tout dimensionnement caduque ;
- la charge thermique peut être optimisée à l'échelle de l'ouvrage afin de profiter des bénéfiques des zones de stockage d'énergie et des parois soumises à un écoulement.

En termes de perspectives, d'autres variantes de modèles peuvent être testées. Notamment, la combinaison de plusieurs des paramètres déjà étudiés. Par exemple, il est possible d'envisager un modèle d'interaction entre deux ouvrages de dimensions différentes avec des rotations dans un modèle géologique multicouche. Ce modèle se rapprocherait d'un cas réaliste. De plus, des modèles supplémentaires testant l'optimisation du chargement thermique permettraient de comparer l'amélioration des performances obtenue par ce processus. De même, l'élancement vertical des ouvrages n'a pas été testé durant l'étude paramétrique. Or, celui-ci pilote la portion de l'ouvrage influencée par les variations de température de l'air extérieur mais également le volume de terrain compris entre les fiches sous le radier. Il s'agit donc d'un paramètre clé qui mérite d'être étudié par la suite.

A cela, il faut ajouter la possibilité de considérer des conditions aux limites plus complexes du fait de leur nature. Deux exemples sont à citer en particulier : la modification des conditions hydrauliques et le changement climatique. Pour le premier cas, le niveau des nappes peut être soumis à des changements saisonniers, notamment à l'automne où leur niveau est généralement au plus bas (*i.e.* période d'étiage). Par conséquent, selon la saison, un volume de terrain peut

être soumis à un écoulement ou non. Le terrain peut donc passer d'un régime en conduction plus advection à un régime en conduction pure. Pour prendre en compte ce paramètre, il faut cependant connaître avec précision les variations du niveau de la nappe concernée en analysant sa chronique piézométrique sur plusieurs années. Pour le deuxième cas, la prise en compte du réchauffement climatique induit deux conséquences. D'une part, la température saisonnière augmente avec le temps. D'autre part, les besoins des bâtiments sont modifiés (*i.e.* diminution des besoins en chauffage et augmentation des besoins en refroidissement). Sur le sujet, quelques éléments ont été développés dans la bibliographie (cf. I.2.4). Il est donc possible dans les calculs numériques de considérer plusieurs scénarios (*e.g.* +2 °C/100 ans, +4 °C/100 ans et +6 °C/100 ans). Il faut également souligner que chaque projet est unique et dépend, entre autres, de sa localisation.

Enfin, une autre piste pour la suite est d'intégrer la vraie géométrie des tubes échangeurs de chaleur afin de prendre en compte les transferts de chaleur dans le fluide et les variations de performance de la Pompe à Chaleur. Cela est possible en remplaçant les tubes par des éléments en 1D dont la variation de température est régie par le champ de température proche et la convection du fluide caloporteur. En effet, l'hypothèse des sources finies linéaires apporte une incertitude sur la température au point d'application de la sollicitation thermique. Cependant, les premiers tests montrent une augmentation des temps de calculs incompatible avec une modélisation en 3D d'un ouvrage en parois moulées thermoactives.

Chapitre III :

Modélisation physique de parois moulées
thermoactives

III.1. Présentation de l'expérimentation Sense City

Dans un contexte aussi complexe que les parois moulées thermoactives, la modélisation physique peut apporter des éléments sur la réponse d'un ouvrage mais également du terrain lorsqu'ils sont soumis à une sollicitation thermique. Plusieurs cas de figures sont ainsi envisageables :

- l'instrumentation *in situ* d'un ouvrage thermoactif ;
- la création d'un modèle réduit.

Concernant le premier point, l'instrumentation d'ouvrages sur pieux énergétiques a permis de développer et de valider de nombreuses méthodes de dimensionnement (cf. I.1.3). Cependant, les retours d'expérience sur des projets de parois moulées thermoactives sont très limités et les données ne permettent pas de définir de règles simples pour la conception de ces structures. De plus, les conditions *in situ* ne sont pas contrôlables et leur connaissance peut être parcellaire.

C'est dans ce contexte qu'intervient le deuxième point. L'utilisation d'un modèle réduit est plus aisée car celui-ci facilite le contrôle des conditions d'expérience et des paramètres du milieu. Cependant, il est également soumis à certaines restrictions liées aux hypothèses considérées dans le modèle comme pour une modélisation numérique.

Dans les deux cas, l'instrumentation prend une place essentielle dans la réussite du projet. En effet, les différents capteurs doivent être calibrés, bien répartis et en quantité suffisante pour être représentatifs du modèle.

De plus, le milieu doit être connu avec précision afin de formuler les bonnes hypothèses de base. Par exemple, le modèle géologique et les paramètres thermo-hydrauliques conditionnent la présence d'un ou plusieurs aquifères et/ou les formations qui présentent une bonne conductivité thermique.

Dans ce contexte, un modèle physique à échelle réduite dans une chambre climatique a été construit sur le site de l'IFSTTAR à Marne-La-Vallée, France. Ce site expérimental est dénommé Sense City.

III.1.1. Description générale

Ainsi, Sense City est un espace expérimental de 400 m² permettant d'étudier de nombreux phénomènes et interactions physiques. Des équipes de recherche travaillent notamment sur la qualité de l'air intérieur et extérieur, sur les réseaux d'eau usée et d'eau potable à l'aide de micro/nano capteurs. De plus, une expérimentation sur les géostructures thermiques a été mise en place. A noter que la composante géothermie a été intégrée tardivement dans le processus de conception. Cela implique que la chambre climatique et ses différents composants ne sont pas parfaitement adaptés aux expériences souhaitées.

Concrètement, il s'agit d'une reproduction d'un mini-quartier composé de deux bâtiments de plain-pied et d'un immeuble R+1 (Figure III - 1). Une route goudronnée, des trottoirs et des espaces verts séparent les différents ouvrages. De plus, un mobilier urbain classique est installé afin de parfaire la simulation.



Figure III - 1 : Illustration du site expérimental Sense City (D'après Merliot, 2016)

Cet espace de 20 m par 20 m repose sur une fosse en béton de 3 m de profondeur remplie de matériau granulaire qui joue le rôle de milieu naturel. Une boucle d'eau usée, une boucle d'eau potable, des regards en béton ainsi que des réseaux électriques parcourent ce volume. A cela, s'ajoutent trois cellules géothermiques ainsi qu'un champ de neuf pieux énergétiques dont les caractéristiques sont décrites dans la partie suivante (cf. III.1.2).

Dans cet espace, un maximum de paramètres sont mesurables et contrôlables. Les paragraphes suivants décrivent les différents systèmes en place.

III.1.1.1. *Chambre climatique*

Le mini-quartier est enfermé sous une chambre climatique mobile grâce à laquelle il est notamment possible de contrôler la température et l'humidité (Figure III - 2). Elle est surtout parfaitement isolée de l'air extérieur, ce qui permet de maintenir des conditions stables dans le temps.



Figure III - 2 : Chambre climatique de Sense City

L'air qui est aspiré par quatre hottes situées dans les angles de la structure, circule à travers un système d'échangeur afin de lui faire atteindre les conditions thermiques et hygrométriques voulues puis est recraché via des turbines en partie supérieure.

L'air à l'intérieur de la chambre climatique peut être amené à une température comprise en -10 et +40 °C.

Concernant l'hygrométrie, les limites sont définies en fonction de la température de l'air mais elle peut varier entre 30% et 95%.

III.1.1.2. Saturation de la fosse

Un réseau de tubes fendus est positionné sur les parois nord et sud afin de pouvoir saturer le milieu et également pour simuler un écoulement (Figure III - 3). De l'eau est injectée sous pression au niveau de la paroi sud et est pompée à la paroi nord, avec un débit constant.

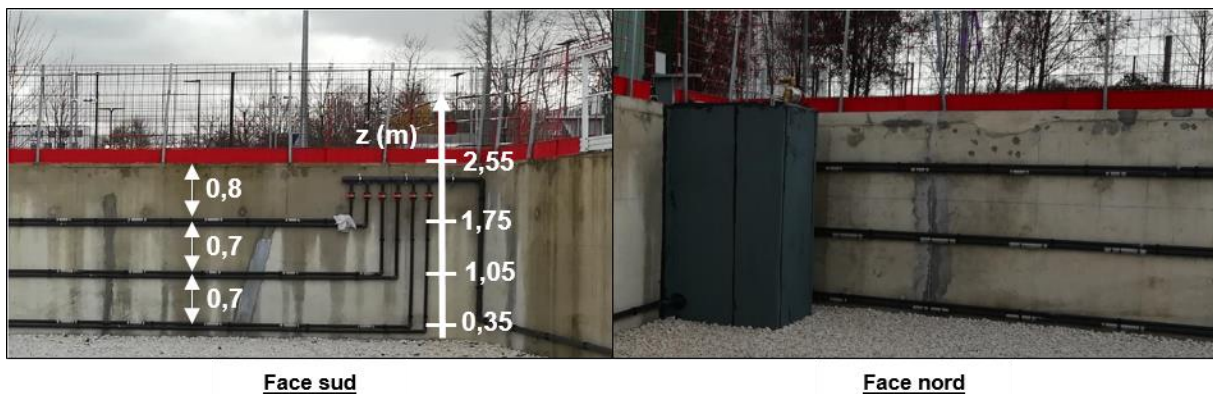


Figure III - 3 : Photographies de la position des tubes fendus pour la simulation d'un écoulement

Les tubes fendus sont répartis sur trois niveaux espacés de 70 cm chacun. Le premier niveau est à 35 cm du fond de la fosse et le troisième niveau se situe à 80 cm de la surface. Les fentes sont espacées de 1 m le long des tubes.

Les différents niveaux sont indépendants et l'ouverture est réglable à l'aide de vannes manuelles. De plus, chaque rangée est divisée en deux parties indépendantes. L'une est située vers l'ouest et la seconde vers l'est. En théorie, il est donc possible de générer des flux hydrauliques perpendiculaires aux parois et en diagonale.

Le débit d'injection et d'extraction est régulé par une pompe de circulation équipée d'un variateur dont le débit théorique maximum est de 6 m³/h. Ce débit est converti en vitesse d'écoulement grâce à la surface d'échange, soit 20 m (*i.e.* le côté de la fosse) multiplié par la hauteur de la nappe (Eq.88).

$$v_{nappe} = q_{nappe} \times S_{nappe} = q_{nappe} \times H_{nappe} \times 20 \quad (88)$$

où v_{nappe} est la vitesse de circulation de la nappe dans la fosse (m/s), q_{nappe} le débit dans les tubes fendus imposé par la pompe de circulation (m³/s), S_{nappe} la surface d'échange de la nappe (m²) et H_{nappe} la hauteur de la nappe (m).

Pour des raisons de coactivité sur le site expérimental, la hauteur maximale de la nappe est limitée à 2,10 m par rapport au fond de la fosse.

De plus, le fond de la fosse est comblé par une couche drainante d'une épaisseur de 30 cm surmontée d'un géotextile afin de limiter les transferts de particules fines du sol reconstitué qui risquent de colmater le système de drainage.

Le remplissage est effectué à l'aide des tubes fendus de la face sud jusqu'à la hauteur souhaitée. Quant à elle, la vidange s'effectue à l'aide d'un réseau de tubes tiers situé à 10 cm du sommet de la couche drainante.

III.1.1.3. *Chauffage des bâtiments*

Les deux bâtiments de plain-pied sont chauffés par radiateurs électriques. Cependant, une partie de la dalle du rez-de-chaussée du bâtiment R+1 est équipée d'un plancher chauffant alimenté par une Pompe à Chaleur géothermique. La surface en question est égale à environ 20 m².

La PACg est directement reliée à un collecteur qui regroupe toutes les sources de géothermie très basse température de Sense City.

C'est par l'intermédiaire de ce système que les besoins du bâtiment sont appliqués directement aux géostructures thermiques et au terrain. En effet, la PACg fait circuler un fluide caloporteur dans ces dernières dont la température d'entrée est régulée afin de réussir à chauffer les pièces du rez-de-chaussée à la température souhaitée (cf. I.2.3).

La température de consigne dans les pièces est contrôlée par une sonde située dans une des pièces chauffée. Lorsque cette température est atteinte, les besoins sont nuls et la PACg se coupe. Afin de pouvoir générer une sollicitation thermique en continu et contrôlée, des climatiseurs régulent la température dans les pièces chauffées par le plancher. Par conséquent, une température élevée (e.g. 30°C) est imposée à la pièce par le plancher et une température plus faible (e.g. 18°C) est imposée par les climatiseurs. L'objectif de cette démarche est de s'assurer que la quantité d'énergie nécessaire pour chauffer le bâtiment est constante dans la période souhaitée.

En effet, contrairement à l'hypothèse utilisée dans de nombreux modèles, la température d'entrée dans les géostructures thermiques et qui vient donc de la PACg ne peut pas être contrôlée. Sa valeur dépend des besoins énergétiques et de la température du fluide caloporteur qui retourne à la PACg. Par conséquent, pendant une période de chauffage, l'énergie est extraite du milieu et la température du fluide caloporteur diminue progressivement.

La sollicitation thermique est ensuite répartie entre les différentes géostructures thermiques. Il est important de noter que les performances de la PACg ne sont pas suivies car il ne s'agit pas de l'objet d'étude de ce travail de recherche. Son rôle est uniquement de faire circuler le fluide caloporteur dans les géostructures thermiques et de transférer l'énergie échangée avec le milieu au plancher chauffant.

III.1.2. *Systèmes de géostructures thermiques en place*

III.1.2.1. *Géométrie et positionnement des ouvrages*

Afin de pouvoir simuler plusieurs scénarios, deux types de géostructures thermiques sont installées dans la fosse (Figure III - 4) :

- trois cuves représentant des parois moulées thermoactives ;

- un champ de neuf pieux énergétiques.

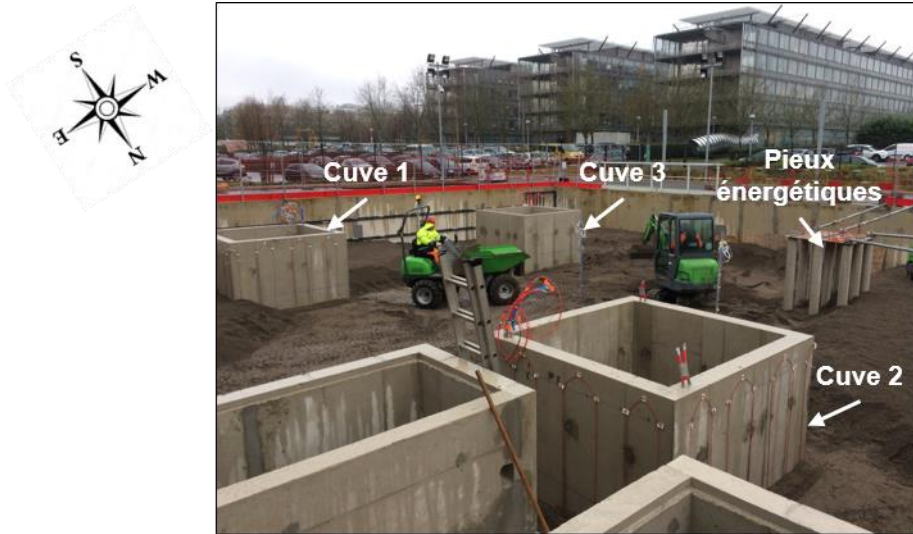


Figure III - 4 : Géostructures thermiques dans Sense City

Les dimensions de ces ouvrages sont répertoriées dans le tableau suivant (Tableau III - 1) :

Tableau III - 1 : Dimensions des géostructures thermiques dans Sense City

Types de géostructures thermiques	Parois moulées thermoactives	Pieux énergétiques
Longueur [m]	2,5	-
Largeur [m]	2,5	-
Profondeur [m]	2,0	2,0
Epaisseur [m]	0,2	-
Diamètre [m]	-	0,2
Espacement [m]	-	0,6
Linéaire de tubes échangeurs de chaleur [m]	62,4	4,1

Le niveau de base est constitué du sommet de la couche drainante, soit à 30 cm du fond de la fosse. Par conséquent, le sommet des géostructures thermiques en place se situe à environ 30 cm sous la chaussée.

La géométrie des cuves correspond aux fiches des parois moulées grâce à la présence de sol de part et d'autre des parois. Il s'agit donc d'une représentation en coupe horizontale d'un ouvrage réel car la partie excavation est manquante. De plus, la dimension des ouvrages correspond approximativement à une modélisation à l'échelle 1:10.

Leur position sur le site est définie de telle sorte qu'ils puissent entrer en interaction à cause de l'écoulement et de la génération d'un panache thermique (Figure III - 5).

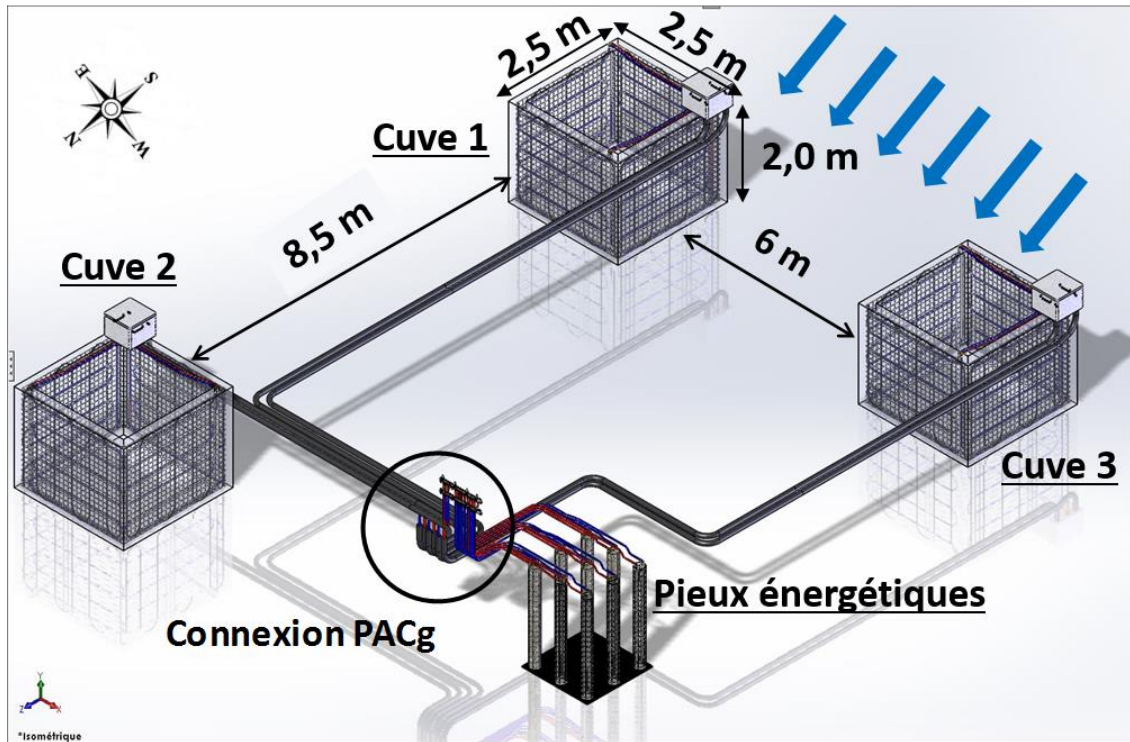


Figure III - 5 : Configuration des géostructures thermiques dans Sense City (D'après Merliot, 2016)

De plus, la cuve 2 est située sous le bâtiment R+1 à l'emplacement du plancher chauffant. Par conséquent, les risques d'interaction thermiques sont élevés.

III.1.2.2. Tubes échangeurs de chaleur et fluide caloporteur

Le fluide caloporteur en provenance de la PACg est glycolé à hauteur de 20%. Il circule dans des tubes en PEHD de diamètre extérieur égal à 25 mm et d'une épaisseur de 2,3 mm. Par conséquent, le diamètre intérieur est de 20,4 mm. Ces informations sont synthétisées dans le tableau suivant (Tableau III - 2) :

Tableau III - 2 : Caractéristiques des tubes échangeurs de chaleur et du fluide caloporteur

Tube échangeur de chaleur		Fluide caloporteur	
Composition	PEHD	Composition	Eau glycolée à 20%
Diamètre extérieur [mm]	25,0	Débit [l/min]	13,6
Diamètre intérieur [mm]	20,4	Conductivité thermique ² [W/m.K]	0,65
Epaisseur [mm]	2,3	Chaleur spécifique ² [J/m ³ .K]	3,67.10 ⁶
Conductivité thermique ¹ [W/m.K]	0,50		

1 : valeur estimée à partir de la fiche constructeur ; 2 : valeur estimée à partir de la teneur en glycol

Le débit correspond au débit imposé par la PACg au fluide caloporteur. Comme les différents circuits sont en parallèle, cette valeur est divisée par le nombre de cuves actives simultanément. Les tubes échangeurs sont fixés aux cages d'armatures qui sont situées au centre des parois côté extradados. De plus, les boucles qui composent le réseau sont horizontales et chaque paroi a un réseau indépendant. L'espacement vertical entre chaque tube est de 35 cm. La figure suivante (Figure III - 6) permet d'apprécier la disposition des tubes échangeurs de chaleur dans chacune des cuves mais également les différentes étapes de construction des ouvrages :

- fixation des tubes échangeurs de chaleur sur les cages d'armature (e.g. cuve 3) ;
- soudure des armatures et coffrage (e.g. cuve 2 et pieux) ;
- coulage et vibration du béton ;
- décoffrage après 48h (e.g. cuve 1).

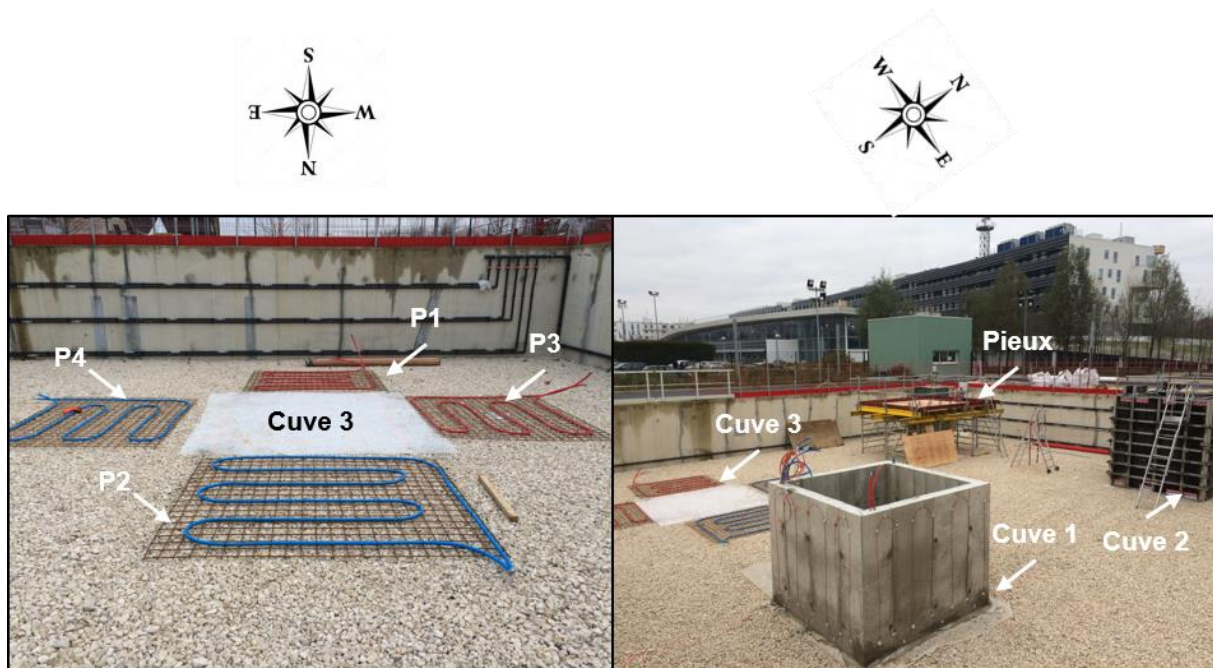


Figure III - 6 : Les différentes étapes de construction des cuves géothermiques

Contrairement aux dimensions des ouvrages, les éléments qui composent le réseau géothermique sont à l'échelle 1:1. Il n'y a donc pas d'effet d'échelle concernant la circulation du fluide caloporteur dans les structures.

De plus, les tubes de connexion qui relient les cuves et les pieux à la PACg sont isolés thermiquement à l'aide d'une mousse de PER de 2,9 cm d'épaisseur dont la conductivité thermique est de 0,245 W/m.K. L'objectif ici est de limiter au maximum les transferts thermiques entre le fluide et le terrain en dehors des géostructures thermiques.

III.1.2.3. Conditions aux limites et hypothèses expérimentales

Comme tout modèle, Sense City est régi par un certain nombre de conditions aux limites et des hypothèses expérimentales doivent être considérées.

La première condition aux limites imposée est la mise en eau puis la génération d'un écoulement à l'aide d'un circuit de pompage et de réinjection. Ainsi, le milieu ne peut pas être entièrement

saturé sur toute la hauteur des ouvrages (cf. III.1.1.2). De plus, il n'y a aucun moyen de forcer la saturation complète de la porosité (cf. III.2.3). De même, l'écoulement est produit par un réseau de tubes fendus qui forcent la masse d'eau à se mouvoir sans la présence d'un gradient hydraulique. Il n'y a aucun moyen de s'assurer de l'homogénéité du déplacement de la nappe dans le milieu.

La deuxième condition aux limites fondamentale rencontrée est la température de l'air dans la chambre climatique qui est imposée à la surface. La tranche de terrain étudiée correspond à la zone la plus influencée par les variations de température de l'air extérieur (cf. I.2.1). Par conséquent, les interactions avec la surface sont potentiellement très fortes. Comme l'expérience géothermie a été considérée tardivement dans le processus de conception, aucune couche d'isolant n'est placée en surface afin de réduire ces interactions.

Ces deux conditions aux limites obligent à poser un certain nombre d'hypothèses afin de pouvoir traiter les données du modèle :

- chaque formation géologique est homogène et isotrope ;
- le compactage du terrain a été réalisé suivant les règles de l'art à l'optimum proctor ;
- l'écoulement est en régime permanent et est homogène dans le terrain ;
- le béton est considéré imperméable ;
- les interactions thermiques avec la surface sont limitées par la durée des expérimentations et la température de l'air dans la chambre climatique est constante.

Les résultats des essais de caractérisation et des expériences *in situ* montrent que ces hypothèses sont partiellement erronées du fait de la complexité du modèle réduit.

III.2. Essais de caractérisation et instrumentation

Une fois la géométrie et les différents ouvrages décrits, il est nécessaire de caractériser précisément le milieu expérimental (cf. III.2.1). Comme l'objet de ce mémoire est porté sur les échanges thermiques de parois moulées géothermiques soumises à un écoulement, il est nécessaire de connaître les propriétés thermo-hydrauliques du système.

Pour cela, des essais en laboratoire (cf. III.2.2) et *in situ* (cf. III.2.3) ont été réalisés afin de déterminer, notamment, la composition minéralogique, la porosité, la perméabilité et la conductivité thermique du terrain. Ces essais de caractérisation sont ensuite complétés par la mise en place d'une série de capteurs (cf. III.2.4).

A noter que dans le programme expérimental et pour la suite de ce mémoire, les pieux énergétiques dans Sense City ne sont pas étudiés.

III.2.1. Modèle géologique

La description du modèle géologique est la première étape de la caractérisation du milieu. La fosse de Sense City est ainsi remplie de trois couches aux propriétés et à la nature très différentes. De la surface au fond de la fosse, les formations sont les suivantes (Figure III – 7) :

- une couche de terre végétale sur 50 cm ;
- un sol reconstitué substituant un sable sur 1,80 m ;
- une couche drainante sur 30 cm.

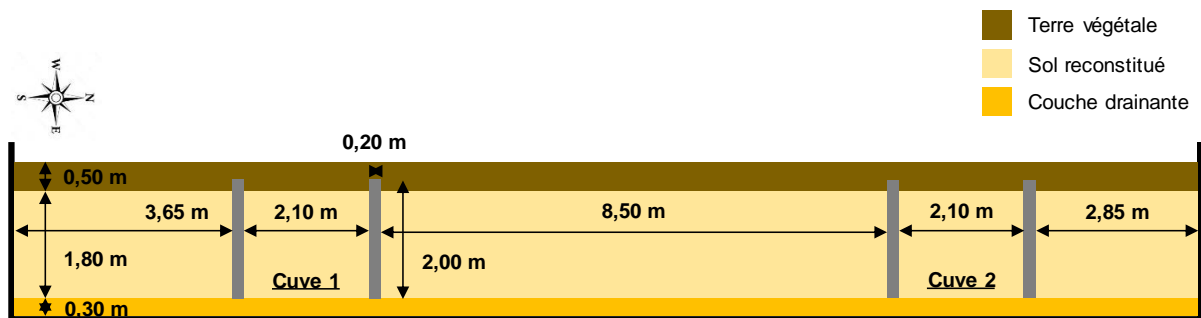


Figure III – 7 : modèle géologique de la fosse de Sense City

Cette coupe marque la modélisation physique des fiches des parois moulées. De plus, chaque couche a une fonction particulière.

Premièrement, la terre végétale est nécessaire à la prise de la pelouse en surface et est utilisée lors d'expériences qui ne sont pas en lien avec ce travail de recherche. Ses mauvaises propriétés thermiques (cf. III.2.2) permettent néanmoins d'isoler les couches inférieures des variations extérieures (cf. II.3.6). Le sommet des géostructures thermiques en place se situe dans cette formation. De plus, la présence de la chaussée, des trottoirs et de la végétation modifie les propriétés thermiques de la couche de surface.

Deuxièmement, le sol reconstitué correspond à la formation géologique représentative du milieu naturel. Il s'agit donc de la couche de test. Son critère de sélection est sa courbe granulométrique. L'objectif étant d'obtenir un sol de même granulométrie qu'un sable afin

d'obtenir une perméabilité élevée permettant le développement d'un écoulement. Sa composition détaillée est précisée dans la section suivante (cf. III.2.2). Néanmoins, il s'agit d'un concassé de carrière avec des matériaux d'origine anthropique.

Troisièmement, la couche drainante est composée de gravillons 20/40 dont le seul objectif est de permettre la vidange rapide du système. Cependant, sa différence de composition minéralogique avec la couche sus-jacente génère une hétérogénéité verticale de conductivité thermique. Par conséquent, il y a potentiellement une interaction entre la couche drainante et le sol reconstitué. Cette problématique est difficilement quantifiable dans le modèle physique.

Théoriquement, ces trois formations, de même que le béton utilisé, doivent être caractérisés afin de connaître les paramètres thermo-hydrauliques de tous les matériaux du modèle. Cependant, pour des raisons de travaux, seul le sol reconstitué a été échantillonné et testé en laboratoire. Par conséquent, les propriétés thermo-hydrauliques des autres formations sont estimées pour la phase de modélisation numérique des essais (cf. III.4).

III.2.2. Essais en laboratoire

Comme évoqué précédemment, seule la couche de sol reconstitué a pu être prélevée et analysée en laboratoire. Trois types d'essais ont principalement été menés :

- essais de caractérisation géologique :
 - granulométrie ;
 - porosité et densité ;
 - composition minéralogique ;
- essais de caractérisation thermique :
 - conductivité thermique à l'aiguille chauffante ;
 - capacité thermique volumique à la double aiguille chauffante ;
- essais de caractérisation hydraulique :
 - essais de perméabilité ;
 - corrélations entre la granulométrie et la perméabilité.

L'objectif de cette batterie d'essais est de déterminer les propriétés thermo-hydrauliques de la couche test afin de pouvoir analyser les résultats obtenus grâce à l'instrumentation. Comme le matériau utilisé n'est pas un matériau de référence, les résultats sont comparés aux valeurs typiques des grandes typologies de sols (*e.g.* argile, sablo, limon, etc.).

Il convient de noter que le choix initial du matériau a uniquement été basé sur sa courbe granulométrique. L'objectif était d'obtenir un sol perméable. En effet, à l'aide de relations analytiques, il est possible sous certaines conditions de corrélérer la répartition granulométrique et la perméabilité (cf. I.1.3.3).

III.2.2.1. Caractérisation géologique

Dans un premier temps, la caractérisation géologique est basée sur l'analyse granulométrique du matériau constituant la couche intermédiaire. Deux essais ont été menés afin de comparer la

répartition granulométrique réelle de celle fournie par le carrier qui a servie de référence pour le calcul de la perméabilité (Figure III - 8).

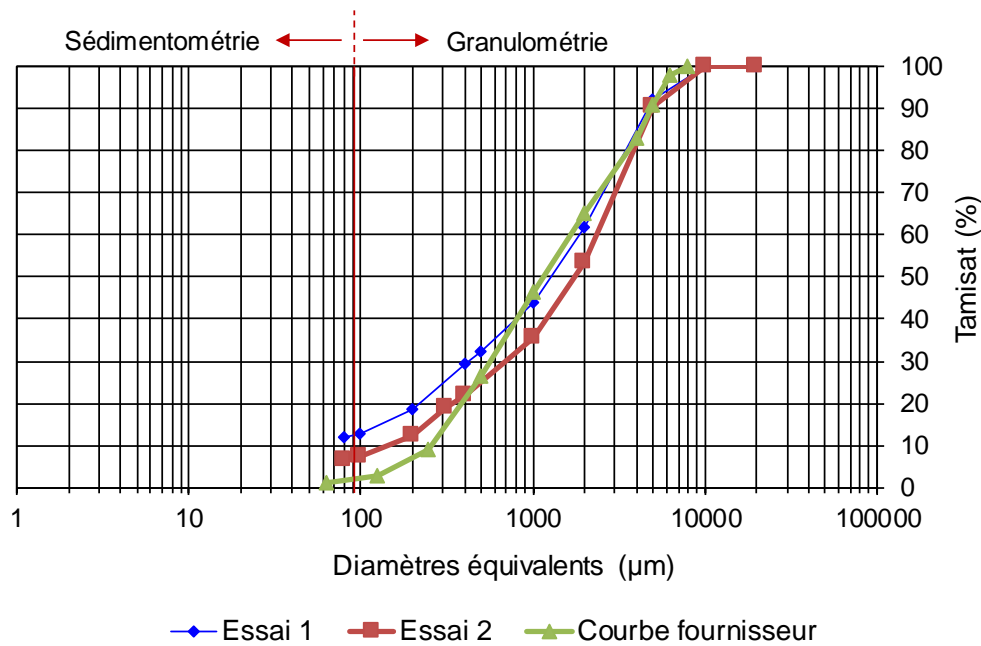


Figure III - 8 : Courbes granulométriques du sol reconstitué de Sense City

Tout d'abord, la courbe fournisseur présente une teneur en fines très faible, *i.e.* de grains dont le diamètre est inférieur à 80 μm . De même, les grains les plus grossiers sont de l'ordre du centimètre. De plus, la répartition des grains est relativement serrée car le coefficient de Hazen est proche de 2 (Tableau III - 3). En théorie, la corrélation de Hazen n'est pas utilisable car le coefficient de Hazen est supérieur à 2. De même pour la corrélation de Kozeny – Fair et Hatch car la répartition des grains n'est pas assez homogène. Par conséquent, les valeurs obtenues à l'aide de cette dernière relation sont irréalistes. Cependant, ce sont les seuls éléments disponibles à ce moment de l'étude. L'erreur théorique sur la relation de Hazen est d'un facteur 10. Ainsi, la perméabilité estimée du matériau est de l'ordre de 1.10^{-4} m/s. A noter que ce résultat est entaché d'une erreur qu'il conviendra de réduire à l'aide d'essais supplémentaires (cf. III.2.2.3 et III.2.3.2).

Ensuite, ce résultat est comparé aux deux essais de contrôle réalisés au laboratoire. Les résultats de ces essais sont entachés des mêmes erreurs que la courbe fournisseur. C'est-à-dire que les corrélations ne sont théoriquement pas utilisables avec ce matériau. Cependant, la vraie problématique repose sur la quantité de particules fines beaucoup plus importante que la courbe fournisseur. Par conséquent, les valeurs de perméabilité diminuent. Cela signifie que le front thermique sera plus lent que prévu lors des expérimentations. De plus, le risque de vides non connectés est augmenté. Ce risque implique qu'une portion de la porosité pourrait ne pas se saturer correctement lors du remplissage de la fosse.

Enfin, il est décidé de conserver la valeur de 1.10^{-4} m/s en référence jusqu'à ce que des essais de perméabilité en laboratoire et *in situ* soient réalisés. Ce résultat est typique des sables mélangés à des argiles et limons (cf. I.1.3.3).

Tableau III - 3 : Calcul de la perméabilité à partir de la granulométrie

Courbes	Fournisseur	Essai 1	Essai 2
Coefficient de Hazen [-]	6,5	23,8	15,3
Perméabilité selon Hazen [m/s]	$6,8 \cdot 10^{-4}$	$6,4 \cdot 10^{-5}$	$2,3 \cdot 10^{-4}$
Perméabilité selon Kozeny – Fair et Hatch ($\alpha = 0,25$) [m/s]	$1,8 \cdot 10^{-2}$	$7,7 \cdot 10^{-3}$	$1,4 \cdot 10^{-2}$
Perméabilité selon Kozeny – Fair et Hatch ($\alpha = 2,8$) [m/s]	$2,0 \cdot 10^{-1}$	$8,6 \cdot 10^{-2}$	$1,5 \cdot 10^{-1}$

Dans un deuxième temps, après avoir déterminé la répartition granulométrique du matériau afin d'estimer sa perméabilité, la nature des grains est analysée à l'aide d'un diffractomètre à rayon X. Comme le matériau est un sol reconstitué avec des matériaux d'origine anthropique, cet essai va permettre de quantifier la part de minéraux naturels type quartz dont la conductivité thermique est bonne ou argile mais également la proportion d'autres matériaux. Cet essai est couplé à une analyse thermique afin de valider les résultats précédents. L'objectif est d'estimer la conductivité thermique à partir de la composition minéralogique du matériau (cf. I.3.2).

Les résultats sont les suivants (Tableau III - 4) :

Tableau III - 4 : Composition minéralogique et conductivité thermique des minéraux associée

Phase minéralogique	Teneur [%]	Conductivité thermique [W/m.K]
Quartz	46,6	7,70
Calcite	33,6	3,59
Albite	6,6	2,20
Muscovite	6,4	2,32
Gypse	2,4	0,51
Chlorite	1,7	-
Dolomite	1,3	-
Kaolinite	0,8	1,5
Amphibole - Riedbekite	0,4	-
Microcline	0,1	-
Hématite	0,1	-

Les minéraux dont la conductivité thermique est connue représentent 96,4% des phases minérales du matériau. Le quartz et la calcite représentent les phases minérales les plus cristallisées. La conductivité thermique de ces minéraux est élevée. Par conséquent, la phase

minérale possède une conductivité thermique moyenne élevée de l'ordre de 5,3 W/m.K. Afin d'estimer la conductivité thermique du matériau, il est nécessaire de poser une hypothèse sur sa porosité et sa saturation. S'agissant d'une formation sableuse sous nappe, la porosité est estimée à 0,4 et la saturation est considérée de 100%. Par conséquent, d'après les relations analytiques développées dans le chapitre I, la conductivité estimée du matériau en place est de 2,2 W/m.K. Cette valeur doit être validée par d'autres essais spécifiques (cf. III.2.2.2).

En conclusion, la caractérisation géologique du matériau en place dans Sense City permet d'estimer qu'il s'agit d'un sable très fin avec de l'argile et des limons dont la perméabilité est de l'ordre de 1.10^{-4} m/s et la conductivité thermique de 2,2 W/m.K. Il s'agit de valeurs favorables à l'utilisation de géostructures thermiques et à l'expérimentation prévue initialement. Néanmoins, ces valeurs sont entachées d'une erreur non négligeable. C'est pourquoi des essais spécifiques complémentaires sont analysés dans les paragraphes suivants.

III.2.2.2. Caractérisation thermique

Afin de déterminer les paramètres thermiques du matériau en place dans Sense City, des essais à l'aiguille thermique simple et double sont réalisés (cf. I.3.1.1). Dans un souci d'amélioration des connaissances sur ce matériau, les essais sont réalisés à différents teneurs en eau et à différents niveaux de compactage. En effet, l'étude bibliographique a montré la grande dépendance de la conductivité thermique à ces deux paramètres (cf. I.3.3).

Les essais sont réalisés à quinze teneurs en eau différentes et dans des éprouvettes reconstituées dans un moule CBR à trois niveaux de compactage :

- matériau lâche ;
- matériau moyennement compacte (*i.e.* 30% de l'énergie de l'essai Proctor modifié) ;
- matériau dense (*i.e.* 100% de l'énergie de l'essai Proctor modifié).

Les éprouvettes ont un diamètre de 15,1 cm pour une hauteur de 16 cm, soit un élancement vertical de l'ordre de 1. Ce diamètre élevé permet de multiplier les points de prise d'essai afin de tester l'échantillon de manière exhaustive (Figure III - 9). De plus, les limites du moule sont à une distance supérieure à trois fois la longueur de l'aiguille simple. Cela signifie que les effets de bord sont réduits.

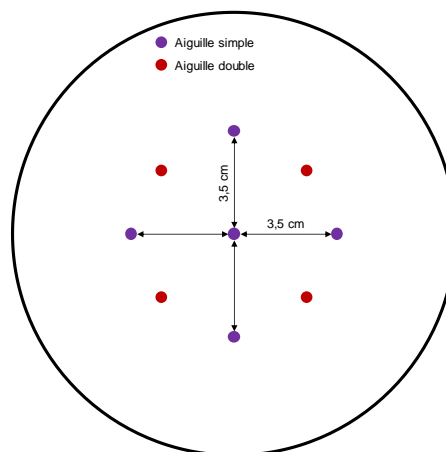


Figure III - 9 : Disposition des essais à l'aiguille simple et à l'aiguille double pour la détermination des paramètres thermiques

Pour chaque éprouvette, au moins cinq essais sont réalisés à l'aiguille simple et quatre à l'aiguille double. De plus, pour chaque éprouvette, la densité est calculée et la teneur en eau est mesurée (ANNEXE A). En théorie, plus le matériau est compacté, plus sa porosité est faible donc plus sa saturation est élevée pour une même teneur en eau. Comme la densité, la teneur en eau et la porosité sont mesurées, les résultats obtenus à l'aide de l'aiguille thermique simple sont comparés aux résultats des relations analytiques développées par Kersten pour les sables et les argiles (cf. I.3.2.1). Les résultats de l'aiguille double sont écartés car ils sont entachés d'une erreur de mesure plus importante et qu'il ne s'agit pas du matériel le plus adapté pour la mesure de la conductivité thermique. De plus, l'estimation de la conductivité thermique à partir de la minéralogie est ajoutée à cette comparaison. Les valeurs sont synthétisées dans le graphique suivant (Figure III - 10) :

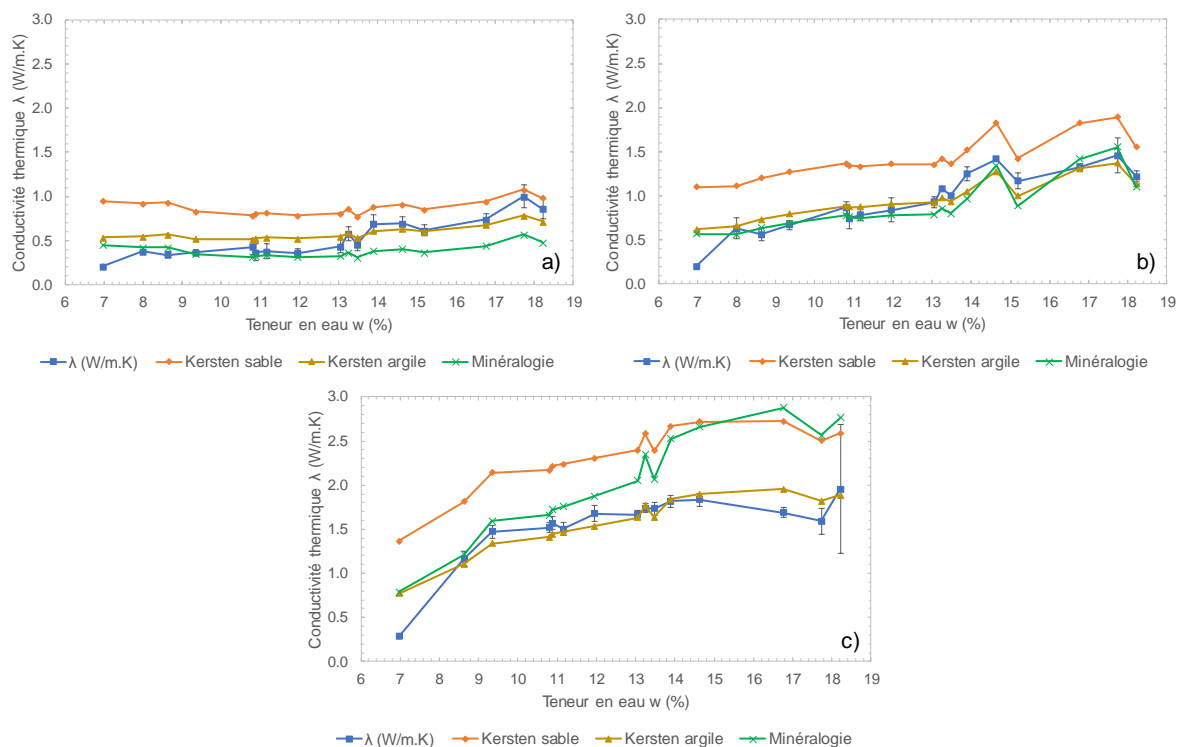


Figure III - 10 : Détermination de la conductivité thermique à l'aiguille simple et comparaison des résultats à différentes approches empiriques à trois niveaux de compaction : a) lâche, b) moyennement compacté et c) compacté à l'optimum Proctor

Premièrement, le choix de cette représentation en niveau de compaction et non en densité est motivé par la méthode de mise en place du matériau sur site. En effet, lors de la phase de construction, le sol reconstitué est déposé à l'aide d'une pelle mécanique puis compacté au rouleau. Il n'y a donc pas d'objectif de densité à atteindre mais plutôt d'une énergie développée pour effectuer le compactage souhaité.

Deuxièmement, les résultats montrent une amélioration de la conductivité thermique avec le compactage (*i.e.* la densité) et la teneur en eau. Lorsque le matériau est lâche, la conductivité thermique est faible même avec des teneurs en eau élevées. De plus, l'écart-type constaté pour chaque point de mesure est important. Avec l'augmentation du compactage, cette erreur d'estimation diminue et les valeurs restent relativement faibles. Néanmoins, l'amélioration de

la conductivité thermique est notable par rapport à l'état lâche. Concernant le compactage à l'optimum Proctor, la courbe présente une augmentation de la conductivité thermique jusqu'à une teneur en eau de l'ordre de 14%. Ensuite, la conductivité diminue. Il convient de noter que les dernières valeurs sont entachées d'une erreur importante car la saturation dépasse 100% pour ces teneurs en eau. Le dernier point n'est donc pas fiable. La valeur au pic correspond à la densité maximale du matériau, *i.e.* à la valeur de l'optimum Proctor. Cependant, pour des matériaux purement sableux, l'optimum Proctor est plutôt atteint pour des valeurs de teneur en eau de l'ordre de 7-8%. Ce résultat appuie donc la thèse d'une quantité non négligeable de particules fines dans le milieu. De plus, cela signifie que la mise en place du matériau a une influence majeure dans la valeur de la conductivité thermique finale. Or, le suivi de chantier a permis de détecter des défauts majeurs dans le compactage de la formation. D'une part, le compactage a été réalisé de manière très hétérogène. D'autre part, la teneur en eau du matériau lors de sa mise en place était très variable à cause d'épisodes pluvieux ou secs (mise en place en hiver).

Par conséquent, la conductivité thermique réelle du milieu est difficile à estimer mais se situe probablement vers 1,8 W/m.K. En effet, malgré le compactage hétérogène, le matériau est plus proche de son état à l'optimum Proctor que d'un état lâche ou moyennement compacté.

Troisièmement, la comparaison de ces résultats avec l'approche empirique de Kersten et l'approche minéralogique permet de classer ce matériau dans la catégorie des argiles d'un point de vue thermique. En effet, la courbe formée par les résultats des essais est très proche et se superpose parfois avec la courbe théorique des argiles de Kersten. Ainsi, malgré la teneur en quartz élevée, le matériau ne montre pas de très bonnes propriétés thermiques. Cela peut être dû au processus de fabrication de ce matériau dont les différents éléments proviennent du broyage et du concassage d'autres matériaux d'origine anthropique. Par conséquent, les grains de quartz ont pu être réduits à une taille qui les rend moins performants du point de vue de la conductivité thermique. De même, plus le compactage est faible, plus l'approche minéralogique sous-estime la valeur de la conductivité thermique.

Concernant la valeur de la chaleur spécifique et de la diffusivité thermique, les valeurs sont mesurées à partir de l'essai à l'aiguille double (Figure III - 11).

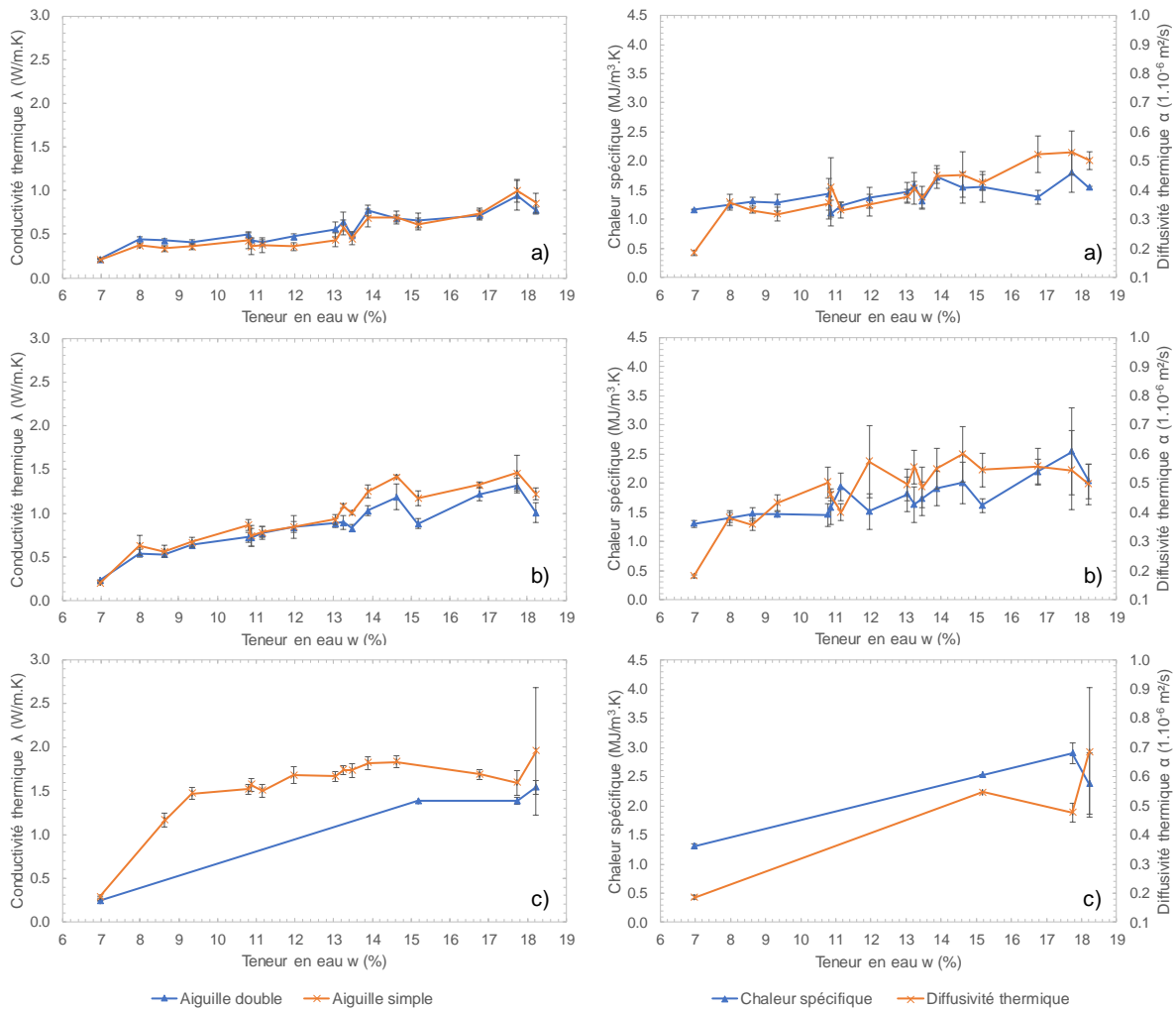


Figure III - 11 : Détermination de la conductivité thermique, de la chaleur spécifique et de la diffusivité thermique à l'aide d'un test à l'aiguille double à trois niveaux de compaction : a) lâche, b) moyennement compacté et c) compacté à l'optimum Proctor

Dans un premier temps, il convient de noter que la compaction à l'optimum Proctor a rendu le sol trop dense pour pouvoir enfoncer la double aiguille sans la casser. C'est pourquoi seuls quelques points forment la courbe.

Dans un deuxième temps, les valeurs de conductivité thermique à l'aiguille double sont comparées aux résultats à l'aiguille simple. Cette comparaison fait ressortir l'erreur liée à l'utilisation de la double aiguille qui sous-estime la valeur de conductivité thermique. En effet, comme l'aiguille double est plus courte que l'aiguille simple, elle est fortement dépendante de l'état de surface en tête d'éprouvette. Effectivement, lors de la compaction, la partie supérieure de l'éprouvette est généralement de moins bonne qualité que le reste de l'échantillon. Cela a pour conséquence de générer de mauvais contacts entre les grains et l'aiguille, ce qui diminue la conductivité thermique mesurée.

Dans un troisième temps, la chaleur spécifique et la diffusivité thermique évoluent moins que la conductivité thermique avec l'augmentation de la teneur en eau et de la densité. Excepté lorsque le matériau dépasse une saturation de 100%. Dans ce cas de figure, les mesures ne fournissent plus seulement des informations sur le matériau mais également sur l'eau utilisée

pour saturer l'échantillon. Ces valeurs ne sont donc pas interprétables en l'état pour les teneurs en eau élevées des échantillons compactés à l'optimum Proctor.

Tous ces essais à l'aiguille thermique simple et double, de même que les relations empiriques permettent de fournir une valeur de conductivité thermique approchée du matériau en place dans Sense City. Ainsi, la conductivité thermique considérée pour la suite de ce mémoire est fixée à 1,8 W/m.K. Concernant, la chaleur spécifique, sa valeur est prise égale à 2,2 MJ/m³.K. De même, la valeur de la diffusivité thermique est égale à 0,8.10⁻⁶ m²/s. Ces résultats sont en cohérence avec les différents éléments développés lors de l'étude bibliographique (cf. I.3).

III.2.2.3. Caractérisation hydraulique

En plus de la caractérisation thermique, les essais en laboratoire permettent de définir la perméabilité du sol reconstitué en place dans Sense city. Cette étude complète l'estimation réalisée à partir de l'analyse granulométrique réalisée précédemment (cf. III.2.2.1). Les essais de perméabilité sont réalisés sur différentes éprouvettes saturées à compaction identique. Au total, la perméabilité est estimée après vingt tests (Tableau III - 5).

Tableau III - 5 : Mesure de la perméabilité en laboratoire

	Perméabilité k [m/s]
Nombre d'essais	20
Minimum	9,86.10 ⁻⁵
Maximum	1,52.10 ⁻⁴
Moyenne	1,30.10 ⁻⁴
Médiane	1,33.10 ⁻⁴
Ecart-type	1,24.10 ⁻⁵

Les éprouvettes testées ont un diamètre et une hauteur de 10 cm, soit un élancement vertical de 1. Cela permet de pouvoir les compacter sans difficulté avec la même énergie qu'un essai Proctor tout en conservant un volume élémentaire représentatif du matériau. En effet, les grains les plus grossiers ont leur dimension la plus grande de l'ordre du centimètre. Pour cela, avant compaction, le sol est porté à une teneur en eau de 10%. De même, avant le début de chaque essai, la saturation est assurée par la circulation d'eau jusqu'à ce que le régime permanent de l'écoulement soit atteint.

Globalement, l'écart-type entre les différentes valeurs est faible. De même, la moyenne et la médiane sont très proches. Par conséquent, il est possible de définir une valeur de perméabilité fiable basée sur ces essais en laboratoire.

En conclusion, après l'analyse des résultats des essais de perméabilité en laboratoire effectuée sur des éprouvettes de sol reconstitué compacté à l'optimum Proctor, la perméabilité estimée du matériau saturé est de 1,3.10⁻⁴ m/s. Cette valeur est 30% plus élevée que celle considérée d'après la répartition granulométrique. Cependant, l'erreur d'estimation des relations empiriques est de l'ordre d'un facteur dix. Par conséquent, cette nouvelle valeur se situe dans

la gamme déterminée précédemment et est plus précise. Néanmoins, cela ne signifie pas qu'il s'agisse de la valeur réelle de la perméabilité du matériau en place car ce dernier a subi une compaction très hétérogène. Pour valider cette valeur, des essais *in situ* doivent être effectués (cf. III.2.3.2).

III.2.2.4. Synthèse

Les essais en laboratoire permettent de caractériser un matériau à l'aide d'éprouvettes reconstituées. Les conditions sur site sont appliquées à l'échantillon afin de le tester. Concernant le matériau mis en place dans Sense City, il s'agit d'un sable avec une composante d'argiles et limons du point de vue de sa répartition granulométrique. Cette dernière permet d'estimer la perméabilité du matériau grâce à des relations empiriques. En première approche, celle-ci est de l'ordre de 1.10^{-4} m/s. De plus, une analyse de diffraction aux rayons X ainsi qu'une analyse thermique complète la caractérisation géologique du matériau en fournissant sa composition minéralogique. Finalement, les minéraux majoritaires sont le quartz et la calcite. Les minéraux argileux sont très peu présents. Théoriquement, cela signifie que la conductivité thermique de ce matériau est élevée. Néanmoins, les valeurs obtenues sont entachées d'une erreur non négligeable qu'il convient de réduire en réalisant des essais dédiés.

Concernant la conductivité thermique, des essais à l'aiguille thermique simple et double fournissent les courbes d'évolution de ce paramètre en fonction de la teneur en eau pour trois niveaux de compaction. Globalement, l'augmentation de la densité et de la teneur en eau améliore la conductivité thermique. Ces résultats sont en accord avec la bibliographie. La valeur considérée représentative du matériau en place dans les conditions *in situ* est de 1,8 W/m.K. Il s'agit d'un résultat typique d'un matériau argileux malgré la forte teneur en quartz et en calcite. Cela signifie que les minéraux sont potentiellement détériorés pendant la phase de broyage et de concassage en carrière.

A propos de la perméabilité, les essais en laboratoire réalisés sur différentes éprouvettes compactées et saturées donnent une valeur de $1,3.10^{-4}$ m/s. L'écart-type constaté est faible, la valeur fixée est donc relativement fiable. Ces essais confirment l'ordre de grandeur de la perméabilité estimée à partir de l'analyse granulométrique, en la précisant.

En conclusion, le matériau en place a un comportement hydraulique assimilable à un sable fin à très fin mais plutôt celui d'une argile d'un point de vue thermique. Cela peut être lié à son origine anthropique. Les essais *in situ* et les résultats de l'instrumentation permettront de confirmer ou d'invalider ces estimations.

III.2.3. Essais *in situ*

Les essais *in situ* menés dans Sense City sont uniquement hydrauliques. Ils permettent d'estimer le taux de remplissage de la porosité des matériaux mais également la perméabilité effective du milieu. Pour cela, les phases de remplissage et de vidange de la fosse sont suivies à l'aide de sondes piézométriques et du compteur d'eau en entrée. En effet, la porosité minimale et maximale du matériau est connue grâce aux essais de compactage. Cela signifie qu'en connaissant la hauteur et la quantité d'eau dans le système, il est possible d'estimer son taux de

remplissage. De même, la vitesse de diminution du niveau d'eau dans les piézomètres pendant la vidange renseigne sur la perméabilité de la formation.

III.2.3.1. Remplissage de la fosse

Le remplissage de la fosse s'effectue à l'aide des tubes fendus de la face sud de la fosse (cf. III.1.1.2). Pendant cette phase, les tubes fendus de la face nord sont fermés. Dans le système, il n'est pas possible de générer un écoulement pendant le remplissage.

Le niveau d'eau dans la fosse est suivi en continu à l'aide de mini-diver et calibré ponctuellement à l'aide d'une sonde piézométrique. Pour cela, trois piézomètres ont été mis en place dans le sens de l'écoulement pendant la phase de construction (Figure III - 12). A terme, ils doivent servir au suivi du niveau de nappe au cours des expériences et, notamment, au calcul du gradient hydraulique entre l'amont et l'aval.

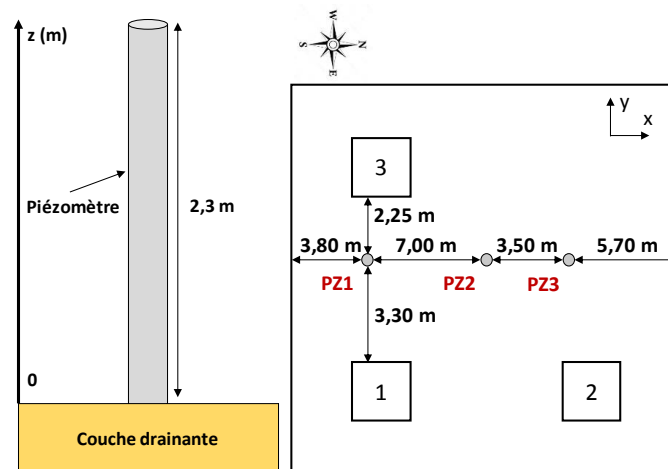


Figure III - 12 : Disposition des piézomètres dans Sense City

A ce suivi du niveau d'eau, vient s'ajouter le suivi du volume d'eau injecté dans la fosse. En effet, connaissant a priori la porosité, il est possible de connaître approximativement la quantité d'eau nécessaire pour saturer le milieu jusqu'à la hauteur voulue. Cette valeur est donnée par un compteur d'eau en entrée du système.

Pour cette estimation, la porosité du milieu est considérée égale à la porosité moyenne obtenue lors des essais de compactage à l'optimum Proctor, soit 0,32. Théoriquement, c'est dans ces conditions que le matériau a été mis en place dans la majorité du système. De plus, la hauteur d'eau dans la fosse est limitée à 2,10 m par rapport au fond, soit 1,80 m dans les piézomètres (cf. III.1.1.2). Par conséquent, le volume occupé par le sol reconstitué sur cette hauteur correspond à la surface totale, *i.e.* 400 m², multiplié par la hauteur d'eau, soit 720 m³. A ce volume, il faut soustraire le volume occupé par les différents réseaux et les regards imperméables, soit 60 m³. Le terrain à saturer occupe donc 660 m³. Pour saturer à 100% ce volume, il faut occuper toute la porosité. Cela nécessite un volume d'eau approximatif de 210 m³.

Or les différents essais de remplissage de la fosse montrent que le volume d'eau injecté pour obtenir une nappe hydrostatique à 1,80 m est d'environ 120 m³. Cela signifie que seulement 57% des vides sont saturés.

Les différentes données citées précédemment sont synthétisées dans le tableau suivant (Tableau III - 6) :

Tableau III - 6 : Essai de remplissage de la fosse de Sense City

Paramètre	Symbole	Unité	Valeur
Porosité	n	[-]	0,32
Hauteur d'eau	H _{nappe}	[m]	1,80
Surface de Sense City	S _{SC}	[m ²]	400
Volume initial de sol	V _{ini-SC}	[m ³]	720
Volume réseaux	V _{réseaux}	[m ³]	60
Volume final de sol	V _{fin-SC}	[m ³]	660
Volume des vides	V _{v-SC}	[m ³]	210
Volume d'eau injecté	V _{in-SC}	[m ³]	120
Taux de remplissage de la porosité	-	[%]	57

Afin d'améliorer la saturation, le remplissage est effectué par passe de 10 à 20 m³ puis l'écoulement est lancé afin de créer des modifications de pression dans le système et forcer le remplissage des vides. Ce processus est long et n'améliore pas significativement la saturation. Néanmoins, l'augmentation de la durée du remplissage n'est pas significative par rapport au procédé initial car le remplissage n'est effectué que d'un seul côté. Par conséquent, il est nécessaire de laisser du temps à l'eau de s'équilibrer sur toute la surface du modèle.

Une amélioration possible du système passe par un remplissage de la fosse par la base de la couche drainante. Cette dernière étant très perméable, le remplissage serait plus homogène sur toute la surface du système et la mise en pression de cette couche forcerait les bulles d'air à s'échapper vers la surface. En effet, il est aujourd'hui fort probable que les vides ne se saturent pas à cause du mode de remplissage qui piège potentiellement des bulles d'air. De plus, comme le compactage est hétérogène, il est possible que des chenaux de circulation préférentielle se soient créés dans les zones les moins compactées, donc plus perméables.

III.2.3.2. Vidange de la fosse

La deuxième partie des essais hydrauliques a lieu lors de la phase de vidange de la fosse. La vitesse de diminution de la nappe dans les piézomètres renseigne sur la perméabilité du milieu. En effet, cette expérience peut être assimilée à un essai de perméabilité à l'eau dans un forage en tube ouvert à charge variable (cf. I.1.3.3). Pour interpréter cet essai, il faut tracer la variation de la charge hydraulique en fonction du temps. L'équation qui régit cette variation est la suivante (Eq.91) :

$$\ln \left(\frac{h_0}{h(t)} \right) = \frac{k \times F \times (t - t_0)}{S_{PZ}} \quad (91)$$

où h_0 est la charge hydraulique au début de l'essai (m), $h(t)$ la charge hydraulique à l'instant t (m), k la perméabilité du terrain (m/s), F le facteur de forme du piézomètre (m), t le temps (s), t_0 le temps au début de l'essai (s) et S_{PZ} la surface correspondant au diamètre intérieur du piézomètre.

Les données mesurées pendant l'essai permettent de calculer le membre de gauche qui correspond à la variation de la charge hydraulique (Figure III - 13). Celui-ci est ensuite tracé en fonction du temps sur la partie de l'essai en régime permanent. La pente de la droite permet de calculer la perméabilité à partir de l'équation suivante (Eq.92) :

$$k = a \times \frac{S_{PZ}}{F} \quad (92)$$

où a est la pente de la droite ($m^{-1} \cdot s^{-1}$). Dans cet exemple, l'interprétation de l'essai donne une perméabilité de $2 \cdot 10^{-6}$ m/s. Cette perméabilité est très inférieure à celle obtenue à l'aide des essais en laboratoire (cf. III.2.2.3).

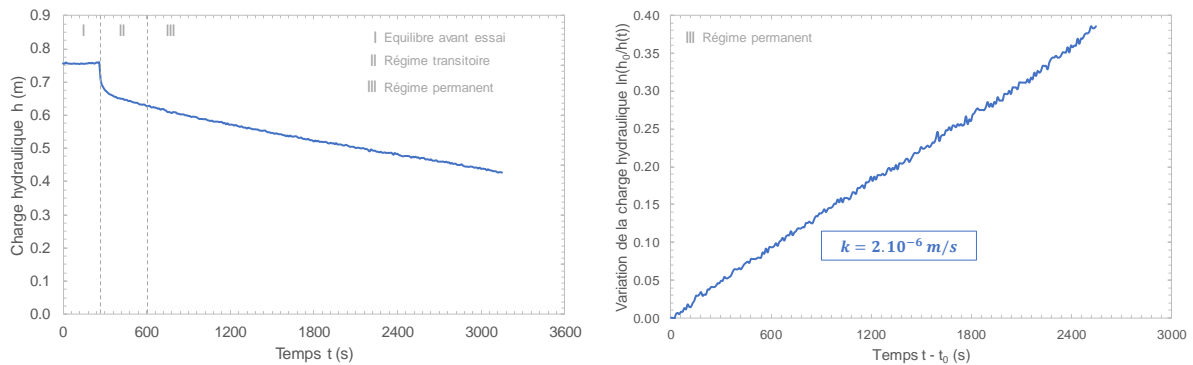


Figure III - 13 : Interprétation d'un essai de vidange dans Sense City

Pour expliquer cette variation, plusieurs hypothèses sont avancées :

- le piézomètre est partiellement colmaté et le niveau d'eau diminue donc plus lentement ;
- le milieu est partiellement saturé et la circulation dans les pores est donc difficile ;

La première hypothèse concernant le colmatage partiel du piézomètre n'est pas à négliger car il a été impossible de développer le piézomètre. Il s'agit en effet d'un simple tube en PVC percé. Le risque de colmatage par les particules fines est donc important. La deuxième hypothèse, quant à elle, est un fait avéré d'après les essais de remplissage de la fosse (cf. III.2.3.1). Néanmoins, il est impossible à ce stade de l'étude de quantifier l'influence de ce paramètre sur la vitesse d'écoulement en vidange.

Globalement, la différence entre les essais en laboratoire et *in situ* repose sur la différence des conditions initiales. En effet, en laboratoire le matériau est compacté de manière homogène à l'optimum Proctor et l'échantillon est complètement saturé, contrairement aux conditions *in situ* où la saturation est partielle et le compactage hétérogène. Néanmoins, ce dernier cas est le plus représentatif de l'expérience. Par conséquent, il est nécessaire de revoir l'estimation de la perméabilité à la baisse. Cette dernière est probablement comprise entre $1,0 \cdot 10^{-4}$ et $2,0 \cdot 10^{-6}$ m/s. Sachant que la vitesse d'écoulement est imposée par la pompe de circulation, si un gradient hydraulique se développe, il sera possible de déterminer a posteriori la perméabilité du milieu.

III.2.3.3. *Synthèse*

Les deux types d'essais hydrauliques *in situ* menés dans le cadre de la caractérisation de Sense City apportent des informations essentielles à la compréhension du système. D'une part, le remplissage de la fosse a mis en exergue la saturation partielle du milieu car le volume d'eau injecté correspond à environ 57% du volume des vides du terrain. Les différentes méthodes mises en œuvre pour tenter d'améliorer ce taux de remplissage ne sont pas concluantes. La solution la plus probante consisterait à revoir entièrement le système de remplissage, ce qui n'est pas possible en l'état. D'autre part, le suivi du niveau d'eau dans les piézomètres pendant la vidange de la fosse ont permis de déterminer la perméabilité du système en assimilant cet essai à un essai de perméabilité en forage ouvert. Le résultat de son interprétation est plus faible d'un facteur 100 par rapport à la perméabilité mesurée en laboratoire. Cette différence repose sur des conditions d'expérience différentes.

En conclusion, la mise en eau du système soulève de nombreux problèmes qu'il n'est pas possible de résoudre dans cette configuration. Il s'agit donc d'un cas intermédiaire entre les résultats de laboratoire et les résultats d'un ouvrage réel.

III.2.4. *Instrumentation*

Afin de suivre les variations de température en fonction du régime hydraulique dans le modèle, une instrumentation est mise en place dans les différents ouvrages thermoactifs, dans le terrain et au niveau du circuit de la Pompe à Chaleur. Les résultats obtenus par les capteurs doivent être suffisamment exhaustifs pour pouvoir représenter le champ de température dans l'intégralité du modèle à différentes échelles (*e.g.* fluide caloporteur et panache thermique).

Les capteurs installés sont de deux natures :

- capteur de température ponctuel PT100 ;
- capteur de température linéaire à l'aide de fibre optique continue.

Les capteurs ponctuels permettent de cibler des zones de mesure précise comme l'entrée et la sortie des tubes échangeurs de chaleur. Il s'agit également des valeurs de référence. La fibre optique, quant à elle, donne une information plus globale sur le champ de température puisqu'elle est déployée sur de grandes surfaces. Cependant, les résultats sont beaucoup plus sensibles aux variations et l'interprétation est complexe.

Pour compléter ces capteurs de température, la pompe de circulation de la nappe est équipée d'un débitmètre à flotteur afin de mesurer le débit d'injection et de pompage des tubes fendus (cf. III.1.1.2).

III.2.4.1. *PT100*

Les capteurs PT100 mesurent la variation de résistance électrique en fonction de la température. Pour les capteurs utilisés, cette variation est linéaire sur une gamme de température de -40°C à $+250^{\circ}\text{C}$. A 0°C , la résistance électrique est de $100\ \Omega$. Cette valeur permet de calibrer tous les capteurs. De plus, afin d'assurer une bonne précision de mesure, les PT100 sont de classe A et le montage est réalisé avec quatre fils (Eq.93). De même, tous les câbles sont étanches et protégés afin de pouvoir être installés dans des matériaux granulaires ou un fluide.

$$T = T_{mesurée} \pm (0,15 + 0,002 \times T_{mesurée}) \quad (\text{Eq.93})$$

où T est la température au point de mesure ($^{\circ}\text{C}$) et $T_{mesurée}$ la température affichée par le capteur ($^{\circ}\text{C}$). Cette relation permet de calculer l'erreur absolue sur chaque mesure.

Dans la configuration de Sense City, les PT100 sont installées dans des zones stratégiques (Figure III - 14) :

- entrée/sortie des tubes échangeurs de chaleur :
 - cuve 1 ;
 - cuve 2 ;
 - cuve 3 ;
 - circuit général ;
- profils de température verticaux :
 - piézomètre 1 ;
 - piézomètre 2 ;
 - piézomètre 3 ;
- profils de température transversaux :
 - paroi 1 – cuve 1 ;
 - paroi 3 – cuve 1.

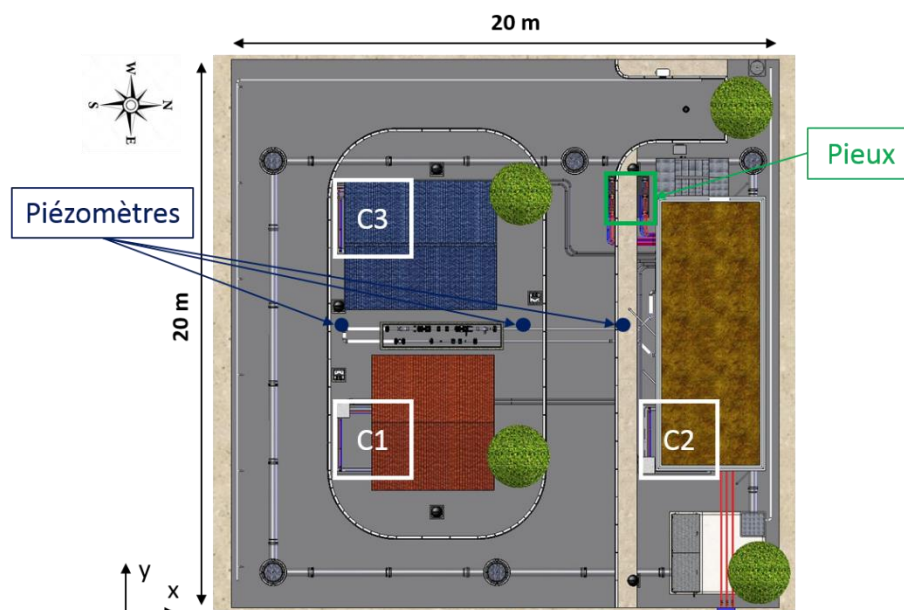


Figure III - 14 : Vue générale du positionnement des capteurs PT100 (D'après Merliot, 2016)

Tout d'abord, le suivi de la température du fluide caloporteur en entrée/sortie des ouvrages permet de calculer la puissance développée par les parois thermoactives (cf. I.2.3). En effet, comme le débit du fluide caloporteur est fixé par la Pompe à Chaleur et que sa chaleur spécifique est connue, la seule variable correspond à la différence de température du fluide entrant et sortant. La valeur de la puissance permet de calculer la quantité d'énergie échangée

avec le terrain. Ce résultat est une des données d'entrée essentielle pour la modélisation numérique du système car il est lié aux besoins du bâtiment (cf. II.3.3). De plus, la puissance échangée divisée par la surface d'échange avec le terrain fournit une valeur de flux thermique moyen.

Ensuite, la deuxième valeur clé pour la compréhension du modèle expérimental et pour la modélisation numérique associée (cf. III.4) correspond au champ de température vertical dans le terrain. En effet, les variations de température de l'air extérieur ont une influence sur la température du milieu géologique jusqu'à une dizaine de mètres de profondeur (cf. II.2). Comme la fosse de Sense City a une profondeur maximale de 3 m, la température de l'air extérieur a une influence très forte sur l'intégralité du modèle. C'est pourquoi il est essentiel de suivre les variations verticales dans le milieu. Pour cela, cinq PT100 par piézomètre sont en place à différentes profondeurs (Figure III - 15). Les données récoltées par ces capteurs permettent de tracer les profils verticaux de température à trois positions. De plus, les piézomètres 1 et 2 sont situés sous un espace vert et le piézomètre 3 sous un trottoir. De même, ce dernier est situé près du bâtiment R+1 pour lequel le chauffage est assuré par le plancher (cf. III.1.1.3). Par conséquent, les conditions de transfert thermique entre la surface et le milieu sont variables.

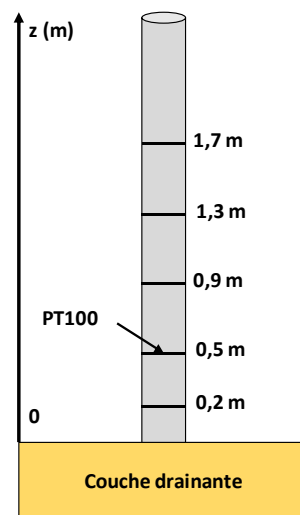


Figure III - 15 : Disposition des PT100 pour la détermination des profils verticaux de température

Enfin, la diffusion de la chaleur dans l'épaisseur des parois à partir des tubes échangeurs est analysée à l'aide de PT100 disposées dans les parois P1 et P3 de la cuve 1 (Figure III - 16). La dénomination des parois reprend la nomenclature utilisée dans les modèles numériques développés dans le chapitre II (cf. II.2). Ainsi, la paroi P1 correspond à la paroi amont perpendiculaire à l'écoulement et la paroi P3 à la paroi latérale parallèle à l'écoulement. Pour des raisons liées au chantier et à la mise en place des capteurs, il n'a pas été possible de les placer au centre des parois et sur tous les ouvrages. Néanmoins, l'analyse des données récoltées grâce à ces capteurs doit permettre de mieux comprendre les phénomènes de diffusion thermique dans le béton à la suite de la circulation d'un fluide caloporteur dans des tubes échangeurs de chaleur.

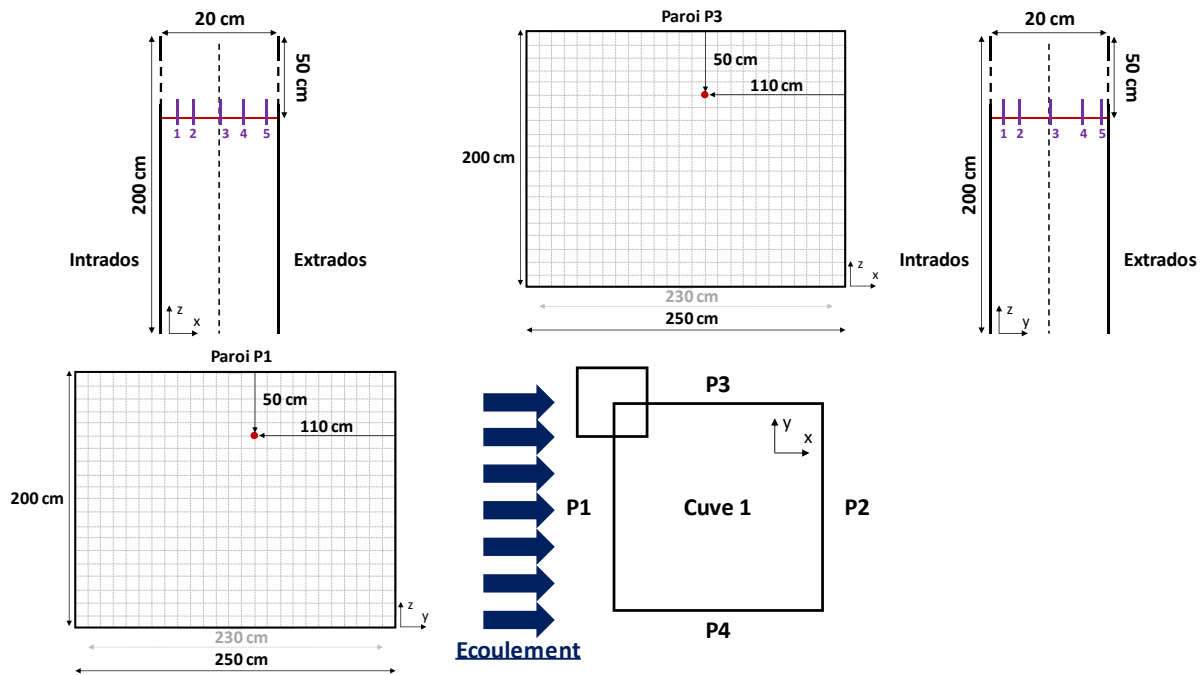


Figure III - 16 : Disposition des PT100 pour la détermination des profils de température dans les parois P1 et P3

Au total, cinq PT100 par paroi sont installées. Le capteur central est positionné contre la paroi du tube échangeur de chaleur. Les quatre autres capteurs sont répartis de part et d'autre de ce dernier de la manière la plus symétrique possible. Ceux-ci sont fixés à la cage d'armature via un cadre métallique identique aux fers à béton utilisés pour les ouvrages. Le tableau suivant répertorie la position de chaque sonde dans les parois respectives (Tableau III - 7).

Tableau III - 7 : Position des PT100 dans les parois P1 et P3 de la cuve 1

Référence de la sonde	Position [cm]	
	P1 (x = 0 à l'extrados)	P3 (y = 0 à l'extrados)
1	2,7	2,0
2	5,3	4,6
3	10,3	9,6
4	14,1	15,0
5	18,0	18,0

L'ensemble de ces capteurs est relié à une centrale d'acquisition via des câbles multiconducteurs qui circulent dans des fourreaux enterrés. La centrale d'acquisition est ensuite reliée en filaire à un ordinateur afin de contrôler le cycle d'acquisition et de sauvegarder les données.

III.2.4.2. Fibre optique

En sus des capteurs ponctuels, de la fibre optique continue est déployée dans Sense City afin de mesurer la température sur des surfaces étendues. Il convient de noter que cette fibre ne permet pas de mesurer les déformations. En effet, elle est protégée des contraintes mécaniques par plusieurs gaines en acier inoxydable. De plus, un gel intermédiaire permet un bon contact thermique entre la fibre optique et le reste du système (ANNEXE B).

La fibre optique est disposée dans le terrain à 1,60 m de profondeur selon le schéma suivant (Figure III - 17) :

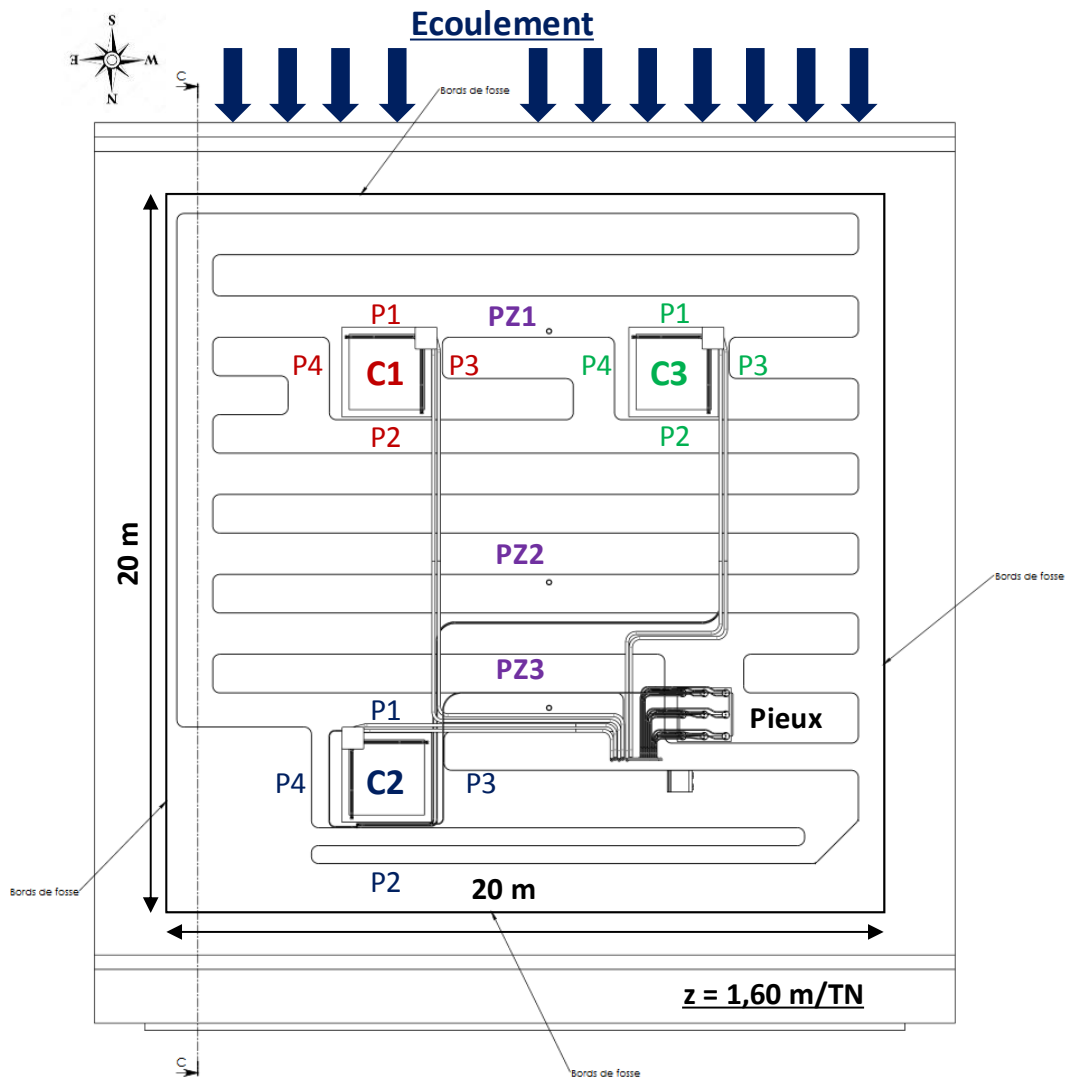


Figure III - 17 : Disposition de la fibre optique dans un plan horizontal à 1,60 m de profondeur (D'après Merliot, 2016)

Le linéaire de 340 m permet de connaître le champ de température dans tout le sol reconstitué à 1,60 m de profondeur. En effet, une fois la position exacte de chaque point connue, un logiciel d'interpolation permet de reconstruire le champ de température global. L'objectif est notamment de visualiser les anomalies thermiques provoquées par l'activation des parois moulées. De plus, ces données permettent également de connaître la vitesse de déplacement du panache thermique et le temps à partir duquel l'interaction entre les ouvrages débute.

Afin de compléter ces mesures, de la fibre optique est installée dans les parois dans le même plan que les tubes échangeurs de chaleur et à l'interface sol/structure (Figure III - 18). Le schéma est identique pour toutes les parois des trois ouvrages à l'exception de la cuve 3 qui n'a pas été équipée à l'interface sol/structure. De même, la géométrie des deux niveaux de fibre optique est identique.

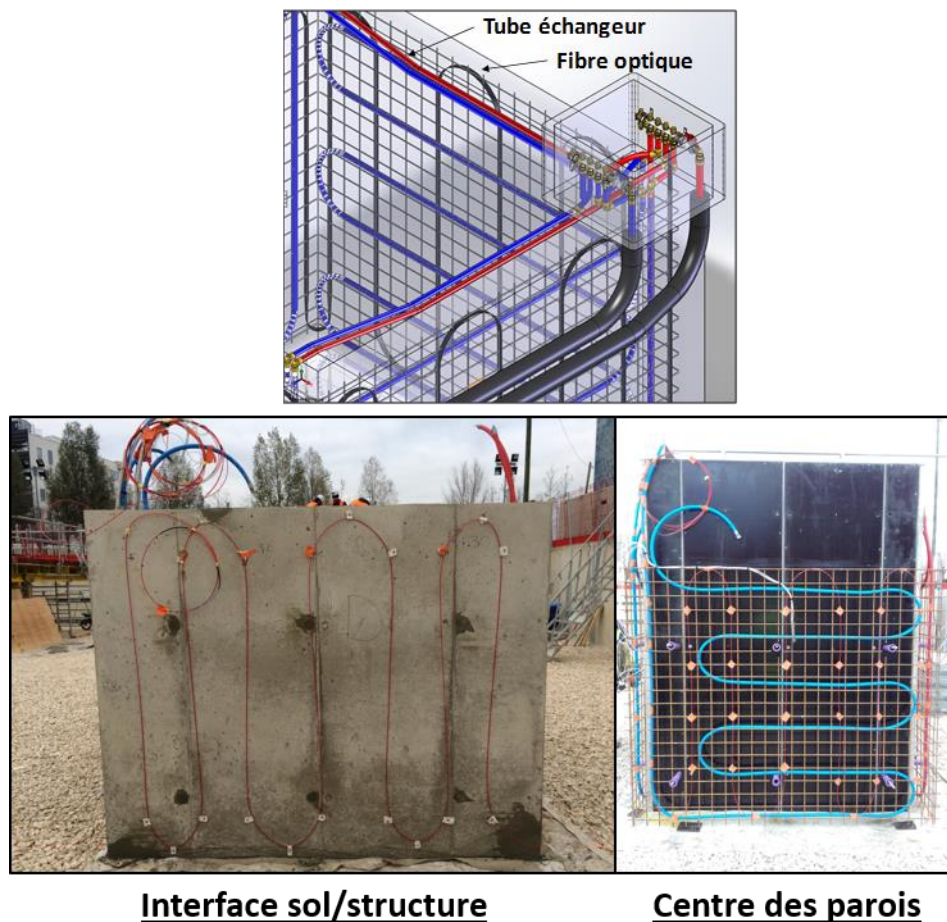


Figure III - 18 : Disposition de la fibre optique au centre des parois moulées thermoactives et à l'interface sol/structure

Chaque fibre optique représente un linéaire de 63 m. Les données collectées par ces capteurs permettent de visualiser le champ de température dans et à l'extérieur des parois. Cette démarche permet notamment d'apprécier les hétérogénéités verticales et horizontales mais également l'influence de la température en surface. En effet, pour que ce modèle expérimental soit pertinent, la température entre le sommet et la base de chaque ouvrage ne doit pas varier de plus de quelques degrés. Effectivement, l'objectif est de simuler les fiches des parois moulées d'un ouvrage (cf. III.1).

Les données collectées sont sous la forme d'une température en fonction de l'abscisse curviligne de la fibre optique au pas de temps souhaité. Il est ainsi nécessaire de connaître la position de chaque point de la fibre optique afin de convertir cette abscisse curviligne dans le système de coordonnées de la fosse (Figure III - 19).

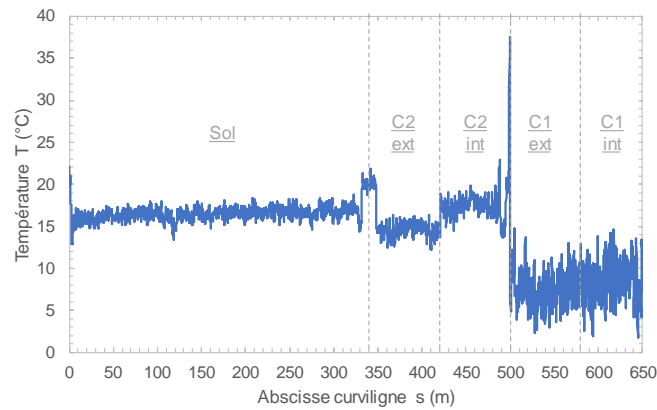


Figure III - 19 : Exemple de données de température obtenues via fibre optique

Une fois ce travail effectué, les données doivent être interpolées afin de générer un champ de température global. De plus, la fibre optique nécessite une valeur de référence permettant de recalibrer la valeur de température sur le linéaire total. Ainsi, les données des PT100 qui intersectent le linéaire de fibre optique sont utilisées en référence. De plus, les données obtenues à l'aide de fibre optique sont extrêmement bruitées et ces dernières doivent être traitées avant utilisation.

III.2.4.3. Débitmètre

Afin de compléter les données hydrauliques obtenues via les mesures directes dans les piézomètres (*e.g.* niveau d'eau), un débitmètre à flotteur est installé dans le circuit de la pompe de circulation de la nappe. Celui-ci doit permettre de calculer la vitesse d'écoulement de la nappe qui est un des paramètres de l'étude. En effet, comme les débits de pompage et d'injection sont identiques, il est fait l'hypothèse que la masse d'eau se déplace de manière homogène dans le sens de l'écoulement.

Ce débit est lié à la fréquence de fonctionnement de la pompe qui est réglable à l'aide d'un variateur. Une fois la variation de débit en fonction de la fréquence calibrée, il est possible de calculer la vitesse théorique de l'écoulement en fonction de la fréquence de la pompe. Elle est liée au débit mais également à la hauteur d'eau dans la fosse (cf. III.1.1.2).

Les essais de calibration sont disponibles dans le graphique suivant (Figure III - 20) :

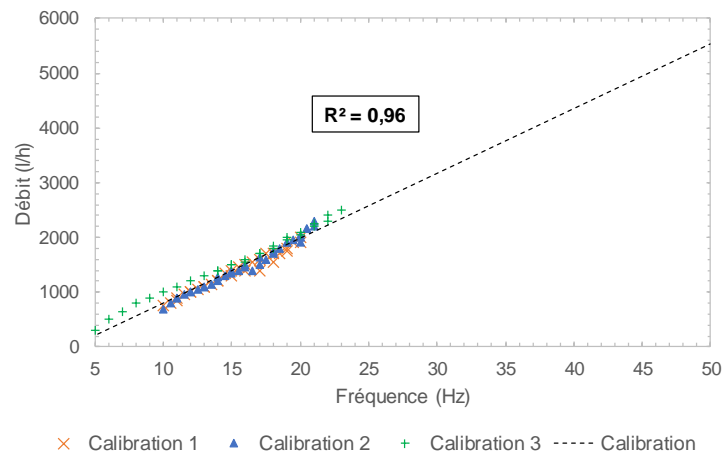


Figure III - 20 : Essais de calibration du débit de la pompe en fonction de la fréquence de fonctionnement

Le débitmètre permet une mesure du débit dans une gamme de 300 à 3000 l/h. De plus, lors des essais, le flotteur a tendance à se bloquer en position haute quand le débit approche la limite supérieure de 3000 l/h. De même, lorsque la pompe a une fréquence inférieure à 5 Hz, le flotteur est immobile. C'est pourquoi la gamme de débit investiguée correspond à des valeurs comprises entre 300 l/h et 2500 l/h. Néanmoins, la fréquence maximale de la pompe est de 50 Hz. Comme les trois essais de calibrations présentent des résultats similaires et suivent une droite, il est possible d'extrapoler les valeurs de débit pour toute la gamme de fréquence. A noter que le débit nominal maximal de la pompe est de 5,6 m³/h, soit 5600 L/h, ce qui est cohérent avec la droite de calibration obtenue

III.2.4.4. Synthèse

En conclusion, une quantité importante de capteurs est disponible afin d'interpréter les variations de température lors des expériences. A l'aide de ces capteurs, il est ainsi possible de déterminer le champ de température vertical, le champ de température horizontal dans un plan situé au milieu du modèle, le profil transversal de température dans deux parois, la température à l'interface sol/structure des différents ouvrages et la température d'entrée/sortie du fluide caloporteur.

Au total, trente-trois PT100 et plus de 700 m de fibre optique ont été déployés. Seule une sonde PT100 a été endommagée pendant la phase travaux. La robustesse et la bonne précision de ces capteurs servent de base à l'interprétation des expériences.

Néanmoins, la fibre optique n'est pas opérationnelle pour les expériences présentées. En effet, celle-ci a été abîmée en de nombreux points pendant la phase travaux et la centrale d'acquisition n'a pas été disponible sur la durée des essais. De plus, les données obtenues ne sont pas d'assez bonne qualité pour être utilisées en l'état.

De plus, le débitmètre à flotteur a été installé très tardivement. Par conséquent, le choix des fréquences pour les différentes expériences a été réalisé sans calibration. La problématique associée à la vitesse d'écoulement repose sur l'anisotropie et l'hétérogénéité du sol reconstitué. En effet, comme le compactage ne s'est pas fait de manière homogène, la perméabilité du terrain est variable selon la position considérée. Par conséquent, il est possible que des chenaux de circulation préférentielle se soient créés. De même, la saturation n'est pas complète. Cela signifie que la condition de calcul de la vitesse de Darcy selon laquelle les pores sont entièrement saturés n'est pas respectée. La vitesse estimée par le calcul du débit de pompage/injection est donc potentiellement erronée. Or, il est impossible de repérer ces zones. Il y a donc une inconnue majeure sur le comportement hydraulique du système.

III.3. Programme d'essais

Le système étant désormais intégralement décrit et caractérisé, la prochaine étape consiste à définir le programme d'essai. Ce dernier doit permettre d'étudier le comportement thermo-hydraulique des géostructures thermiques soumises à un écoulement. Les principaux processus à analyser sont :

- influence de la vitesse d'écoulement ;
- influence de la sollicitation thermique ;
- interaction thermique à l'échelle de l'ouvrage et entre deux structures ;
- influence du niveau d'eau ;
- influence de la température de l'air extérieur.

Ce programme reprend en partie l'étude paramétrique réalisée pour la modélisation numérique (cf. II.3). Par conséquent, les résultats expérimentaux vont confirmer ou infirmer les conclusions émises dans le chapitre II (cf. II.4). Ces résultats sont issus d'une campagne de suivi instrumentale et, les erreurs de mesure liées aux capteurs et aux conditions extérieures doivent être prises en compte.

La construction du modèle expérimental et sa mise en service ayant subi de nombreux retards, seuls quelques scénarios type ont pu être réalisés. De plus, la PT100 située en position 3 (*i.e.* au centre) de la paroi P1 de la cuve 1 est défectueuse à la suite du bétonnage de l'ouvrage (cf. III.2.4.1). De même, les résultats obtenus à l'aide de la fibre optique sont extrêmement bruités et nécessitent un traitement important risquant d'affecter leur précision. Notamment, la fibre optique installée sur la cuve 1 est soumise à des contraintes en torsion qui perturbent l'acquisition du signal (cf. III.2.4.2). En effet, lors de son installation, la fibre optique a subi de nombreuses manipulations et des contraintes non négligeables. Par conséquent, les analyses sont basées sur l'étude des données des PT100 dont leur nature robuste rend les résultats plus fiables.

III.3.1. Scénarios étudiés

Afin d'obtenir des données à long terme, chaque expérience dure plusieurs semaines. De plus, les données sont acquises avec un pas de temps de dix minutes. Chaque expérience est définie par la hauteur et la vitesse d'écoulement de la nappe, la température de consigne du plancher chauffant et de la climatisation et le nombre de structures actives.

Il convient de noter que toutes les expériences se font en mode chauffage du plancher. Cela signifie que de l'énergie est extraite du milieu par les géostructures thermiques. Par conséquent, la température de l'intégralité du système géothermique (*e.g.* fluide caloporteur et sol) diminue avec le temps jusqu'à atteindre un équilibre.

Lors des expériences présentées, le système d'acquisition via fibre optique n'était pas opérationnel. Les analyses sont donc uniquement basées sur les données des PT100.

III.3.1.1. *Expérience 1*

a) Conditions initiales et conditions aux limites

La première expérience consiste à tester le comportement d'une cuve seule soumise à une sollicitation thermique. La cuve la plus instrumentée étant la cuve 1, celle-ci est activée. Pour rappel, lors de cette expérience, la fibre optique n'est pas opérationnelle.

Le tableau suivant reprend les caractéristiques de l'expérience (Tableau III - 8) :

Tableau III - 8 : Paramètres de l'expérience 1

Géostructure(s) active(s)	Dates		Nappe		Besoin énergétique		PAC
	Début	Fin	Hauteur [m]	Vitesse [m/j]	Température plancher chauffant [°C]	Température consigne [°C]	Débit* [l/min]
Cuve 1	06/07/2018	20/07/2018	1,80	3,7	25	18	13,6

*fonctionnement de la PAC 20/24h

Ces paramètres représentent une partie des conditions initiales du système. Celles-ci sont conservées pendant toute la durée de l'expérience, soit 14 jours. La seule exception concerne l'écoulement qui est inactif jusqu'au 11/07/2018. Ainsi, les résultats permettent d'appréhender l'influence de l'écoulement sur le comportement des géostructures thermiques.

Concernant la condition initiale en température, cette dernière est décrite dans le paragraphe suivant qui traite des résultats des capteurs.

b) Champ de température vertical

Dans un premier temps, l'analyse est focalisée sur la variation de température verticale du terrain au niveau des piézomètres (cf. III.2.4.1). En effet, la variation de température naturelle du terrain et de l'air à la surface est un paramètre pouvant expliquer les variations à l'échelle d'un ouvrage car les interactions sont fortes à ces profondeurs.

Les profils de température sont ainsi représentés sous leur forme temporelle puis verticale (Figure III - 21).

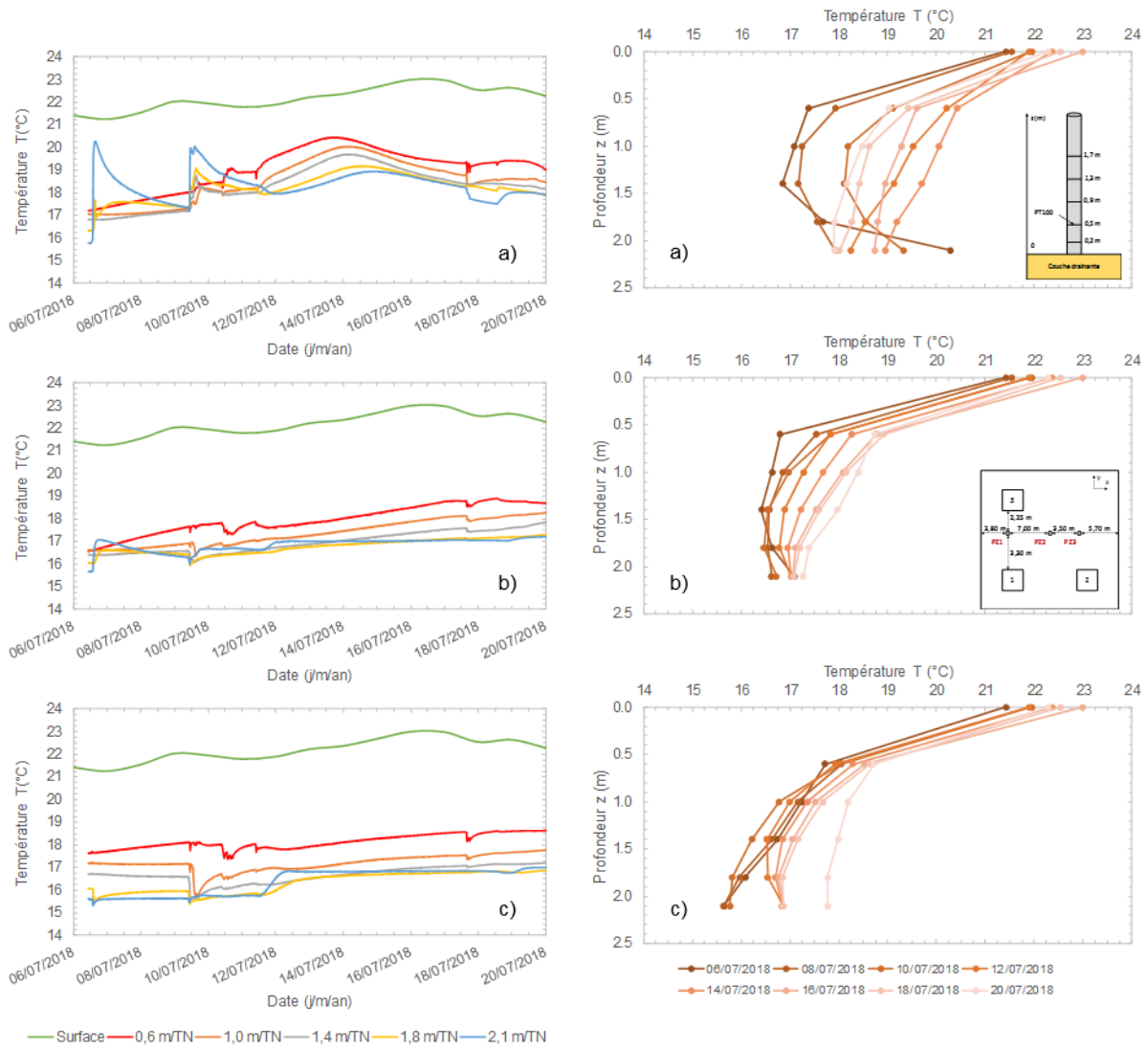


Figure III - 21 : Profils de température temporels et verticaux dans le terrain : a) au piézomètre 1, b) au piézomètre 2 et c) au piézomètre 3 – Expérience 1

Ces résultats mettent en avant l’augmentation progressive de la température dans tout le milieu. Malgré l’extraction d’énergie par la cuve 1, la température du terrain est en augmentation constante. En effet, la température en surface n’est pas contrôlée pendant la durée de l’expérience et celle-ci augmente progressivement. D’ailleurs, la pente moyenne est identique entre la courbe de la température de surface et les courbes des piézomètres. Il s’agit ici de l’influence de la température de l’air extérieur qui modifie la température en surface et dont l’énergie se diffuse en profondeur. Il convient de noter que la valeur de la PT100 la plus superficielle se rapproche le plus de la température de surface et que la différence de température verticale sur tout le modèle est très forte (Tableau III - 9).

Tableau III - 9 : Gradients de température et flux de chaleur verticaux dans le terrain – Expérience 1

	Surface/PT100 0,6 m/TN				PT100 0,6/2,1 m/TN			
	Gradient de température [°C/m]		Flux de chaleur* [W/m ²]		Gradient de température [°C/m]		Flux de chaleur* [W/m ²]	
	06/07	20/07	06/07	20/07	06/07	20/07	06/07	20/07
PZ1	- 6,74	- 5,42	+ 12,1	+ 9,8	+ 1,93	- 0,75	- 3,5	+ 1,4
PZ2	- 7,71	- 5,93	+ 13,9	+ 10,7	+ 0,19	- 0,98	- 0,3	+ 1,8
PZ3	- 6,17	- 5,95	+ 11,1	+ 10,7	- 1,38	- 0,63	+ 2,5	+ 1,1

*Valeurs basées sur la loi de Fourier et une conductivité thermique de 1,8 W/m.K

Les gradients tendent à s'équilibrer après quelques jours mais leur valeur reste très élevée, notamment entre la surface et la sonde superficielle à 0,60 m de profondeur. Cela signifie que les transferts thermiques verticaux sont non négligeables. Dans le cas présent, l'air extérieur est une source de chaleur.

De plus, les capteurs situés sur les trois piézomètres ne présentent pas des températures dans les mêmes gammes. En effet, au PZ1, la température est relativement hétérogène et est comprise entre 16,5 et 20,5 °C dans le terrain. Cependant, au PZ2 et 3, la température varie moins et est plutôt comprise entre 16 et 19 °C. Cela peut être dû à la différence de milieu en surface qui induit des interactions variables avec la surface. L'équilibre thermique est relativement précaire dans cet exemple.

c) Température du fluide caloporteur

Dans un deuxième temps, l'analyse est centrée sur l'évolution de la température du fluide caloporteur à l'entrée et à la sortie de la cuve 1 (Tableau III - 10 et Figure III - 22). La différence entre ces deux températures permet ensuite de calculer la puissance d'appel du système et le flux thermique correspondant (cf. I.2.3). Comme seule la cuve 1 est activée, la sollicitation thermique est intégralement appliquée à cet ouvrage afin de répondre aux besoins en chauffage du bâtiment. La température sur la figure correspond à des valeurs lissées sur 2h afin de diminuer le bruit lié à la fréquence de fonctionnement de la Pompe à Chaleur.

Tableau III - 10 : Température d'entrée/sortie du fluide caloporteur et calcul des transferts thermiques associés – Expérience 1

	Température d'entrée T_{in} [°C]	Température de sortie T_{out} [°C]	Différence de température entrée/sortie $\Delta T_{in/out}$ [°C]	Sollicitation thermique Q [W]	Flux thermique* ϕ [W/m ²]
Nombre	17186	17186	17186	17186	17186
Minimum	6,18	9,47	0,03	29	1
Maximum	20,08	20,12	4,81	4001	109
Moyenne	10,98	13,80	2,82	2348	64
Médiane	8,57	12,36	3,47	2887	78
Ecart-type	4,15	2,64	1,60	1330	36

*Surface d'échange égale à 36,8 m²

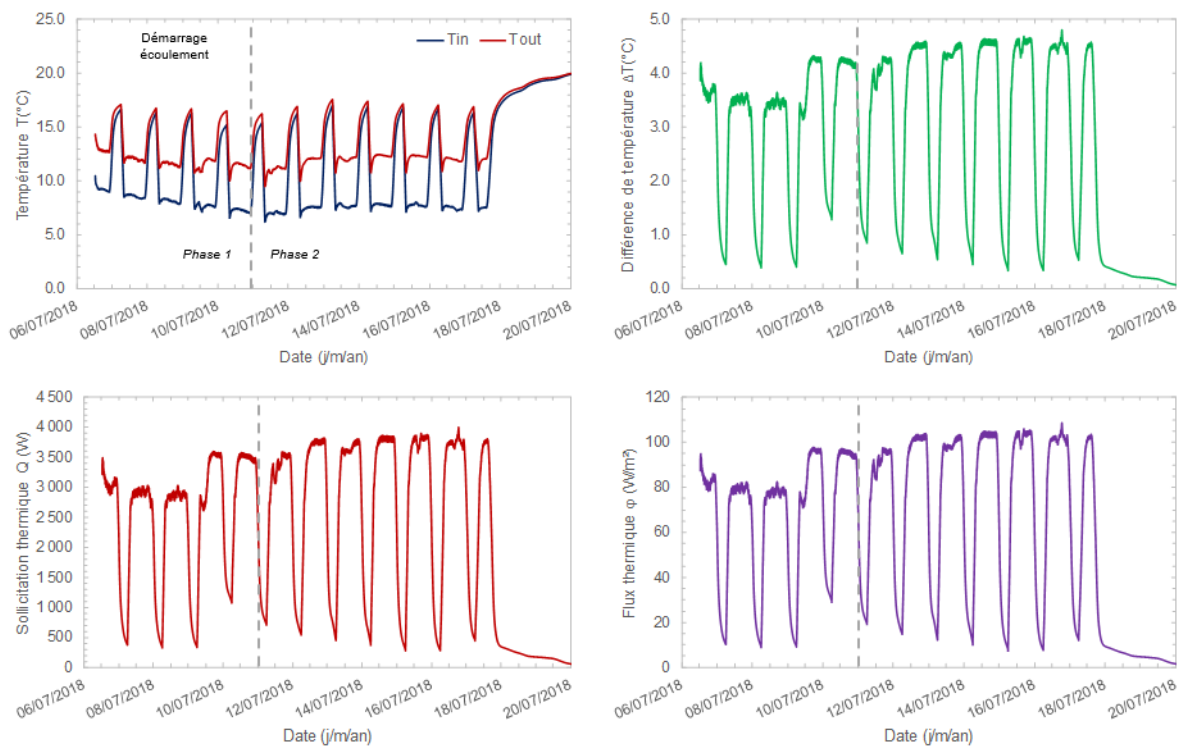


Figure III - 22 : Température d'entrée/sortie du fluide caloporteur lissée sur 2h et calcul des transferts thermiques associés – Expérience 1

Cette expérience est découpée en deux phases distinctes :

- phase 1 du 6/07 au 11/07 pendant laquelle l'écoulement est nul ;
- phase 2 du 11/07 au 20/07 pendant laquelle l'écoulement est activé.

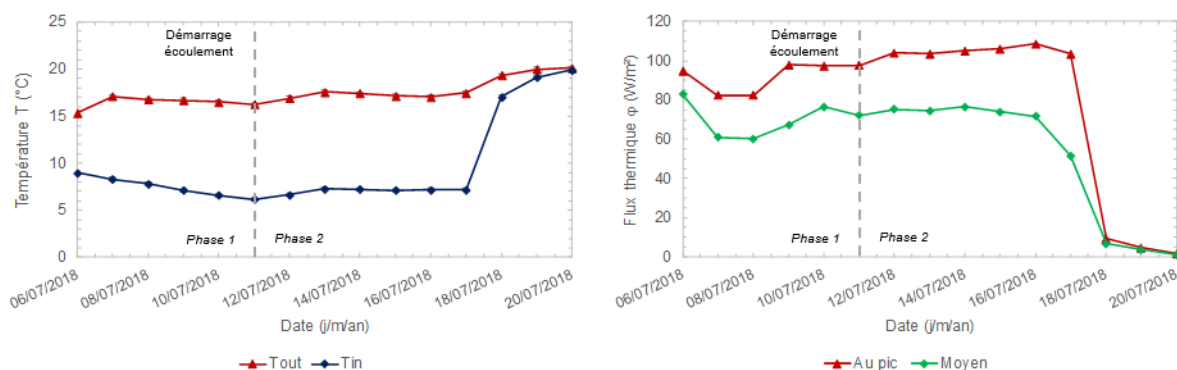
Pendant la phase 1, la température du fluide caloporteur diminue jour après jour pour répondre aux besoins en chauffage. Comme l'écoulement est nul, la recharge thermique naturelle n'est

pas assurée par la nappe. Néanmoins, l'augmentation de la température du milieu à cause de l'augmentation de la température dans la chambre compense cette diminution. De plus, deux jours avant le démarrage de l'écoulement, un pic de température se produit sans que celui-ci ne soit corrélé à une augmentation de la température de surface. Une explication possible repose sur l'augmentation de la température de consigne du plancher chauffant, augmentant ainsi la sollicitation thermique et donc la réponse du système. Cependant, aucune preuve n'existe.

Pendant la phase 2, la température du fluide caloporteur augmente puis se stabilise. L'écoulement joue ici son rôle de dissipateur thermique en supprimant la dérive thermique du système. Son effet s'ajoute à celui de la température de surface. De plus, le démarrage de l'écoulement augmente la différence de température entre l'entrée et la sortie, augmentant mécaniquement la sollicitation thermique et le flux de chaleur.

De plus, le fonctionnement de la Pompe à chaleur est bien marqué par les temps de repos la nuit (e.g. 4h) pendant laquelle la sollicitation thermique est nulle. Ces périodes permettent au système de se régénérer et de récupérer quelques degrés.

En synthèse, l'écoulement améliore le système du point de vue de la Pompe à Chaleur en annulant la dérive thermique. Néanmoins, l'effet sur le flux thermique est plus complexe à analyser. En effet, la valeur maximale quotidienne augmente mais la valeur moyenne quotidienne reste stable (Figure III - 23). Cependant, ces valeurs sont extrêmement élevées par rapport aux données bibliographiques (cf. I.2.2) et aux résultats numériques (cf. II.4). C'est pour cela qu'il est nécessaire de nuancer la valeur du flux de chaleur dans le dimensionnement des géostructures thermiques. En effet, la sollicitation thermique appliquée est très élevée et génère des flux importants. Cependant, dans ce cas, la dérive thermique est importante et le système perd $0,2\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{jour}$ en moyenne quand l'écoulement est inactif. Par conséquent, au bout de 50 jours, soit moins de deux mois de sollicitation, le système risque de dépasser les seuils critiques. Le système n'est pas donc pérenne dans cette configuration. De plus, l'interaction avec la surface est forte car les gradients de température verticaux sont élevés.



d) Température dans les parois P1 et P3 de la cuve 1

Dans un troisième temps, l'étude est focalisée sur la variation de température dans les parois P1 et P3 de la cuve 1 (Figure III - 24). Pour rappel, la sonde T3 de la paroi P1 est défectueuse (cf. III.2.4.1). Ces courbes présentent les mêmes caractéristiques globales que la température

d'entrée/sortie du fluide caloporteur. La température diminue progressivement avant le démarrage de l'écoulement puis augmente avant de se stabiliser grâce à l'écoulement. Cependant, quelques variations sont observées.

Premièrement, plus le capteur est central, plus son signal est bruité. Cela provient du fonctionnement de la Pompe à Chaleur qui accomode la température du fluide en fonction des besoins de manière dynamique. Par conséquent, la température du béton à l'interface avec le tube échangeur de chaleur voit sa température varier rapidement.

Deuxièmement, avant l'écoulement et le pic de besoin deux jours avant, les températures des différents capteurs sont proches. Néanmoins, dès la phase 2 débutée, l'écart de température entre les capteurs centraux et externes augmente. De même, les capteurs situés vers l'extrados, donc proches de l'écoulement, montrent les valeurs les plus élevées. Cela signifie que la dissipation d'énergie via l'écoulement est très efficace car elle permet de faire augmenter la température du système, notamment à l'interface sol/structure. Cependant, la température à l'intrados est proche de la température au centre de la paroi. En effet, il n'y a pas d'écoulement dans cette zone qui représente les fiches des parois moulées (cf. III.1.2).

Troisièmement, la paroi P1 qui est perpendiculaire à l'écoulement présente les températures les plus élevées car elle bénéficie au maximum de l'effet de recharge thermique naturel lié à la nappe.

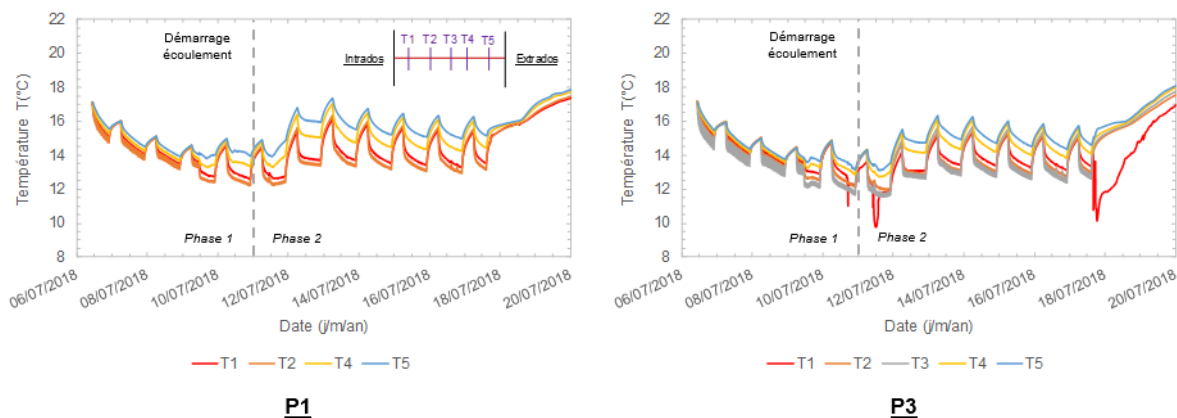


Figure III - 24 : Variation de température dans les parois P1 et P3 de la cuve 1 – Expérience 1

e) Synthèse

En conclusion de cette première expérience, plusieurs éléments ressortent :

- la température de l'air extérieur a un impact fort sur les résultats et son influence se fait ressentir rapidement sur tout le modèle ;
- sans écoulement, la sollicitation appliquée rend le système non pérenne car sa température diminue d'environ $0,2 \text{ } ^\circ\text{C}/\text{jour}$;
- dès que l'écoulement est en place, la dérive thermique est annulée et le système devient pérenne ;
- le flux de chaleur dépend de la sollicitation thermique appliquée ;

- le terrain situé entre les parois ne bénéficie pas de la recharge thermique naturelle liée à l'écoulement ;
- la paroi amont perpendiculaire à l'écoulement bénéficie plus de la recharge thermique naturelle liée à la nappe.

Toutes ces conclusions sont en accord avec les résultats des modélisations numériques 3D (cf. II.4). Cependant, comme la fibre optique n'est pas opérationnelle pendant cette expérience, il n'est pas possible d'aller plus loin dans l'analyse des interactions à l'échelle de l'ouvrage. Ainsi, la formation d'un panache thermique ne peut pas être décelée ni l'apparition de zones de stockage liées à l'effet barrage.

De plus, il est difficile de quantifier l'impact réel de la variation de température de l'air extérieur sur le comportement thermique du système. Néanmoins, ces résultats permettent de donner quelques perspectives sur l'impact du réchauffement climatique à long terme. En effet, ce dernier a pour conséquence d'augmenter la température moyenne de la surface et donc des formations géologiques sous-jacentes. Cela signifie que, d'un point de vue purement théorique, son impact est positif pour les régions dans lesquelles les besoins en chauffage sont dominants car le potentiel géothermique augmente et le besoin diminue.

Les expériences suivantes vont permettre de poursuivre ces analyses en étudiant d'autres jeux de paramètres.

III.3.1.2. *Expérience 2*

a) Conditions initiales et conditions aux limites

La deuxième expérience présentée considère l'interaction entre les cuves 1 et 2 (Tableau III - 11). Les analyses sont basées sur les données des PT100 et de la fibre optique déployée dans le terrain (cf. III.2.4.2). En effet, la fibre optique installée dans les parois et à l'interface sol/structure ne sont pas opérationnelles lors de cet essai.

Tableau III - 11 : Paramètres de l'expérience 2

Géostructure(s) active(s)	Dates		Nappe		Besoin énergétique		PAC
	Début	Fin	Hauteur [m]	Vitesse [m/j]	Température plancher chauffant [°C]	Température consigne [°C]	Débit* [l/min]
Cuve 1 + Cuve 2	13/08/2018	31/08/2018	1,80	3,7	30	18	13,6

*fonctionnement de la PAC 20/24h

L'expérience d'une durée de 18 jours est découpée en deux phases hydrauliques :

- phase 1 du 13/08 au 24/08 : écoulement en régime permanent ;
- phase 2 du 24/08 au 31/08 : nappe hydrostatique.

Contrairement à l'expérience 1 qui présentait l'influence de la mise en place d'un écoulement (cf. III.3.1.1), celle-ci montre l'impact d'un arrêt de circulation de la nappe sur le comportement

thermique du système. De plus, la sollicitation thermique est cette fois répartie entre deux ouvrages. Afin d’accentuer les variations de température, la température du plancher chauffant est passée à 30 °C.

b) Champ de température vertical

Dans un premier temps, l’analyse est focalisée sur les variations de température verticales associées à la température extérieure (Figure III - 25). Cette dernière est fixée à 15°C pendant toute la durée de l’expérience afin de proposer une condition aux limites fixe. Néanmoins, une anomalie en température est enregistrée dans la chambre climatique entre le 26/08 et le 28/08.

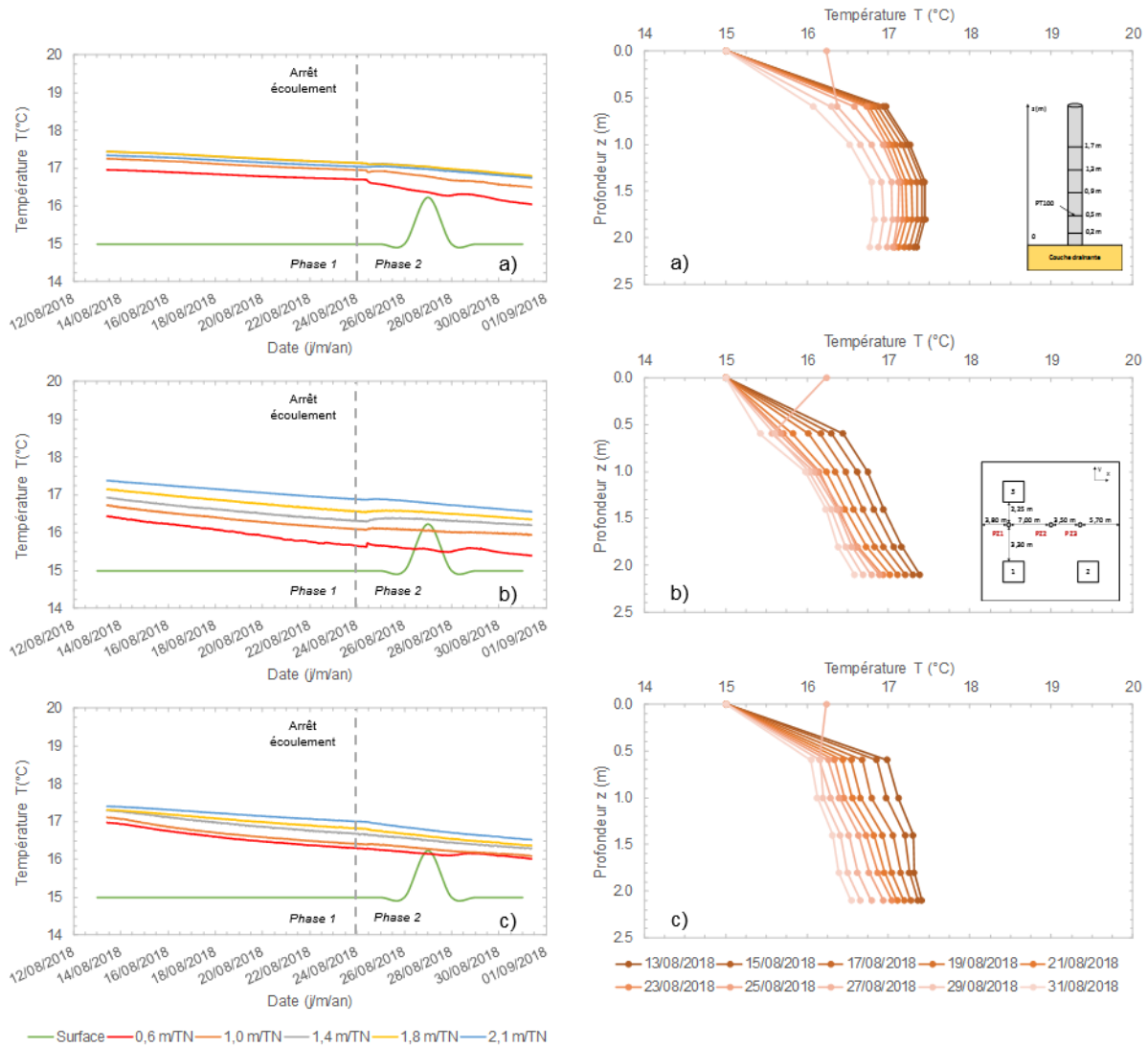


Figure III - 25 : Profils de température temporels et verticaux dans le terrain : a) au piézomètre 1, b) au piézomètre 2 et c) au piézomètre 3 – Expérience 2

La température de consigne de l’air extérieur est inférieure à la température initiale du terrain. Ce dernier est donc refroidi progressivement par l’interaction avec la surface. Le milieu n’est donc pas à l’équilibre avec la surface, ce qui provoque un biais dans l’expérimentation (Tableau III - 12).

Tableau III - 12 : Gradients de température et flux de chaleur verticaux dans le terrain – Expérience 2

	Surface/PT100 0,6 m/TN				PT100 0,6/2,1 m/TN			
	Gradient de température [°C/m]		Flux de chaleur* [W/m ²]		Gradient de température [°C/m]		Flux de chaleur* [W/m ²]	
	13/08	31/08	13/08	31/08	13/08	31/08	13/08	31/08
PZ1	+ 3,28	+ 1,80	+ 5,9	+ 3,2	+ 0,25	+ 0,46	+ 0,5	+ 0,8
PZ2	+ 2,41	+ 0,71	+ 4,3	+ 1,3	+ 0,63	+ 0,77	+ 1,1	+ 1,4
PZ3	+ 3,31	+ 1,75	+ 6,0	+ 3,2	+ 0,28	+ 0,33	+ 0,5	+ 0,6

*Valeurs basées sur la loi de Fourier et une conductivité thermique de 1,8 W/m.K

A noter que l'anomalie thermique en surface enregistrée a une influence négligeable sur la température en profondeur car sa durée ne permet pas une diffusion en profondeur.

De plus, les gradients sont beaucoup plus faibles que pour l'expérience 1, ce qui marque la diminution de l'influence de l'air extérieur. En effet, les flux verticaux résultant de ces gradients sont faibles.

De même, les capteurs fixés aux piézomètres 1 et 3 présentent des valeurs similaires. Cependant, la distribution de température au piézomètre 2 est plus étalée. La diffusion dans cette zone est donc plus faible. Pour expliquer cela, l'hypothèse la plus probable est l'influence d'un regard en béton de grande dimension à l'amont qui bloque l'écoulement et génère un effet barrage. La zone est donc majoritairement en conduction. Cette hypothèse est renforcée par les données obtenues au piézomètre 1 après l'arrêt de l'écoulement le 24/08. En effet, pendant la phase 2, les courbes sont beaucoup plus écartées que pendant la phase 1. Cela signifie que la diffusion thermique sur la colonne de sol est plus faible.

c) Température du fluide caloporteur

Dans un deuxième temps, l'analyse est centrée sur l'évolution de la température du fluide caloporteur à l'entrée et à la sortie des cuves 1 et 2. Le comportement est identique à l'expérience 1, c'est pourquoi seuls le tableau statistique et les courbes enveloppe et de flux de chaleur sont présentés (Tableau III - 13 et Figure III - 26).

Tableau III - 13 : Température d'entrée/sortie du fluide caloporteur et calcul des transferts thermiques associés – Expérience 2

Cuve1/Cuve2	Température d'entrée T_{in} [°C]		Température de sortie T_{out} [°C]		Différence de température entrée/sortie $\Delta T_{in/out}$ [°C]		Sollicitation thermique Q [W]		Flux thermique* ϕ [W/m ²]	
	2576	2576	2576	2576	2576	2576	2576	2576	2576	2576
Minimum	8,13	7,95	10,75	11,15	0,62	0,23	259	96	7	3
Maximum	14,67	14,93	15,45	15,45	3,36	4,27	1397	1778	38	48
Moyenne	10,27	10,23	12,92	13,26	2,65	3,04	1102	1263	30	34
Médiane	10,05	9,97	12,85	13,28	2,80	3,28	1163	1364	32	37
Ecart-type	1,36	1,42	1,02	0,92	0,51	0,79	211	328	6	9

*Surface d'échange égale à 36,8 m²

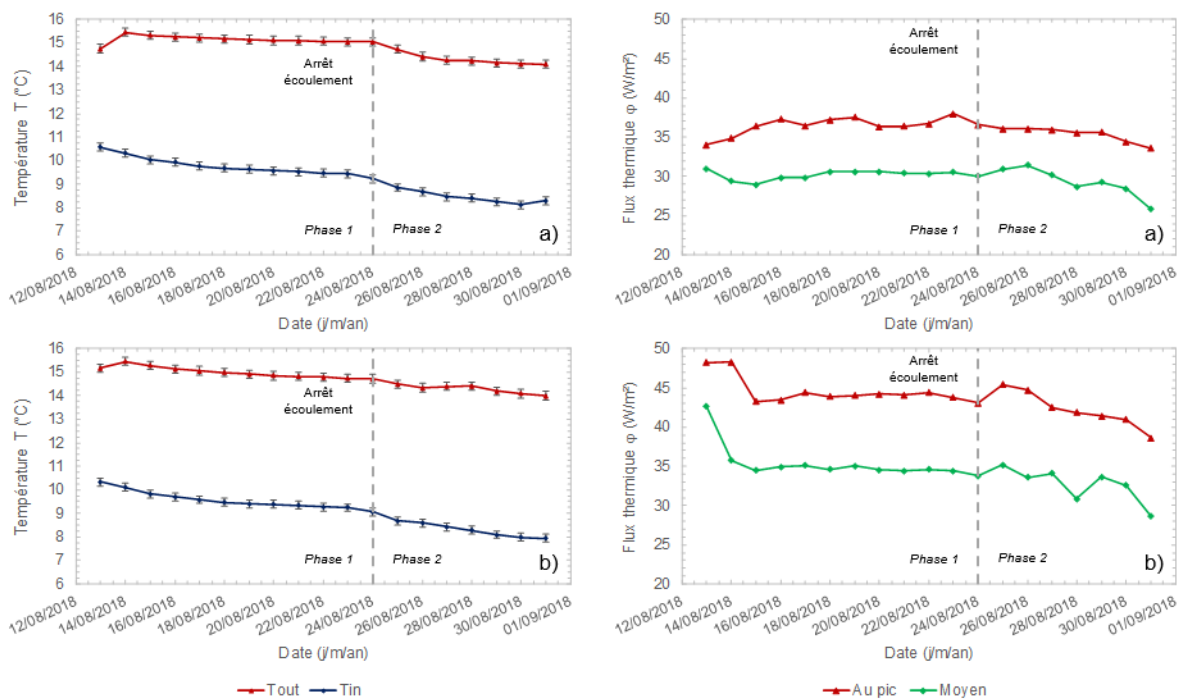


Figure III - 26 : Courbes enveloppe de la variation de température du fluide caloporteur et évolution du flux de chaleur au cours du temps : a) cuve 1 et b) cuve 2 – Expérience 2

Premièrement, les températures en entrée/sortie diminuent durant la phase 1 et la phase 2 mais de manière plus marquée durant cette dernière. D'une part, il y a l'influence de la température en surface qui diminue la température globale du système. C'est cette hypothèse qui est retenue pour expliquer la baisse de température de la phase 1. D'autre part, l'arrêt de l'écoulement implique l'arrêt de la recharge thermique naturelle apportée par la nappe. De ce fait, le système dérive thermiquement car il n'y a plus d'apport d'énergie pour compenser le chauffage du bâtiment.

Deuxièmement, le flux de chaleur présente une légère diminution de sa valeur au pic et moyenne pendant la phase 2. Surtout, sa valeur est moins stable. Cela peut être expliqué par le changement de condition hydraulique qui force le système à chercher un nouvel équilibre thermodynamique. De plus, vient s'ajouter l'anomalie thermique en surface pendant cette période qui modifie également l'équilibre du système. Comme les capteurs sont situés vers la surface, ils sont relativement sensibles à ces variations.

Troisièmement, les valeurs de flux de chaleur sont beaucoup plus élevées dans la cuve 2 que dans la cuve 1. Théoriquement, il n'y a pas de raison à cela. Néanmoins, la cuve 2 se situe principalement sous le plancher chauffant qui n'est pas isolé en partie inférieure. Par conséquent, il y a des pertes verticales du bâtiment vers le terrain. Ces pertes qui sont synonymes d'une injection d'énergie dans le milieu améliorent la réserve d'énergie de la cuve 2 et donc augmentent ses performances. Le système s'autoalimente donc en partie. En cas d'interaction avec la cuve 1, la température de la cuve 2 devrait diminuer et ses performances en chauffage également. C'est ce qui est observé entre le deuxième et troisième jour avec la chute du flux de chaleur. En effet, d'après la vitesse d'écoulement, le front thermique met un peu plus d'une journée à traverser la zone intermédiaire. Cette diminution pourrait donc être attribuée à de l'interaction thermique entre les deux cuves.

d) Température dans les parois P1 et P3 de la cuve 1

Dans un troisième temps, l'analyse de la température dans les parois P1 et P3 de la cuve apporte des éléments supplémentaires quant au comportement thermique du système (Figure III - 27).

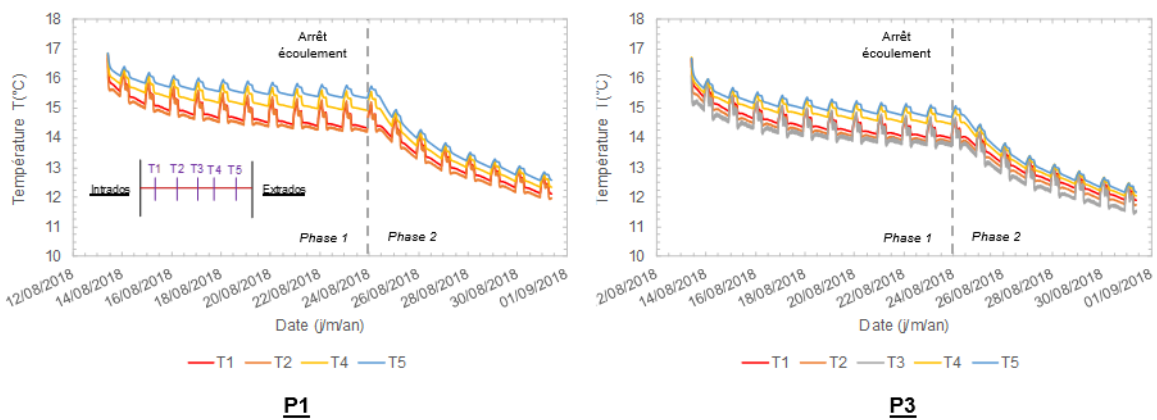


Figure III - 27 : Variation de température dans les parois P1 et P3 de la cuve 1 – Expérience 2

D'une part, de la même manière que pour la température du fluide caloporteur et pour les capteurs verticaux, la température des parois P1 et P3 pendant la phase 1 diminue progressivement à cause de la température en surface. De plus, à l'arrêt de l'écoulement, la diminution de température est accentuée par la perte de recharge thermique naturelle. La paroi s'équilibre donc avec la température du fluide caloporteur. Ce phénomène peut éventuellement expliquer une partie de la baisse des flux de chaleur pendant la phase 2 car la réserve d'énergie contenue dans l'ouvrage se vide.

D'autre part, la température est plus hétérogène pendant la phase 1 car la zone intrados est en conduction pure et la zone extrados subit l'influence de l'écoulement. Il y a donc formation

d'un gradient thermique transversal au sein de la paroi. Ainsi, la température à l'extrados est plus proche de celle du terrain que la température à l'intrados. Néanmoins, le gradient se réduit pendant la phase 2 à la suite de l'arrêt de l'écoulement. En effet, dans ce contexte, le système est en conduction pure de part et d'autre de l'ouvrage.

e) Synthèse

La conclusion principale de cette expérience concerne le rôle de l'écoulement dans le comportement thermique du système. Ce dernier permet de conserver un fonctionnement pérenne malgré la sollicitation thermique déséquilibrée. Dès que la nappe passe à un régime hydrostatique, la température du fluide caloporteur diminue mais également celle de l'ouvrage. En effet, la perte de la recharge thermique naturelle apportée par la nappe oblige le système à trouver un nouvel équilibre et à puiser dans ses réserves.

De même, le passage d'un régime d'écoulement à un régime hydrostatique se traduit par une diminution de l'homogénéité de la température du milieu. En effet, la perte des transferts par advection rend le système moins dissipatif et les gradients thermiques verticaux augmentent.

Il convient également de noter que la température extérieure a une influence majeure sur la température globale du système et qu'il est nécessaire de la connaître et de bien la maîtriser afin d'obtenir des données exploitables. De plus, les structures annexes à l'expérimentation, comme les regards en béton, perturbent l'écoulement et génèrent des effets barrage qui modifient le champ de vitesse de Darcy.

L'interaction entre les deux cuves semble apparaître entre le deuxième et le troisième jour d'expérimentation. Celle-ci implique une diminution des performances de la cuve 2.

III.3.1.3. *Expérience 3*

a) Conditions initiales et conditions aux limites

Cette troisième expérience est un essai de longue durée dont les conditions sont modifiées en cours de réalisation (Tableau III - 14). Les résultats sont présentés afin d'appréhender l'influence des différents paramètres de l'expérience et leur sensibilité.

Tableau III - 14 : Paramètres de l'expérience 3

Géostructure(s) active(s)	Dates		Nappe		Besoin énergétique		PAC
	Début	Fin	Hauteur [m]	Vitesse [m/j]	Température plancher chauffant [°C]	Température consigne [°C]	Débit* [l/min]
Cuve 1 + Cuve 2	12/10/2018	27/11/2018	1,80	3,7	30	18	13,6

*fonctionnement de la PAC 20/24h

Les éléments perturbateurs de l'expérience sont les suivants :

- 18/10 : arrêt écoulement + diminution de la nappe jusqu'à une hauteur de 1,00 m ;
- 24/10 : coupure de courant ;

- 25/10 : reprise de l'écoulement ;
- 26/10 : reprise de l'acquisition des données à la suite de la coupure de courant ;
- 30/10 : arrêt écoulement + diminution de la nappe jusqu'à une hauteur de 0,80 m ;
- 09/11 : reprise de l'écoulement ;
- 11/11 : arrêt régulation chambre climatique ;
- 16/11 : arrêt écoulement.

Ces événements permettent de découper l'expérience en différentes phases :

- phase 1 du 12/10 au 18/10 : écoulement en régime permanent avec une hauteur de nappe de 1,80 m ;
- phase 2 du 18/10 au 25/10 : nappe hydrostatique avec une hauteur de nappe de 1,00 m ;
- phase 3 du 25/10 au 30/10 : écoulement en régime permanent avec une hauteur de nappe de 1,00 m ;
- phase 4 du 30/10 au 09/11 : nappe hydrostatique avec une hauteur de nappe de 0,80 m ;
- phase 5 du 09/11 au 16/11 : écoulement en régime permanent avec une hauteur de nappe de 0,80 m et sans régulation de la chambre climatique ;
- phase 6 du 16/11 au 27/11 : nappe hydrostatique avec une hauteur de nappe de 0,80 m et sans régulation de la chambre climatique ;

Concernant la sollicitation thermique, elle est identique à l'expérience 2 (cf. III.3.1.2).

b) Champ de température vertical

Dans un premier temps, l'analyse est focalisée sur les variations du champ de température vertical (Figure III - 28). Comme cette expérience a suivi une période de maintenance de longue durée pendant laquelle la température globale a augmenté, la régulation de la chambre climatique fixée à 15 °C tend à faire diminuer la température du système.

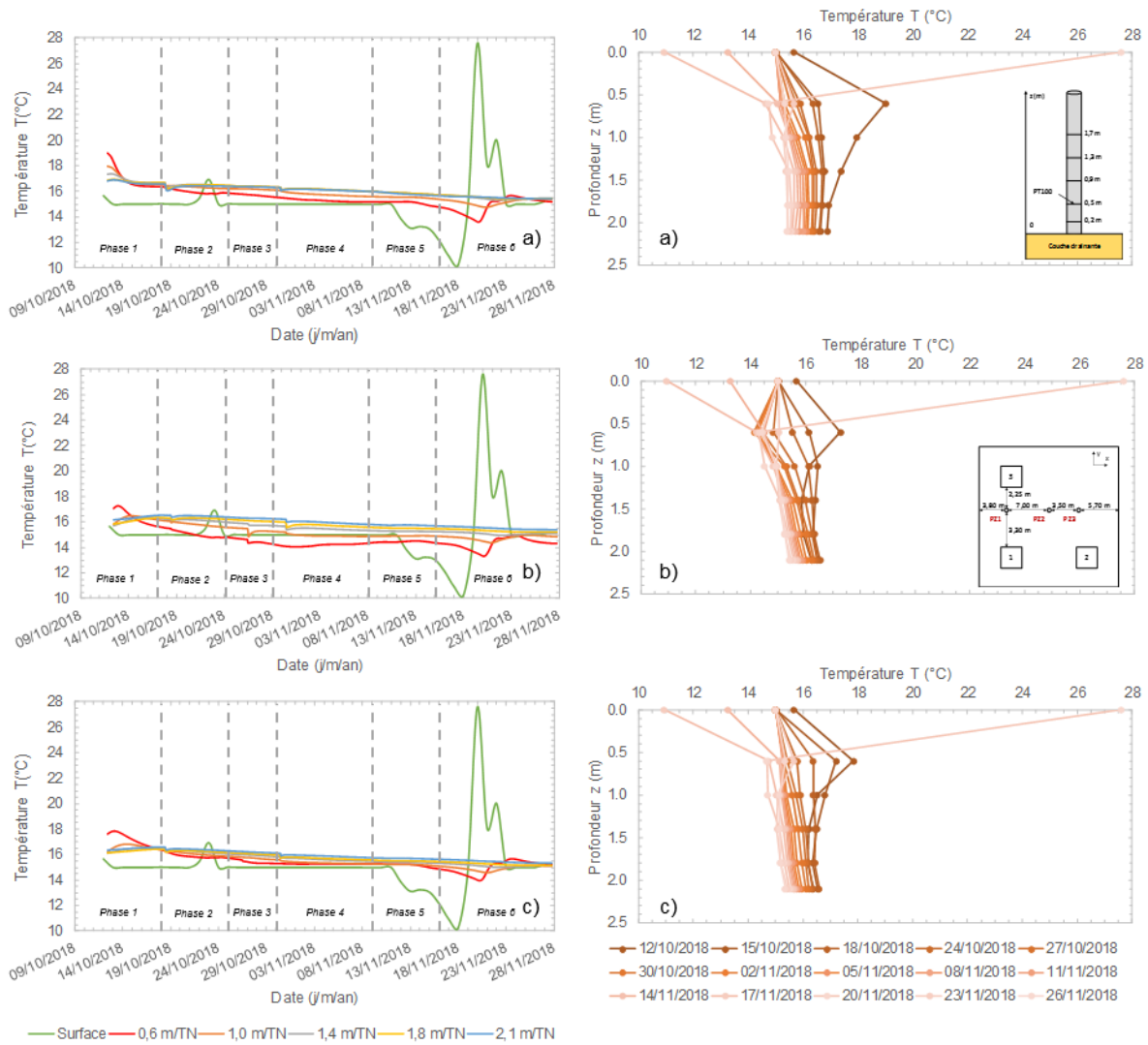


Figure III - 28 : Profils de température temporels et verticaux dans le terrain : a) au piézomètre 1, b) au piézomètre 2 et c) au piézomètre 3 – Expérience 3

De plus, ces courbes montrent l’influence de l’écoulement sur le champ de température vertical hors zone d’influence des géostructures thermiques. Comme lors des expériences précédentes, la mise en place d’un écoulement a tendance à améliorer l’homogénéité du champ de température en rapprochant les différentes courbes. Cela se traduit par une diminution du gradient de température vertical. De même, pendant les phases où la nappe est considérée hydrostatique, les courbes des capteurs superficiels s’écartent, traduisant une augmentation du gradient de température.

Néanmoins, l’écoulement n’est pas le paramètre le plus dimensionnant concernant la variation de température verticale. En effet, les pics de température de surface supérieurs à une demi-journée modifient notablement le champ de température du système. Ces variations sont amplifiées pendant les phases où l’écoulement est absent.

Le Tableau III - 15 présente les résultats des calculs des gradients de température verticaux et des flux de chaleur aux différents piézomètres. Cependant, les variations des conditions aux limites pendant l’expérience rendent difficile son interprétation globale. Dans l’ensemble, la

frange inférieure de terrain est peu sollicitée à court terme par les variations superficielles et la température reste relativement homogène sur la hauteur. Cela a pour conséquence de limiter en partie les flux verticaux. Toutefois, ces derniers ne sont pas négligeables et doivent être pris en compte lors de l'interprétation des résultats.

Tableau III - 15 : Gradients de température et flux de chaleur verticaux dans le terrain – Expérience 3

	Surface/PT100 0,6 m/TN				PT100 0,6/2,1 m/TN			
	Gradient de température [°C/m]		Flux de chaleur* [W/m ²]		Gradient de température [°C/m]		Flux de chaleur* [W/m ²]	
	12/10	27/11	12/10	27/11	12/10	27/11	12/10	27/11
PZ1	+ 5,56	+ 0,90	+ 10,0	+ 1,6	- 1,40	+ 0,51	- 2,5	+ 0,9
PZ2	+ 2,68	- 1,43	+ 4,8	- 2,6	- 0,71	+ 1,40	- 1,3	+ 2,5
PZ3	+ 3,62	+ 0,51	+ 6,5	+ 0,9	- 0,97	+ 0,54	- 1,7	+ 1,0

*Valeurs basées sur la loi de Fourier et une conductivité thermique de 1,8 W/m.K

De plus, le capteur le plus superficiel situé au piézomètre 2 présente des températures inférieures à la température de surface pendant les phases 2, 3, 4 et 5. Or, la température dans la chambre n'a jamais atteint ces valeurs les semaines précédant l'expérience. Ces variations ne peuvent donc être imputées qu'à deux phénomènes :

- données erronées ;
- influence d'un panache thermique froid ;

Cette première hypothèse est peu probable car les erreurs des capteurs sont généralement représentées par des pics positifs ou négatifs instantanés dont l'amplitude est très élevée. C'est donc la deuxième hypothèse qui est privilégiée. Il s'agirait ainsi d'une anomalie thermique négative provoquée par l'activation de la cuve 1 et mise en mouvement par l'écoulement.

c) Température du fluide caloporteur

Dans un second temps, l'analyse est portée sur la variation de température du fluide caloporteur (Tableau III - 16). Globalement, les résultats sont proches entre les deux cuves. Aucune différence majeure n'est présente, contrairement à l'expérience 2 (cf. III.3.1.2). Cela implique également qu'il n'y a pas d'interaction notable entre les deux cuves sur la durée de l'expérience.

Tableau III - 16 : Température d'entrée/sortie du fluide caloporteur et calcul des transferts thermiques associés – Expérience 3

Cuve1/Cuve2	Température d'entrée T_{in} [°C]		Température de sortie T_{out} [°C]		Différence de température entrée/sortie $\Delta T_{in/out}$ [°C]		Sollicitation thermique Q [W]		Flux thermique* ϕ [W/m ²]	
	Nombre	6419	6419	6419	6419	6419	6419	6419	6419	6419
Minimum	6,54	6,50	9,08	9,05	-0,06	-0,36	-25	-151	-1	-4
Maximum	15,69	15,36	16,39	15,59	3,73	3,83	1551	1594	42	43
Moyenne	9,06	8,99	11,50	11,29	2,44	2,30	1016	959	28	26
Médiane	8,79	8,65	11,33	11,16	2,59	2,48	1076	1031	29	28
Ecart-type	1,43	1,45	1,23	1,18	0,65	0,68	272	282	7	8

*Surface d'échange égale à 36,8 m²

Néanmoins, ces résultats globaux ne permettent pas de traiter les variations de température liées aux événements survenus pendant l'essai. C'est pourquoi les courbes enveloppe et de flux de chaleur sont tracées pour les deux cuves (Figure III - 29). Ainsi, chaque événement est marqué par une réaction quasi-instantanée des températures du fluide caloporteur. En effet, cette dernière est pilotée par la Pompe à Chaleur qui réagit de manière dynamique aux changements de condition du milieu.

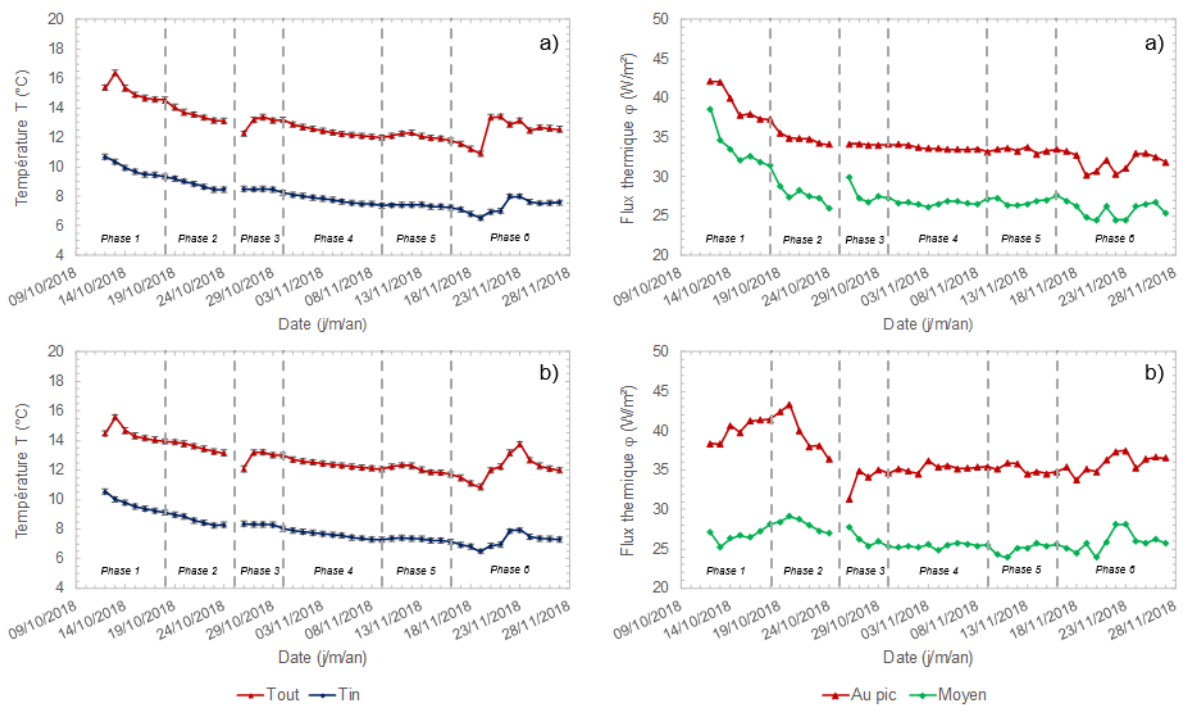


Figure III - 29 : Courbes enveloppe de la variation de température du fluide caloporteur et évolution du flux de chaleur au cours du temps : a) cuve 1 et b) cuve 2 – Expérience 3

Par conséquent, la diminution de la température globale du système implique une diminution de la température du fluide caloporteur pendant toute la durée de l'expérience. De plus, le passage aux phases 2, 4 et 6 définies par une nappe hydrostatique présente systématiquement un point d'inflexion. Ainsi, la température diminue de manière plus prononcée quand l'écoulement est nul car la recharge thermique naturelle apportée par ce dernier est arrêtée. Les variations observées pendant la phase 6 sont le résultat de la variation de la température de l'air dans la chambre climatique.

Concernant les flux de chaleur, les changements de régime hydraulique ont une influence mineure sur leur valeur. Lors des deux premières semaines de l'expérience, les variations sont fortes sans être nécessairement corrélées au passage d'une phase à une autre. Il s'agit ici plutôt de la mise à l'équilibre du système. Néanmoins, pour la cuve 1, l'arrêt de l'écoulement implique une diminution plus rapide des valeurs des flux de chaleur. Cependant, la cuve 2 présente, au contraire, une augmentation puis une diminution du flux de chaleur pendant les phases 1 et 2. Il pourrait s'agir de l'influence du plancher chauffant situé au-dessus de la cuve 2. L'hypothèse avancée est que ce dernier apporte de l'énergie au terrain sous-jacent via conduction à travers le béton et dope les transferts thermiques liés à l'extraction d'énergie par les géostructures thermiques.

d) Température dans les parois P1 et P3 de la cuve 1

Dans un troisième temps, l'analyse est centrée sur la variation de température dans les parois P1 et P3 de la cuve 1 (Figure III - 30). Dans ce contexte, les transitions de phase sont fortement marquées et les modifications des conditions aux limites sont aisément identifiables.

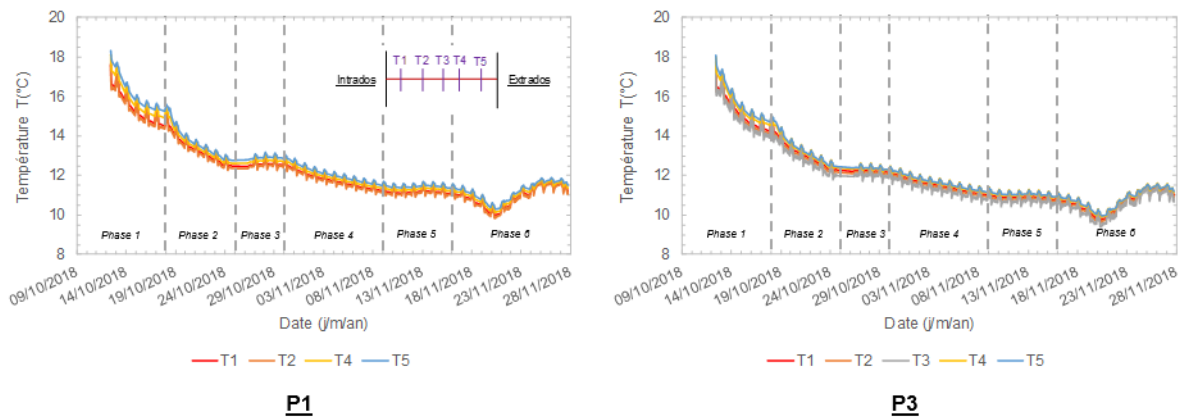


Figure III - 30 : Variation de température dans les parois P1 et P3 de la cuve 1 – Expérience 3

D'une part, les périodes d'arrêt de l'écoulement sont synonymes d'une accélération de la décroissance de la température dans les parois. Quel que soit la hauteur de nappe, le point d'inflexion est bien visible et traduit l'arrêt de la recharge thermique naturelle apportée par la nappe. Le système passe d'une combinaison de transferts thermiques par advection et conduction à un système purement conductif où un volume important est sollicité. Les parois en béton sont ainsi sollicitées en premier lieu car elles sont en contact direct avec les tubes échangeurs de chaleur.

D'autre part, la variation de hauteur de la nappe a une influence sur le comportement thermique du système. Les résultats des expériences 1 (cf. III.3.1.1) et 2 (cf. III.3.1.2) ont montré que l'écoulement provoquait un gradient thermique non négligeable entre l'intrados et l'extrados des parois. Or, ce comportement n'est observable que pendant la phase 1 de l'expérience 3. En effet, dès la phase 2, le niveau de la nappe est abaissé et les capteurs se retrouvent au-dessus de ce nouveau niveau. Les capteurs enregistrent donc des données dans une portion en conduction pure même pendant les phases où la nappe est en écoulement. C'est pourquoi il n'y a plus de gradient notable entre l'extrados et l'intrados pendant le reste de l'expérience. Cependant, les transitions de phase sont quand même marquées. Par conséquent, la portion de l'ouvrage affectée par l'écoulement influence la portion sus-jacente mais sans générer de gradients transversaux.

e) Synthèse

En conclusion de cette expérience, les différents points soulevés à la suite des expériences 1 et 2 sont validés. Tout d'abord, la température de l'air extérieur a une influence très forte sur le comportement global du système dès que les variations durent plus d'une demi-journée. En effet, la température du terrain, du fluide caloporteur et des parois moulées suit la courbe de la température de surface. De plus, le plancher chauffant est en interaction avec la cuve 2 et dope ses performances.

Ensuite, l'écoulement génère une recharge thermique naturelle qui coupe la dérive thermique liée à l'extraction d'énergie pour le chauffage du bâtiment. Par conséquent, pendant les phases où la nappe est hydrostatique, la décroissance de température s'accélère, notamment dans les parois qui officient en tant que réservoir d'énergie. La réponse du système est extrêmement rapide aux modifications du régime hydraulique et notamment le fluide caloporteur dont la température est contrôlée par le fonctionnement de la Pompe à Chaleur. Cette dernière s'adapte pour continuer de fournir les besoins du bâtiment en chauffage.

Enfin, le niveau de la nappe influence la répartition de l'énergie dans le système. D'une part, les portions de l'ouvrage au-dessus de la nappe sont en conduction pure. Cela signifie que l'intrados et l'extrados des parois sont sollicités de manière équivalente. Par conséquent, pour les zones soumises à un écoulement, ce critère n'est plus respecté et un gradient de température transversal est généré. D'autre part, la température des zones sus-jacentes à une nappe est influencée par le régime hydraulique et suit les mêmes variations que celle-ci mais sans gradient de température transversal.

III.3.2. Conclusion et perspectives

Les conclusions et perspectives ci-après sont basées sur les résultats des expériences présentées précédemment (cf. III.3.1.1, III.3.1.2 et III.3.1.3) mais également sur les données d'autres essais dont les conditions étaient trop variables pour être interprétées sur leur durée. En effet, pendant toute la durée d'utilisation de la chambre climatique, de nombreux événements sont venus perturber le comportement thermique du système et cela de manière erratique.

Concernant les expériences de référence présentées, l'interprétation est restée possible. Celles-ci permettent, notamment, d'appréhender le comportement thermique d'une cuve seule ou de

deux cuves soumises à un écoulement puis avec une nappe hydrostatique. De même, l'influence de la température de l'air extérieur, du niveau de nappe et de la présence d'une source extérieure est testée.

De plus, divers incidents pendant la phase de construction et par la suite rendent les fibres optiques inexploitable en l'état. C'est pourquoi tous les résultats sont basés sur les données obtenues à partir de PT100 :

- champ de température vertical au niveau des piézomètres ;
- température du fluide caloporteur en entrée/sortie des géostructures thermiques ;
- profils transversaux de température dans les parois P1 et P3 de la cuve 1.

Premièrement, la température imposée par la chambre climatique en surface modifie la température globale du système. Ainsi, tous les compartiments étudiés suivent sa variation à court et à long terme. A court terme, les dimensions de l'expérimentation impliquent que la réponse du système est très rapide à ces variations. Par conséquent, si la température en surface est modifiée pendant une durée supérieure à une demi-journée, les résultats s'en trouvent affectés. A long terme, la température du système tend vers un équilibre fixé par la température de la chambre climatique (*e.g.* 15 °C). En conclusion, si les variations dans la chambre sont trop importantes ou si le terrain est à une température trop éloignée de la température de consigne, les variations observées dans les résultats sont principalement dues aux variations de l'air extérieur et l'interprétation peut être erronée. D'un point de vue théorique, cela permet également de définir l'influence d'un réchauffement ou d'un refroidissement climatique sur le comportement à long terme de ce type d'ouvrage. De plus, comme les dimensions de l'expérimentation sont réduites, le système est fortement influencé par les conditions aux limites.

Deuxièmement, l'écoulement génère une recharge thermique naturelle qui empêche la dérive thermique du système. En effet, les géostructures thermiques sont ici utilisées pour chauffer un bâtiment via un plancher chauffant. Par conséquent, de l'énergie est extraite du milieu et sa température diminue. Lorsque l'écoulement est actif, cette diminution de température est freinée, voire stoppée. Ce phénomène a pour conséquence de générer des gradients transversaux de température au sein des parois. Ainsi, quand la nappe est hydrostatique, le système est en conduction pure et les transferts thermiques sont équivalents entre l'intrados et l'extrados. Cependant, dès qu'un écoulement est présent, l'intrados qui représente le terrain entre les fiches d'un ouvrage reste en conduction pure quand l'extrados subit l'influence des transferts thermiques via advection. Cette différence de comportement thermique est à l'origine des gradients de température transversaux. Ce phénomène se retrouve également à l'échelle de l'ouvrage où les parois P1 (*i.e.* perpendiculaire à l'écoulement) et P3 (*i.e.* parallèle à l'écoulement) ne présentent pas le même comportement (Figure III - 31).

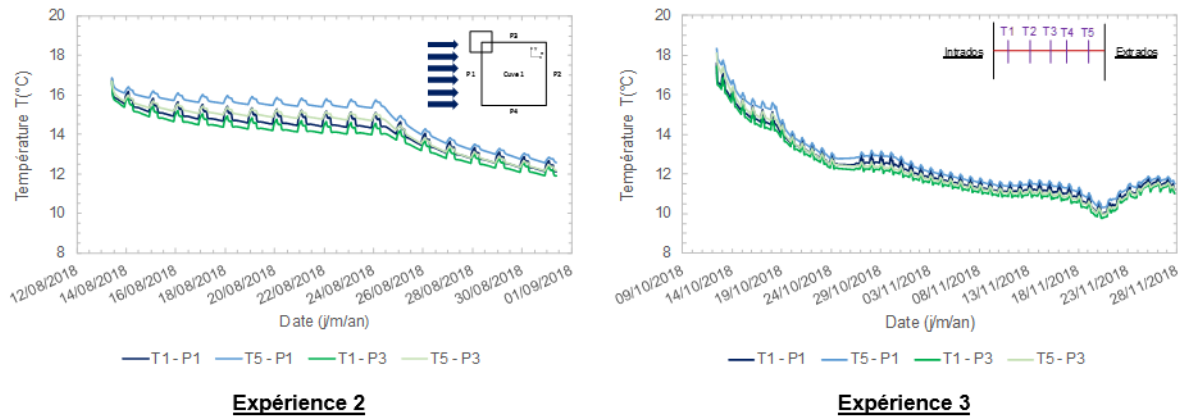


Figure III - 31 : Variation de température dans les parois P1 et P3 de la cuve 1 – Expériences 2 et 3

Dans cette figure, seules les données des capteurs les plus proches des interfaces sont représentées. Dans les deux expériences, la paroi P1 présente la température la plus élevée. De plus, l'extrados est toujours plus chaud que l'intrados. Comme la Pompe à Chaleur est en mode chauffage et que de l'énergie est extraite du milieu, plus la température est élevée, plus le système est favorable. Par conséquent, la paroi P1 est la plus favorable, notamment à l'extrados. Ce résultat est en accord avec les conclusions émises lors des modélisations numériques 3D thermo-hydrauliques d'ouvrages en paroi moulées thermoactives (cf. II.4).

Troisièmement, ces expériences ne permettent pas de définir clairement une interaction entre deux ouvrages. Si la différence entre le comportement purement conductif et advection/conduction est notable, les données des PT100 ne font pas ressortir de variations conséquentes. Deux hypothèses sont avancées :

- la vitesse d'écoulement est trop élevée et dissipe intégralement les anomalies thermiques générées ;
- l'interaction thermique entre les ouvrages est comprise dans les variations liées à l'écoulement qu'il n'est pas possible de différencier sans les données des fibres optiques pouvant faire apparaître un panache thermique.

Cependant, une autre source d'interaction est à noter. En effet, la cuve 2 est située directement sous le plancher chauffant du bâtiment régulé. Comme ce dernier n'est pas isolé, les déperditions thermiques sont importantes et notamment vers le terrain qui reçoit ainsi de l'énergie supplémentaire. Par conséquent, l'énergie extraite pour chauffer le bâtiment est en partie restituée au terrain via conduction à travers le plancher. Cela a pour effet de doper les valeurs de flux de chaleur au sein de la cuve 2. Il s'agit donc d'une source d'énergie externe qu'il faut prendre en compte dans l'analyse des résultats. Dans un cas concret, ces sources d'énergie peuvent prendre plusieurs formes et par exemple :

- autre système géothermique ;
- réseaux d'eau usée et/ou potable ;
- excavation régulée ou non (*e.g.* parking, gare, fouille ouverte, etc.).

Quatrièmement, la hauteur de nappe a une influence non négligeable dans les résultats. D'une part, elle sépare les zones en conduction pure des zones susceptibles de subir un écoulement. Ainsi, les zones sus-jacentes à la nappe se comportent comme lorsque la nappe est hydrostatique. D'autre part, ces zones sont influencées par la portion de l'ouvrage sous-jacente qui subit ou non un écoulement tout en conservant les propriétés d'une zone en conduction pure, c'est-à-dire que la sollicitation thermique est répartie de manière homogène.

Pour conclure, il convient de noter que d'un point de vue quantitatif, la sollicitation thermique se répartit entre les différents ouvrages afin de subvenir aux besoins du bâtiment. Par conséquent, pour un besoin équivalent, un ouvrage seul est deux fois plus sollicité que deux ouvrages en parallèle. Cela signifie que les flux de chaleur et la dérive thermique sont plus faibles lorsque deux ouvrages sont sollicités. De même, ces derniers ne sont pas modifiés de manière notable par le régime hydraulique car la différence de température entre l'entrée et la sortie est contrôlée par la pompe à chaleur en fonction des besoins du bâtiment.

En perspectives pour cette partie expérimentale, d'autres configurations doivent être testées afin de valider ces résultats. Notamment, des expériences de longue durée (*i.e.* supérieures à trois semaines) à différentes vitesses de Darcy doivent permettre d'établir des abaques d'influence de la vitesse d'écoulement sur les performances thermique des géostructures thermiques. De plus, l'utilisation des fibres optiques impliquera à terme de visualiser le champ de température entre les différents ouvrages et au sein des structures. Par exemple, elles ont été placées afin de pouvoir reconstruire le déplacement d'un panache thermique. Une fois ce travail effectué, il sera possible de définir différents niveaux d'interaction entre les ouvrages en fonction de la vitesse d'écoulement. De même, toutes ces expériences peuvent être menées conjointement avec les pieux énergétiques en place dans Sense City. Néanmoins, pour que ces expériences soient exploitables, il est essentiel que la chambre climatique soit régulée à température constante pendant une longue période afin de limiter au maximum les transferts de chaleur verticaux.

III.4. Modélisation numérique en 3D d'un essai type

Dans l'objectif de valider les hypothèses numériques développées dans le chapitre II (cf. II.4) et d'améliorer la compréhension des résultats expérimentaux (cf. III.3.2), un modèle numérique 3D thermo-hydraulique de Sense City est développé. Il doit permettre de reproduire les expérimentations réalisées précédemment. Pour valider cela, les résultats numériques sont comparés aux données des capteurs.

Les calculs sont réalisés à l'aide du logiciel FLAC3D (ITASCA, 2013) et les données de référence correspondent aux résultats de l'expérience 2 dans Sense City (cf. III.3.1.2).

III.4.1. Hypothèses, conditions aux limites et conditions initiales

III.4.1.1. Géométrie et modèle géotechnique

Le modèle numérique 3D représente la fosse de Sense City. Ses dimensions sont synthétisées dans la Figure III - 32. Elles respectent les valeurs énoncées lors de la description du modèle expérimental (cf. III.1). De plus, les espaces vides présents sur la figure représentent les regards en béton armé dans lesquels il n'y a pas de terrain. Les réseaux d'eau usée et d'eau potable ne sont pas modélisés.

Le maillage rectangulaire du modèle est composé de 401 218 nœuds et 382 382 zones.

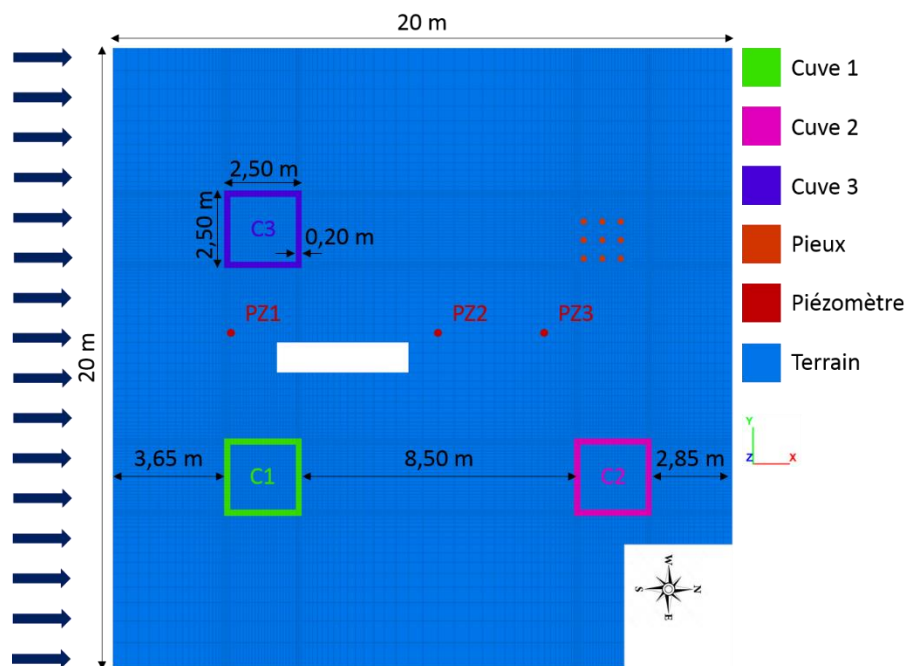


Figure III - 32 : Géométrie du modèle numérique 3D de Sense City

De même, le modèle géotechnique reprend les valeurs définies précédemment pour le sol reconstitué (cf. III.2). Concernant les caractéristiques des autres matériaux en place, les valeurs sont basées sur les données bibliographiques liées à leur nature (Tableau III - 17). Une des hypothèses fortes de ce modèle repose sur le fait que les matériaux sont considérés homogènes et isotropes. Cela implique que cette hypothèse est appliquée sur le compactage. Or, dans le modèle expérimental, il est avéré que le compactage n'a pas été réalisé de manière homogène.

Cependant, il est impossible de déterminer le degré d'anisotropie à appliquer ni les zones concernées. Il s'agit d'un premier biais dans le modèle numérique.

Tableau III - 17 : Caractéristiques thermo-hydrauliques du modèle numérique 3D de Sense City

Matériau	Puissance e [m]	Masse volumique ρ [kg/m ³]	Conductivité thermique λ [W/m.K]	Chaleur spécifique C_v [J/kg.K]	Perméabilité k [m/s]
Terre végétale	0,5	1800	1,5	1000	1.10^{-6}
Sol reconstitué	1,8	2100	1,8	1050	1.10^{-4}
Couche drainante	0,3	2200	2,2	1000	1.10^{-3}
Béton	-	2500	2,3	920	-
Eau	-	1000	0,6	4200	-

La deuxième hypothèse forte utilisée correspond à l'application de la sollicitation thermique directement sur les nœuds des parois à la position des tubes échangeurs de chaleur. En première approche, ce choix a été effectué afin de limiter les temps de calcul mais également afin de valider cette approche, utilisée dans les modèles numériques du chapitre II (cf. II.2). Ainsi, comme chaque paroi est indépendante (cf. III.1.2.2), la température d'entrée dans chacune de celle-ci est identique. De plus, la température de sortie mesurée correspond au mélange des fluides qui a circulé dans les différentes parois. De même, la différence de température entre l'entrée et la sortie est inférieure à 3 °C. Comme il est impossible de déterminer la répartition de température du fluide pendant sa circulation, il est considéré que le fluide a la même température en chaque point. Sa valeur est donc égale à la température moyenne entre l'entrée et la sortie.

III.4.1.2. Conditions aux limites

Les conditions aux limites imposées sont de trois types :

- température imposée (condition de Dirichlet) ;
- charge hydraulique imposée (condition de Dirichlet) ;
- flux hydraulique imposé (condition de Neumann).

Premièrement, la température en surface est imposée selon les données des capteurs de température dans la chambre climatique. Cette température mesurée correspond à la température moyenne de l'air et, par conséquent, à la température appliquée à la surface du terrain. L'influence de cette condition dépend ensuite de la diffusion thermique entre la surface et les terrains sous-jacents. Dans Sense City, les matériaux en surface sont très variables. Cependant, cette complexité ne peut pas être représentée dans ce type de modèle numérique.

Néanmoins, la position des bâtiments est importante. En effet, comme la cuve 2 est située sous le plancher chauffant du bâtiment R+1, elle ne subit pas intégralement la condition en température imposée à la surface. Cependant, le plancher chauffant applique une autre condition limite en température dont la valeur est fixée par la Pompe à Chaleur, soit 30 °C dans l'expérience de référence.

Deuxièmement, la charge hydraulique est imposée au système afin de fixer la hauteur de nappe dans le terrain. Cette valeur correspond à la mesure du niveau d'eau dans les piézomètres, soit 1,80 m dans l'expérience de référence. De plus, les terrains situés sous la nappe sont considérés entièrement saturés. Or, d'après les tests de remplissage (cf. III.2.3.1), tous les pores ne sont pas remplis d'eau. Par conséquent, le milieu n'est pas saturé. Cependant, il n'est pas possible de définir une saturation partielle sous la nappe dans le modèle numérique et ces zones non saturées ne sont pas clairement identifiées dans le modèle expérimental.

Troisièmement, pour générer un mouvement d'eau dans la fosse, une pompe de circulation est activée. Or, aucun gradient hydraulique n'est mesuré dans les piézomètres. Par conséquent, dans le modèle numérique, un débit de pompage et d'injection est appliqué de part et d'autre du modèle afin de reproduire cet écoulement. L'écoulement ainsi généré est considéré homogène. Le débit de la pompe de circulation est fixé à 5,6 m³/h pendant la phase d'écoulement et à 0 m³/h quand la nappe est hydrostatique. Pour une nappe à 1,80 m de hauteur dans les piézomètres, cela signifie une vitesse de l'ordre de 3,7 m/j. Il s'agit d'une vitesse extrêmement élevée qui permet de mettre en interaction les ouvrages rapidement et de tester le modèle expérimental dans ses conditions extrêmes.

Quatrièmement, aux bords du modèle, l'écoulement est nul. De plus, la température dans le terrain à l'extérieur de la fosse est inconnue et dépend des conditions climatiques. Or, d'après les données des capteurs fixés sur les piézomètres, la température globale du système diminue pendant l'expérience (cf. III.3.1.2). La diminution moyenne de température au cours du temps est ainsi appliquée aux bords du modèle. Par conséquent, la condition aux limites en température est variable au cours du temps. Des tests préalables indiquent que cette hypothèse permet de limiter les effets de bord. De même, pour tenir compte de l'effet thermique des regards, un coefficient d'échange thermique par convection de 4 W/m².K est appliqué à l'intrados des regards.

III.4.1.3. Conditions initiales

Les conditions initiales du modèle sont définies selon la température et la hauteur d'eau mesurées au niveau des piézomètres. La hauteur d'eau est constante quel que soit la position considérée. Cependant, ce n'est pas le cas pour le champ de température qui est plus hétérogène à cause des variations de température et des différences de matériaux de surface. Par conséquent, la température initiale correspond à la température moyenne enregistrée à chaque profondeur (Figure III - 33).

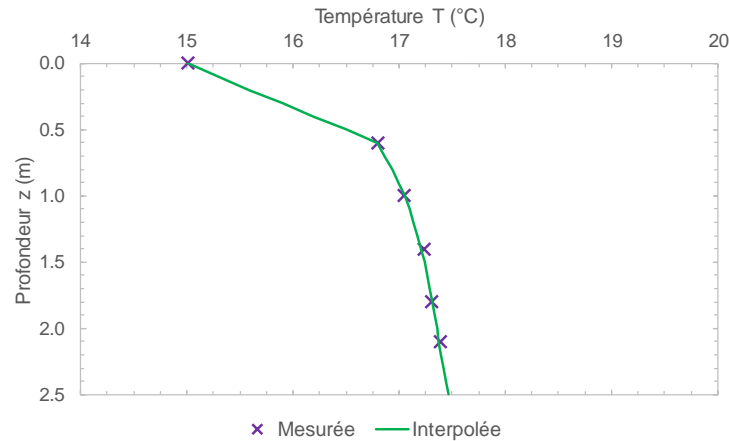


Figure III - 33 : Profil vertical de température à l'état initial – modélisation Sense City

Concernant l'écoulement, l'expérience est découpée en deux phases :

- phase 1 : écoulement en régime permanent ;
- phase 2 : nappe hydrostatique.

Pour la première phase, le champ de vitesse est initialisé selon les caractéristiques de la pompe de circulation définies précédemment dans l'application des conditions aux limites du modèle (cf. III.4.1.2). Il en résulte le champ de vecteur de vitesse de Darcy défini dans la Figure III - 34. Comme seules les cuves 1 et 2 sont activées, l'illustration est centrée sur ces deux ouvrages.

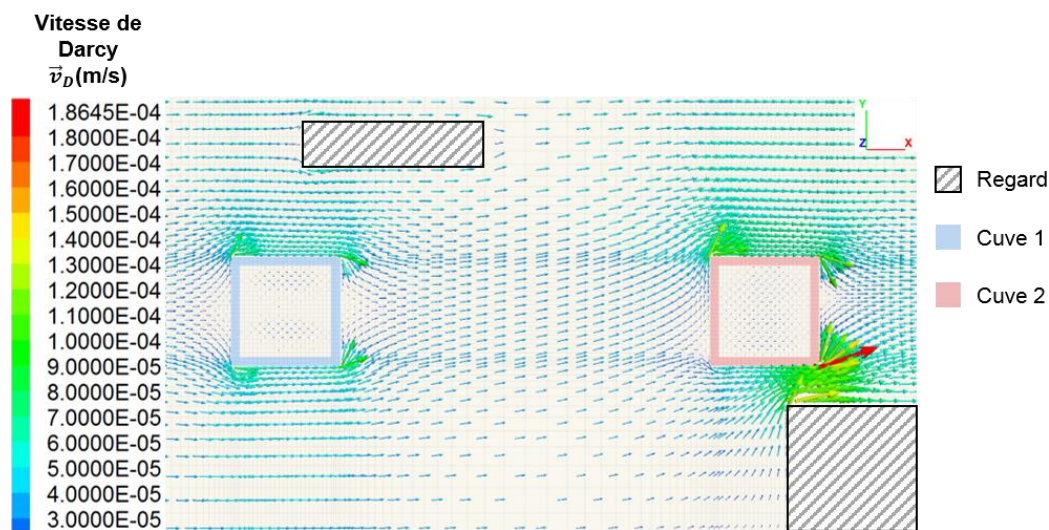


Figure III - 34 : Champ de vitesse de Darcy – modélisation Sense City

Premièrement, les regards ont une influence non négligeable sur la géométrie de l'écoulement dans le terrain. En effet, ces derniers sont imperméables et bloquent l'écoulement. Un effet barrage est ainsi généré (cf. I.1.3.3). Ce dernier a pour conséquence de modifier l'intensité et la direction des vecteurs vitesse de Darcy. D'une part, le regard rectangulaire situé dans la partie supérieure de la figure est suffisamment éloigné des cuves par rapport à ses dimensions pour ne pas avoir d'influence notable sur les géostructures thermiques. D'autre part, le regard situé dans l'angle inférieur droit force l'eau à s'écouler dans un espace restreint entre ses parois et la cuve 2. Le champ de vitesse de Darcy est donc fortement perturbé dans cette zone.

Deuxièmement, les vecteurs ont tendance à effectuer une rotation dans le sens trigonométrique en se rapprochant de la cuve 2. Cela signifie que le regard et la cuve 2 génèrent un effet barrage important de manière combinée.

Troisièmement, l'effet barrage a pour conséquence une accélération de la vitesse de Darcy dans les angles des ouvrages et une diminution de celle-ci aux abords des parois perpendiculaires à l'écoulement. Les modifications sont homogènes autour de la cuve 1 et hétérogènes autour de la cuve 2 à cause de la présence d'un regard imperméable à proximité. Ces résultats sont en accord avec la théorie (cf. I.1.3.3) et les conclusions des modèles numériques du chapitre II (cf. II.4).

En conclusion pour la partie hydraulique, la vitesse de Darcy non perturbée est de l'ordre de 3,7 m/j, de 7,4 m/j dans les angles de la cuve 1 et de 9,5 m/j en moyenne dans les angles de la cuve 2. Encore une fois, ces valeurs extrêmes sont peu représentatives de l'écoulement dans un cas réel mais correspondent aux vitesses estimées dans le modèle expérimental à partir du débit de la pompe de circulation et de la hauteur de nappe.

Par conséquent, l'activation des cuves 1 et 2 va générer des modifications du champ de température non homogènes dans le système. En effet, les conditions initiales et aux limites ne permettent pas d'assurer un comportement identique entre les deux ouvrages. Cependant, cette conclusion est en adéquation avec les résultats expérimentaux qui présentent des valeurs différentes entre les deux cuves.

De plus, le rapport entre la chaleur spécifique du sol reconstitué et de l'eau est de 1,9. Par conséquent, le front thermique avance à une vitesse de l'ordre de 7,0 m/j en zone non perturbée (cf. I.1.3.3). Sans compter l'effet barrage, il faut donc en théorie un peu plus d'une journée pour que le panache thermique traverse la zone intermédiaire située entre la cuve 1 et la cuve 2 (*i.e.* 8,5 m).

III.4.2. Résultats et analyses

Une fois que les conditions initiales et aux limites sont définies, la modélisation de l'expérience démarre. Pour cela, la sollicitation thermique mesurée au cours de l'essai est injectée dans les nœuds du modèle à l'emplacement des tubes échangeurs. Comme le pas de temps des mesures est de dix minutes, le pas de temps du modèle numérique est adapté afin de modifier la valeur de température aux nœuds avec la même fréquence que les mesures.

Trois scénarios sont privilégiés dans cette analyse :

- température du fluide caloporteur imposée ;
- puissance imposée ;
- température ou puissance imposée selon la phase de l'expérience.

Ces trois scénarios permettent de comparer l'influence du mode de sollicitation privilégié. De même, la comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques permet d'appréhender l'influence du tube échangeur de chaleur dans le système global.

III.4.2.1. Scénario température imposée

Comme la répartition de la température dans le fluide caloporteur est inconnue et que la différence de température entre l'entrée et la sortie est de quelques degrés, il est considéré que la température du fluide caloporteur est égale à la moyenne entre l'entrée et la sortie. Cette hypothèse est souvent considérée dans les modèles analytiques et numériques (cf. I.2.2). De plus, dans Sense City, chaque paroi est indépendante. C'est-à-dire que la température mesurée par les capteurs correspond au mélange du fluide caloporteur qui a circulé dans les quatre parois (cf. III.1.2.2). Par conséquent, la distance parcourue par le fluide est relativement limitée, ce qui renforce cette hypothèse.

La première étape d'analyse consiste à vérifier l'accord entre le profil de température vertical mesuré dans le terrain et sa valeur numérique au cours de l'expérience (Figure III - 35). En effet, si la température dans le terrain est mal modélisée, il ne sera pas possible d'interpréter les variations de température dans les structures.

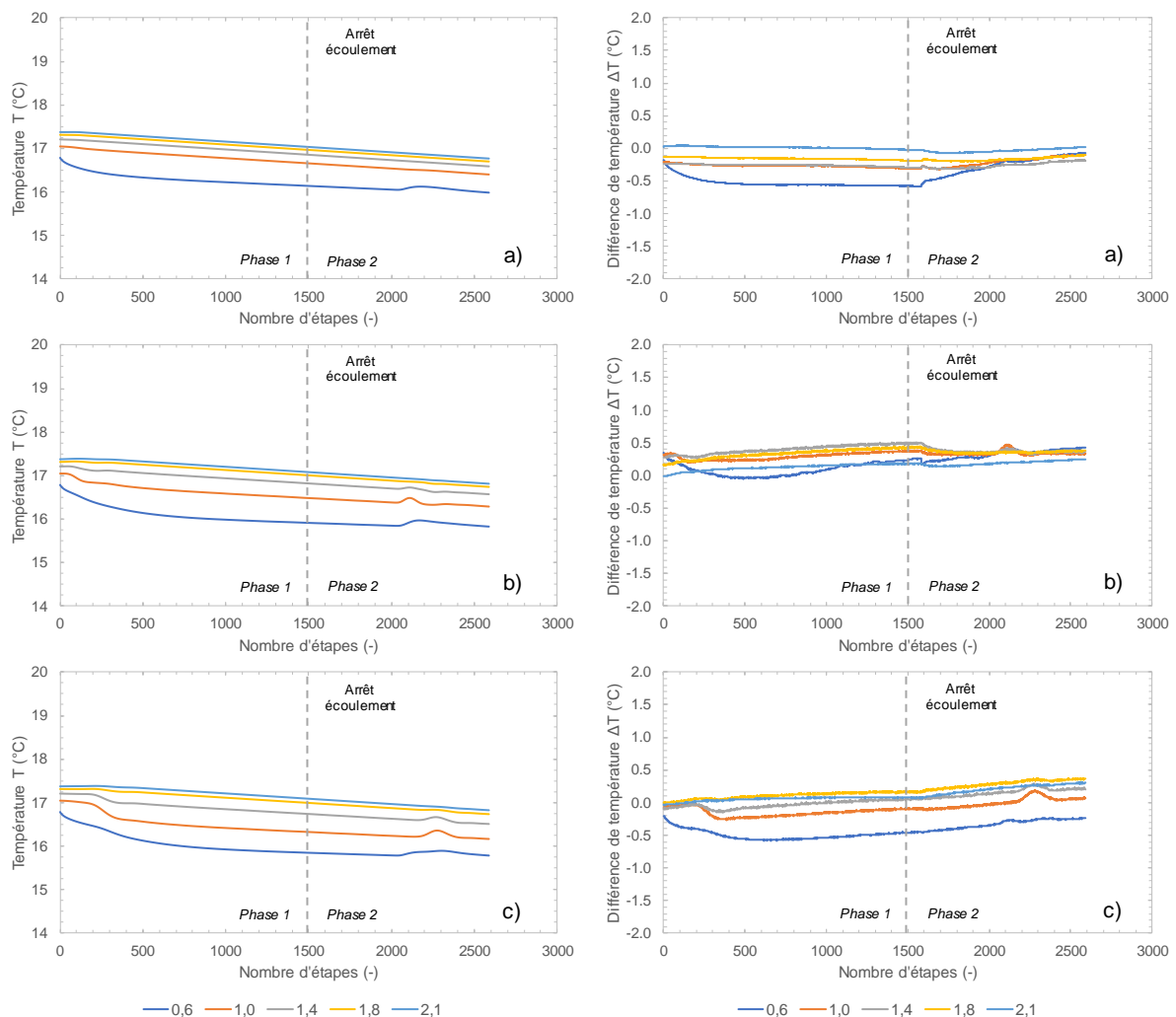


Figure III - 35 : Profils de température dans le terrain et comparaison entre résultats numériques et expérimentaux : a) au piézomètre 1, b) au piézomètre 2 et c) au piézomètre 3

Globalement, la température dans le terrain diminue au cours de l'expérience, ce qui est cohérent avec les observations expérimentales (cf. III.3.1.2). De plus, la différence de

température entre la valeur numérique et la valeur expérimentale est faible. Au maximum, elle est égale à $\pm 0,5$ °C, ce qui est inférieur à 5% de différence. Ce résultat est jugé satisfaisant compte tenu de l'état de surface qui n'est pas modélisé et de la méconnaissance des processus thermiques en surface. Néanmoins, la température calculée aux piézomètres 2 et 3 ne décroît pas aussi vite que celle mesurée. Cette observation explique la pente positive de la différence de température à ces piézomètres. De même, la température la plus proche de la surface est la plus éloignée de celle modélisée. Cela est probablement dû aux propriétés thermiques de la couche de terre végétale qui sont inconnues.

Concernant maintenant la température dans les structures, le constat est différent (Figure III - 36). Globalement, le comportement observé est identique aux résultats expérimentaux avec une décroissance de la température dans les parois plus rapide à la suite de l'arrêt de l'écoulement. De même, la température mesurée à l'extrados (*i.e.* capteur 5) est supérieure à la température de l'intrados (*i.e.* capteur 1) grâce à la recharge thermique liée à l'écoulement. Néanmoins, lors de la phase 1 où l'écoulement est actif, le modèle numérique présente des températures plus faibles de l'ordre de 2 °C, notamment vers le centre des parois. Cela est probablement lié à l'hypothèse forte qui consiste à ne pas modéliser les tubes échangeurs de chaleur. Cette différence implique que le fluide caloporteur n'est pas à l'équilibre thermique avec le tube échangeur pendant cette phase. Cependant, lors de la phase 2 où l'écoulement est nul, la différence de température entre les données numériques et expérimentales diminue fortement. Cela signifie que l'hypothèse considérée pour le tube échangeur ne génère pas une grande erreur quand le système est en conduction pure. Il est ainsi possible de considérer que le fluide caloporteur est pratiquement à l'équilibre thermique avec le tube échangeur de chaleur quand le système est en conduction pure. De plus, contrairement à l'expérimentation, l'arrêt de l'écoulement ne diminue pas le gradient de température transversale au sein des parois.

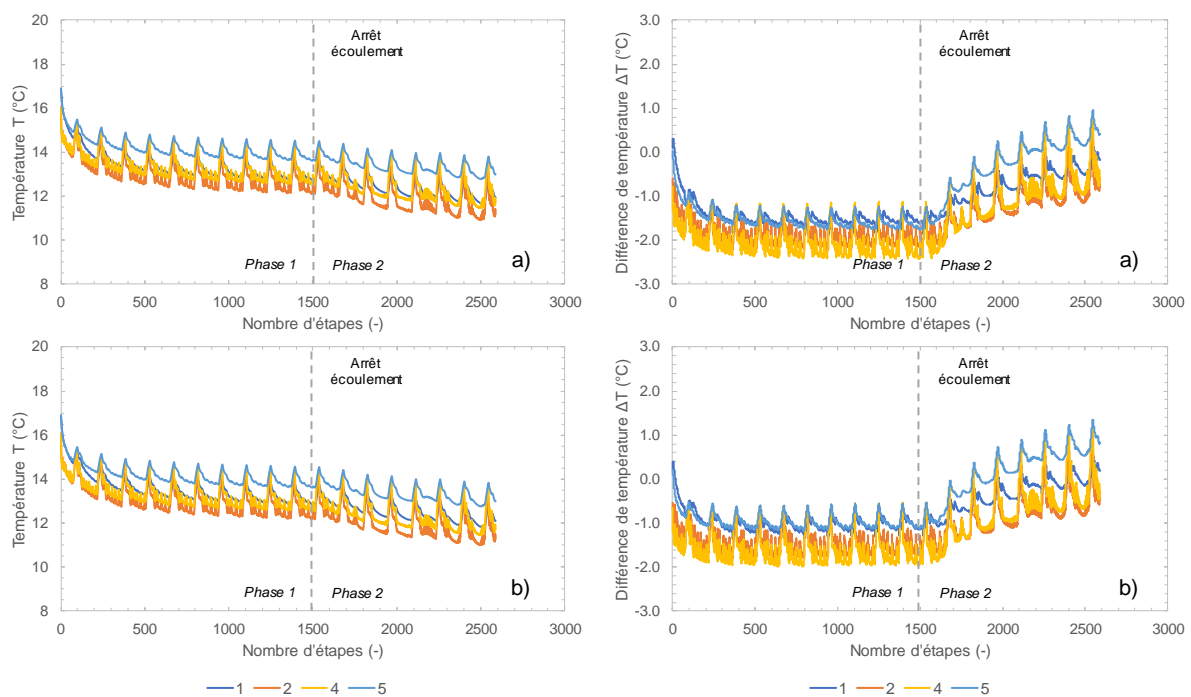


Figure III - 36 : Profils de température dans les parois de la cuve 1 et comparaison entre résultats numériques et expérimentaux : a) à la paroi P1, b) à la paroi P3 – cas température imposée

Par conséquent, ce modèle est plus représentatif du comportement du système pendant la phase 2 où l'écoulement est nul. En effet, lors de la phase 1, l'erreur est supérieure à 15 % par rapport à la valeur de référence qui correspond aux données des capteurs. Comme la valeur du champ de température du terrain non perturbé (*i.e.* aux piézomètres) est fiable, cette erreur provient de la non prise en compte du tube échangeur dans les phénomènes de transfert thermique.

Ce modèle a tendance à sous-estimer la valeur de la température dans le système. Ce qui va dans le sens de la sécurité pour les périodes de chauffage.

Afin de tester l'influence de cette hypothèse, le prochain scénario (cf. III.4.2.2) considère que la sollicitation thermique correspond directement à l'énergie échangée entre le fluide caloporteur et le système.

III.4.2.2. Scénario puissance imposée

Dans ce scénario, l'énergie échangée entre le fluide caloporteur et le système est calculée en fonction de la différence de température entre l'entrée et la sortie, le débit du fluide caloporteur et sa chaleur spécifique (cf. I.2.3). La répartition de la charge thermique est considérée homogène le long du tube échangeur. De plus, chaque paroi isolée reprend la même charge.

Concernant le champ de température aux piézomètres, les résultats sont identiques au cas précédent (cf. III.4.2.1). Cependant, les tendances des variations de température dans les parois sont très différentes (Figure III - 37). En effet, l'arrêt de l'écoulement ne présente pas d'influence majeure sur la répartition du champ de température.

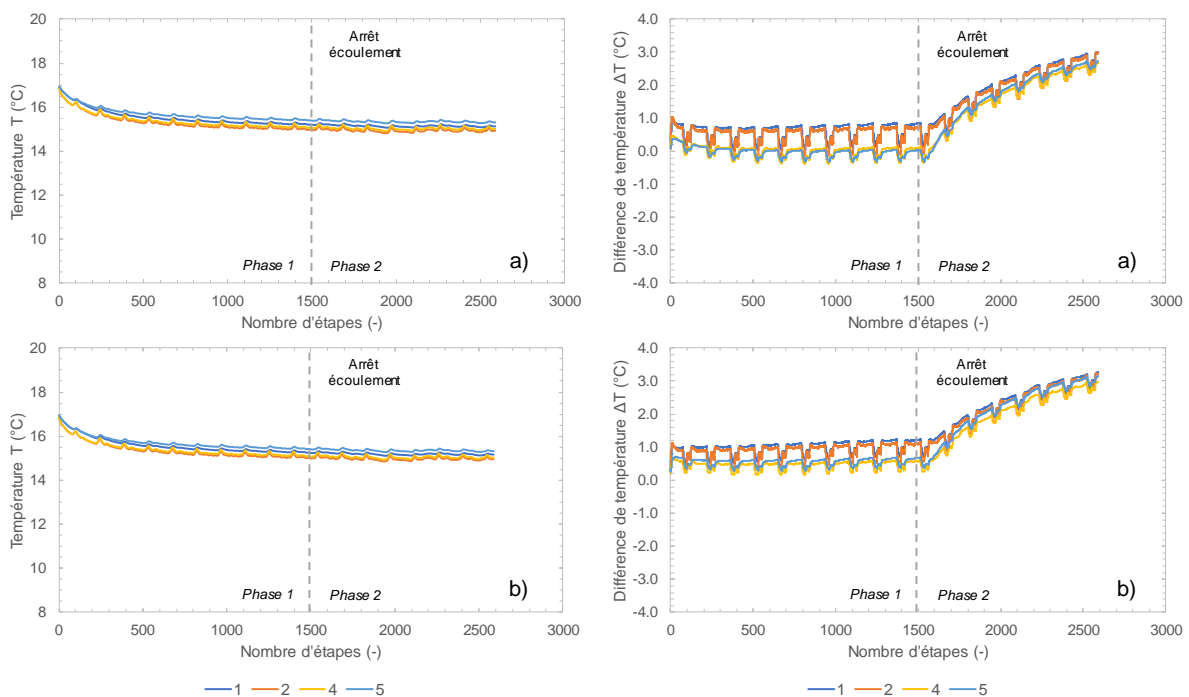


Figure III - 37 : Profils de température dans les parois de la cuve 1 et comparaison entre résultats numériques et expérimentaux : a) à la paroi P1, b) à la paroi P3 – cas puissance imposée

Comme la puissance appliquée est calculée en fonction du delta de température entre l'entrée et la sortie et que ce dernier est relativement constant au cours de l'expérience, cela signifie que la valeur de la puissance appliquée l'est également. En effet, le delta de température est contrôlé

par la Pompe à Chaleur en fonction des besoins du bâtiment qui sont constants dans ce cas d'étude. De plus, le gradient de température entre l'intrados et l'extrados est peu présent. Néanmoins, pendant la phase 1 où l'écoulement est présent, le modèle reproduit bien les données mesurées. L'erreur est inférieure au degré Celsius. Celle augmente fortement dès l'arrêt de l'écoulement où elle atteint environ 3 °C à la fin de l'expérience. En effet, comme le modèle ne reproduit pas l'accélération de la décroissance de la température pendant la phase 2, l'écart entre le modèle numérique et les données expérimentales augmente fortement.

Cette modélisation est donc adaptée pour la phase 1 mais pas pour la phase 2 où la température est surestimée, ce qui va à l'encontre de la sécurité pendant une phase de chauffage. Il est intéressant de noter qu'il s'agit du comportement inverse du cas précédent où le contrôle en température présentait de meilleurs résultats pendant la phase 2. Pour essayer d'analyser ces résultats, il faut les remettre en perspective avec les phénomènes en jeu. La présence d'un écoulement important comme dans le cas étudié implique une recharge thermique naturelle très forte qui dissipe les anomalies. Dans les modèles analytiques, l'écoulement est assimilé à une augmentation de la conductivité thermique et, *in fine*, à une diminution de la résistance thermique du système. Par conséquent, l'écoulement a tendance à diminuer les contrastes de conductivité thermique en améliorant les transferts thermiques de manière globale (*i.e.* formation d'un gradient thermique favorable). Dans l'hypothèse d'une puissance imposée, le tube échangeur de chaleur est considéré comme une source ou un puits d'énergie sans prise en compte des transferts thermiques au sein du fluide caloporteur et à travers la paroi du tube. Cette hypothèse est donc particulièrement compatible avec la présence d'un écoulement qui homogénéise le système. Inversement, quand le système est en conduction pure, les phénomènes advectifs ne permettent plus cette homogénéisation. Ainsi, chaque élément qui possède sa conductivité thermique propre joue un rôle non négligeable. Dans ce cas de figure, le fait de ne pas modéliser le tube échangeur de chaleur semble moins pénalisant car les gradients de température sont moins forts. Le volume de terrain mobilisé est plus important. Par conséquent, l'erreur au point d'application est plus faible.

Cela amène à considérer deux cas de figure :

- advection dominante (*i.e.* phase 1) : modélisation en puissance imposée ;
- conduction dominante (*i.e.* phase 2) : modélisation en température imposée.

Une approche mixte est ainsi développée dans un troisième modèle afin de valider ces hypothèses.

III.4.2.3. Scénario mixte

L'approche mixte en fonction du phasage de l'expérimentation permet de tenir compte des avantages et des inconvénients des différents modes de modélisation afin de se rapprocher au maximum des résultats expérimentaux qui servent de référence. Ainsi, comme indiqué précédemment (cf. III.4.2.2), la puissance est imposée pendant la phase 1 (*i.e.* avec écoulement) et la température est fixée pendant la phase 2 (*i.e.* sans écoulement).

La température mesurée aux piézomètres est identique aux cas précédents (cf. III.4.2.1). Concernant la température aux parois P1 et P3 de la cuve 1, cette approche mixte présente des

résultats plus satisfaisants sur la globalité de l'expérience (Figure III - 38). Néanmoins, les gradients de température sont plus faibles pendant la phase 1 et augmentent pendant la phase 2 contrairement aux résultats expérimentaux. De plus, la transition entre les deux phases est plus marquée dans le modèle numérique.

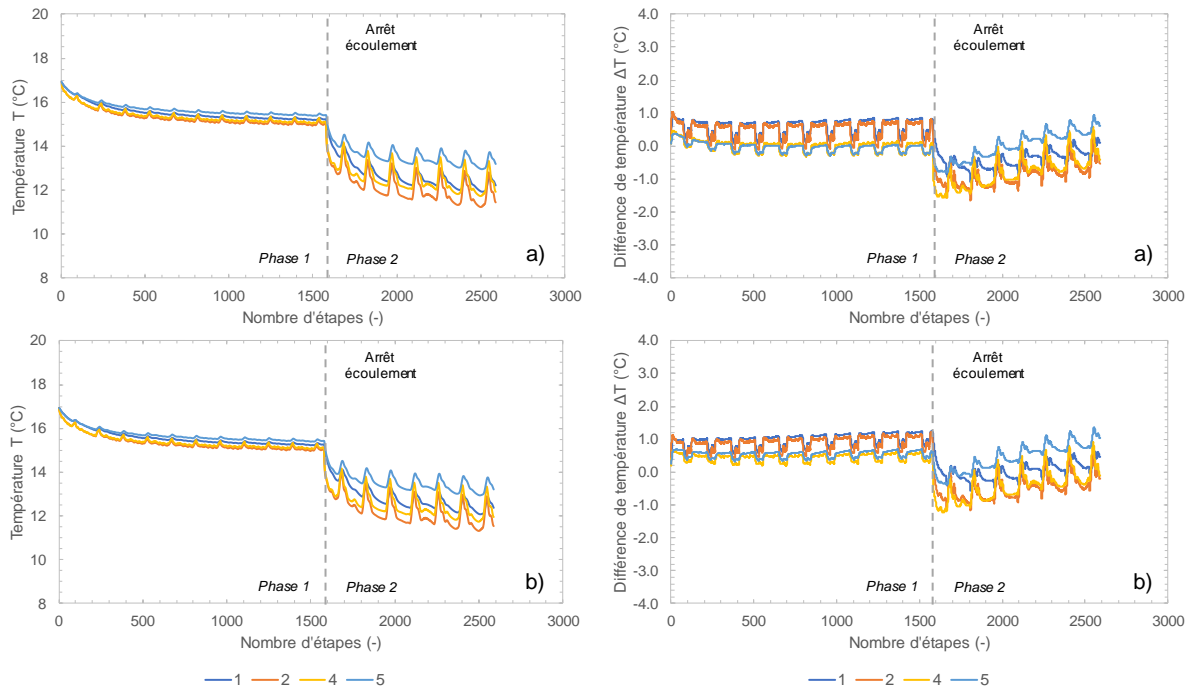


Figure III - 38 : Profils de température dans les parois de la cuve 1 et comparaison entre résultats numériques et expérimentaux : a) à la paroi P1, b) à la paroi P3 – cas mixte

Pendant la phase 1, l'erreur est concentrée sur la partie intrados (*i.e.* capteurs 1 et 2). La température est surestimée dans cette zone. Deux causes sont possibles :

- la chaleur spécifique de l'intrados est surestimée. Il faut donc puiser plus d'énergie pour diminuer la température du milieu ;
- la conductivité thermique de l'intrados est surestimée. Le milieu dissipe donc mieux l'énergie que dans le modèle expérimental.

Ces deux hypothèses sont plausibles car le terrain au centre des parois n'a pas été compacté à l'aide d'un rouleau. Le compactage est donc plus faible que dans le reste du terrain (cf. III.1). La conséquence directe est une diminution des caractéristiques thermiques du matériau (cf. III.2.2.2).

Pendant la phase 2, celle-ci se retrouve plutôt sur la partie centrale de la paroi (*i.e.* capteurs 2 et 4). L'explication la plus probable repose sur la non prise en compte du tube échangeur et par conséquent de la résistance thermique de celui-ci. Les zones les plus proches sont donc en contact avec un matériau dont la température est plus faible qu'en réalité. En effet, le fluide caloporteur n'est pas à l'équilibre thermique avec le tube échangeur. Par conséquent, en période de chauffage, la température du fluide caloporteur est inférieure à celle du tube échangeur de chaleur. Néanmoins, la température aux interfaces extrados et intrados est proche de celle réellement mesurée pendant l'expérience.

Ce modèle est donc le plus satisfaisant pour reproduire l'expérience 2 (cf. III.3.1.2) dans Sense City. Notamment, il reproduit bien le phasage de l'interaction entre les deux cuves. En effet, d'après les résultats expérimentaux (Figure III - 26), la diminution du flux thermique qui correspond à l'influence de la cuve 1 sur la cuve 2 intervient entre deux et trois jours d'activation. Or, dans le modèle numérique, le panache thermique qui se développe à l'aval de la cuve 1 met entre deux et trois jours à atteindre la cuve 2. La conséquence directe est que la vitesse d'écoulement supposée après activation de la pompe de circulation (cf. III.1.1.2) est validée par le modèle numérique. De plus, cette durée est supérieure à celle estimée à partir du rapport entre les chaleurs spécifiques de l'eau et du terrain. Comme l'effet barrage créé des zones d'ombre hydraulique, la vitesse d'écoulement moyenne entre les ouvrages est inférieure à la vitesse non perturbée. Par conséquent, le front thermique se déplace moins rapidement en moyenne.

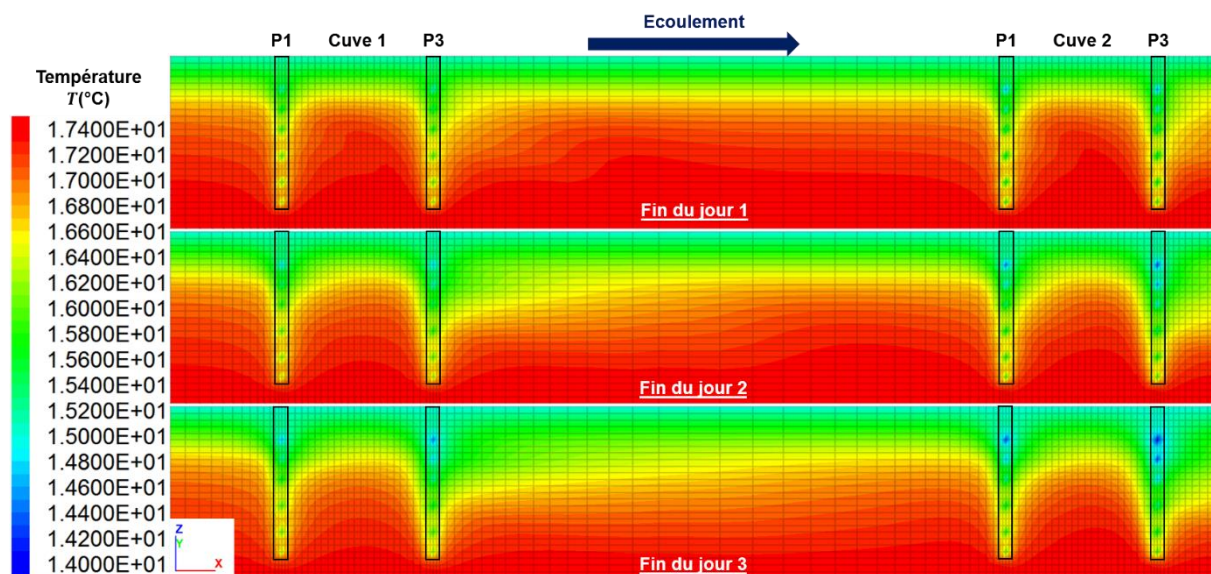


Figure III - 39 : Champ de température à la fin des jours 1, 2 et 3 du modèle numérique 3D de l'expérience 2 de Sense City – cas mixte

Ces résultats permettent de confirmer une partie des hypothèses tant numériques qu'expérimentales. Par conséquent, les prochaines campagnes expérimentales pourront s'appuyer sur un raisonnement plus cohérent. De plus, l'apport des résultats de la fibre optique devrait permettre d'améliorer la compréhension du système.

III.4.3. Conclusion

En conclusion, la modélisation de l'expérience 2 de Sense City apporte quelques éléments sur les méthodes de modélisation des géostructures thermiques. Premièrement, comme le modèle numérique représente uniquement la fosse de Sense City, il est nécessaire de considérer des conditions aux limites variables en température sur les bords. En effet, si la température est fixée à la température initiale, les effets de bord sont très importants et la température du terrain est très éloignée des mesures.

Deuxièmement, un premier scénario en température contrôlée (cf. III.4.2.1), présente des résultats mitigés. La phase 1 pendant laquelle l'écoulement est actif présente des températures plus faibles que les mesures. Néanmoins, cet écart se réduit fortement pendant la phase 2 où l'écoulement est coupé. De plus, les gradients de température observés dans les parois ne sont pas cohérents avec les mesures.

Troisièmement, un deuxième scénario en puissance contrôlée (cf. III.4.2.2) présente le comportement inverse. C'est-à-dire que l'erreur entre la mesure et le calcul se situe principalement pendant la phase 2. Comme pour le scénario précédent, les gradients de température dans les parois sont faibles par rapport aux mesures. De plus, l'arrêt de l'écoulement n'est pas visible dans les variations de température. En effet, comme la différence de température mesurée est quasi constante au cours du temps malgré le phasage, la puissance qui en résulte l'est également. C'est pourquoi cette transition n'est pas marquée.

Quatrièmement, un scénario mixte en fonction du phasage a été envisagé. Celui-ci présente des résultats plus cohérents avec les mesures expérimentales mais souffre toujours des défauts des scénarios précédents vis-à-vis des gradients de température. Les différences observées entre les mesures et le modèle numérique peuvent être expliquées par l'influence de l'écoulement sur les transferts thermiques :

- quand l'advection est dominante, la résistance thermique du système est fortement diminuée et s'homogénéise. Dans ce cas, considérer le tube échangeur comme une source d'énergie est justifié ;
- quand la conduction est dominante, l'inertie thermique des différents éléments est prépondérante. Cette dernière atténue la diffusion d'énergie. Ne pas modéliser le tube échangeur provoque surtout une erreur dans les nœuds adjacents.

Ce sont ces résultats qui justifient une approche mixte. De plus, les résultats mettent en avant l'hétérogénéité du terrain causée par le compactage de mauvaise qualité. En effet, certaines différences entre les résultats numériques et expérimentaux peuvent être expliquées par une diminution des caractéristiques thermiques lors des expériences.

Enfin, au regard des résultats numériques, le calcul de la vitesse d'écoulement à partir de la fréquence de la pompe de circulation semble cohérent. De plus, la période d'interaction entre les cuves 1 et 2 est en adéquation avec le déplacement du panache thermique calculé numériquement. A noter que ce dernier doit prendre en compte l'effet barrage des cuves qui ralentit fortement l'écoulement dans la zone intermédiaire.

Ces éléments permettent de conforter l'approche expérimentale. L'apport de nouvelles données via la fibre optique devrait permettre de renforcer et de compléter les analyses. De plus, elles permettront de caler les différents modèles numériques.

III.5. Conclusion et perspectives

Le modèle réduit Sense City permet d'étudier les géostructures thermiques soumises à un écoulement et à différentes sollicitations thermiques. En tant que chambre climatique, la température de l'atmosphère peut être contrôlée (cf. III.1). La saturation et l'écoulement dans le milieu sont gérés par une pompe de circulation (cf. III.1.1.2). De plus, la sollicitation thermique est appliquée par une Pompe à Chaleur qui permet de chauffer un des bâtiments du modèle (cf. III.1.1.3).

Pour compléter la connaissance du milieu, une série d'essais en laboratoire (cf. III.2.2) et *in situ* (cf. III.2.3) ont été menés. Ils ont permis de caractériser le milieu, et notamment la couche de sol reconstitué. Les mesures ont fait apparaître un comportement thermique proche d'un limon (*i.e.* conductivité thermique de 1,8 W/m.K) mais un comportement hydraulique semblable à un sable (*i.e.* perméabilité de l'ordre de 1.10^{-5} m/s). Le caractère anthropogénique de ce matériau rend son identification complexe. De plus, le compactage de ce matériau dans Sense City a été réalisé de manière fortement hétérogène. Par conséquent, cette hétérogénéité se répercute sur les caractéristiques thermo-hydrauliques du milieu.

Afin d'analyser le champ de température dans le système et de calculer ses performances thermiques, de nombreux capteurs ont été disposés de manière stratégique (cf. III.2.4). Des capteurs ponctuels (*i.e.* PT100) mesurent la température d'entrée et de sortie des différentes géostructures thermiques, la température verticale le long de piézomètres et la température dans les parois en béton d'une cuve. De plus, de la fibre optique a été déployé dans le terrain sur un plan horizontal et sur la surface des cuves géothermiques. Cependant, cette dernière n'était pas opérationnelle lors des expériences.

Les différentes expériences réalisées ont souffert de conditions externes très variables qui ont rendu leur interprétation complexe (cf. III.3.1). Néanmoins, elles ont permis de valider un certain nombre d'observations faites sur les modèles numériques. Par exemple, l'écoulement dissipe les anomalies thermiques et applique un gradient thermique favorable à l'interface sol/structure. Il se crée ainsi un gradient de température transversale entre l'intrados et l'extrados de la structure. De plus, cela se traduit par une faible diminution de la température du fluide caloporteur pendant la période de chauffage. En effet, dès que l'écoulement est coupé, la dégradation de la température du fluide caloporteur et des parois s'accélère. Le comportement inverse est observé lorsque l'écoulement est relancé. Une autre observation essentielle repose sur le comportement de la Pompe à Chaleur et du fluide caloporteur par rapport aux besoins du bâtiment. Lors de la nuit, ces derniers sont nuls, la température du fluide caloporteur augmente pour se remettre à l'équilibre avec le milieu. De même, plus la sollicitation thermique est importante, plus la différence de température entre l'entrée et la sortie augmente. La température d'entrée est donc entièrement contrôlée par la Pompe à Chaleur pour conserver une différence de température permettant de répondre aux besoins du bâtiment. Enfin, les expériences font ressortir une diminution du flux de chaleur pour l'ouvrage aval lorsque celui rentre en interaction avec le panache thermique de l'ouvrage amont.

Une expérience de référence (cf. III.4) a ensuite été définie afin de la modéliser numériquement en trois dimensions afin d'améliorer les méthodes de calculs et de confirmer un certain nombre d'hypothèses. Il en ressort que selon le régime hydraulique, il est nécessaire de modifier la méthode de modélisation. D'une part, quand l'advection est majoritaire, le contrôle en puissance reproduit bien les résultats des mesures. D'autre part, quand c'est la conduction qui régit les transferts de chaleur, il est préférable de contrôler la sollicitation thermique en température. Les modèles ont également validé le calcul de la vitesse d'écoulement basé sur la fréquence de la pompe de circulation et le temps nécessaire avant que les ouvrages ne rentrent en interaction.

Ces résultats consistent en une première phase d'étalonnage de la partie géothermie de Sense City. Il est désormais nécessaire de continuer les expérimentations mais seulement sous certaines conditions :

- la température en surface doit rester constante tout au long de l'expérience ;
- la fréquence de la pompe de circulation doit rester constante tout au long de l'expérience ;
- la Pompe à Chaleur doit fonctionner au maximum de ses capacités afin de solliciter fortement le milieu ;
- la fibre optique doit être rendue opérationnelle ;
- la durée des expériences doit être calibrée en fonction de la vitesse d'écoulement de la nappe.

Une fois ces conditions respectées, plusieurs scénarios sont envisagés. D'une part, différentes vitesses d'écoulement doivent être étudiées. En effet, comme la pompe de circulation est désormais équipée d'un débitmètre calibré, il est possible de fixer la vitesse d'écoulement de la nappe de manière relativement fine. D'autre part, l'activation séparée des différentes parois devrait permettre de quantifier les variations de flux et donc d'énergie transférée avec le terrain en fonction de la position et de la vitesse d'écoulement. Ces deux paramètres sont des clés quant à l'optimisation des systèmes réels.

Pour aller plus loin, il est possible de modifier la géométrie de Sense City. Par exemple, la fosse peut être complètement ou partiellement excavée afin de créer de nouveaux scénarios. Il est donc envisageable de revoir l'expérience géothermie en intégrant une couche d'isolant à l'interface entre la surface et le terrain. De même, les ouvrages en parois moulées peuvent ne pas être comblés par du sol afin de simuler la portion de l'ouvrage avec une zone excavée.

CONCLUSION ET PERSPECTIVES

Le travail effectué dans le cadre de ce travail de thèse s'est articulé autour de trois chapitres dont les paragraphes suivants détaillent les principales conclusions. De plus, les perspectives ouvertes par ce mémoire viennent clore ces conclusions.

Dans un premier temps, nous avons axés le travail sur la mise à jour de l'état de l'art afin de réaliser un point d'étape avant de démarrer les analyses qui forment le cœur de ce mémoire de thèse (cf. I.4). Cette étude a permis de définir précisément les géostructures thermiques et leur place parmi les systèmes de géothermie très basse température. Le point essentiel à considérer est que l'installation de tubes échangeurs de chaleur dans un ouvrage géotechnique pour la production de chauffage et de climatisation ne doit pas porter atteinte à l'intégrité mécanique de celui-ci. C'est pourquoi de nombreuses études se sont concentrées sur les aspects thermo-mécaniques et le dimensionnement mécanique de tels ouvrages (cf. I.1.3.1). Néanmoins, pour alimenter ces modèles analytiques et/ou numériques, il est nécessaire de connaître les variations de température au sein de l'ouvrage et dans le terrain encaissant. Or, de nombreuses variables régissent le comportement thermique des géostructures thermiques, notamment lorsqu'ils sont soumis à un écoulement (cf. I.1.3.3). Ce dernier joue un rôle majeur dans le potentiel géothermique du système en générant une recharge thermique naturelle et en dissipant les anomalies thermiques de l'amont vers l'aval. La conséquence directe de ce phénomène est la formation d'un panache thermique dont la dimension dépend entre autres de la vitesse d'écoulement. De plus, concernant les ouvrages de grande dimension comme les parois moulées et les tunnels, un phénomène appelé effet barrage peut se manifester. Il résulte de la modification du champ de pression interstitielle autour des ouvrages et, par conséquent, du champ de vitesse de Darcy.

Pour essayer de prendre en compte ces phénomènes, des modèles de calcul analytique et semi-empirique ont été développés, notamment pour les ouvrages circulaires pleins (cf. I.2). Ces modèles, basés sur la théorie des sources linéaires infinies ou finies, permettent de déterminer la température d'entrée/sortie du fluide caloporteur et dans le terrain à une distance donnée. Les plus sophistiqués d'entre eux prennent en compte l'écoulement dans le terrain et différents types de sollicitations thermiques. Cependant, l'écoulement est souvent assimilé à une modification de la conductivité thermique effective et les modèles ne permettent pas de calculer explicitement l'influence de l'écoulement sur les transferts thermiques. De plus, ceux-ci ne sont pas applicables aux ouvrages de grande dimension. En effet, la présence d'une zone excavée réduit les symétries dans le modèle et rend complexe sa mise en équation. De plus, l'effet barrage induit un comportement en trois dimensions du système. Il a donc été nécessaire de développer un modèle de calcul thermo-hydraulique en trois dimensions afin d'étudier les transferts thermiques entre un ouvrage de grande dimension et le terrain lorsqu'un écoulement est actif.

C'est pourquoi, dans un deuxième temps, nous nous sommes concentrés sur la résolution de ce problème d'un point de vue numérique (cf. II.1). Les tunnels étant partiellement traités par ailleurs et le marché français s'orientant vers les solutions de parois moulées thermoactives, nous avons décidé d'étudier les ouvrages de type gare et/ou parking en parois moulées thermoactives à l'aide d'un modèle numérique en trois dimensions. Il nous paraissait essentiel

de quantifier la part des transferts thermiques liés à l'écoulement (*i.e.* l'advection) par rapport à la conduction pure. Pour cela, il a été défini un protocole de mesure des flux de chaleur dans des volumes de contrôle autour des ouvrages afin de quantifier les flux entrants et les flux sortants au cours de la vie de l'ouvrage. Cette approche, qui est l'apport majeur de ce travail, permet d'étudier des scénarios où plusieurs ouvrages sont en interaction thermique. Cependant, cela oblige également à poser l'hypothèse forte que le tube échangeur de chaleur est une source et/ou un puits d'énergie. Ainsi, le comportement du fluide caloporteur est négligé.

En relation avec l'analyse de l'état de l'art, nous avons décidé d'analyser l'influence de la vitesse d'écoulement, de la sollicitation thermique, de la géométrie de l'ouvrage et des conditions géologiques sur le comportement thermique des ouvrages (cf. II.4). Cette étude paramétrique a permis de mettre en avant divers phénomènes.

Premièrement, lorsque l'ouvrage est soumis à un écoulement, chaque paroi qui le compose a un comportement thermique différent (cf. II.3.2). La paroi amont voit son anomalie thermique dissipée efficacement vers l'aval. Dans ce cas, l'écoulement génère un gradient thermique très favorable à l'interface sol/structure. Elle rentre également en interaction avec les parois latérales et la paroi aval. Cela a pour conséquence de modifier le champ de température au cours du temps en fonction de la saisonnalité du système. Globalement, l'énergie est dissipée à l'amont et latéralement puis est stockée à l'aval. Plus la vitesse d'écoulement est élevée, plus les flux de chaleur sont élevés à l'amont et latéralement. Cependant, cela a pour conséquence de générer des zones où la température dépasse les seuils de $+1/+35$ °C. En effet, l'écoulement réduit l'effet de stockage saisonnier lié à l'équilibre de la sollicitation thermique.

Deuxièmement, la sollicitation thermique appliquée à l'ouvrage est modifiée (cf. II.3.3). Selon l'équilibre ou le déséquilibre de la sollicitation, le comportement du système varie. De plus, la vitesse d'écoulement et l'amplitude de la sollicitation jouent un rôle important. Lorsqu'il n'y a pas d'écoulement ou que l'écoulement est faible, une sollicitation déséquilibrée a tendance à provoquer une dérive thermique pluriannuelle. La durée et l'amplitude de cette dernière dépendent respectivement du rapport entre l'énergie injectée et l'énergie extraite et de la différence entre ces deux valeurs. Ainsi, une sollicitation déséquilibrée peut trouver un équilibre naturellement après plusieurs cycles. Dans le cas contraire, il est nécessaire de reconsidérer l'application du chargement thermique en fonction de l'état thermique du système. De plus, ces calculs ont mis en avant que la valeur du flux de chaleur est proportionnelle à la sollicitation thermique donc au besoin du bâtiment. La dérive thermique pluriannuelle est également contrée par l'écoulement. Cependant, comme il subsiste des zones d'ombre hydraulique à cause de l'effet barrage, le système doit être analysé en trois dimensions.

Troisièmement, la géométrie de l'ouvrage modifie son impact sur l'écoulement (cf. II.3.4). A chaque jeu de paramètres correspond un effet barrage. D'une part, la rotation de l'ouvrage par rapport à la direction de l'écoulement le rend plus ou moins hydrodynamique. Par conséquent, moins l'effet barrage est élevé, plus le champ de température est homogène. D'autre part, l'élancement en plan de celui-ci provoque une modification importante de son comportement. Ainsi, lorsque l'écoulement est limité, les ondes thermiques saisonnières génèrent plusieurs

zones de stockage le long des parois moulées et à l'aval. Plus l'ouvrage est grand, moins son champ de température est homogène. Cela dépend également de la vitesse d'écoulement.

Quatrièmement, cette approche basée sur les flux de chaleur est appliquée au cas où deux ouvrages thermoactifs sont en interaction (cf. II.3.5). Ainsi, plusieurs espacements sont testés. L'espacement minimal est basé sur les règles d'urbanisme actuelles. Lorsque celui-ci est faible (*i.e.* inférieur à 20 m), la zone intermédiaire entre les deux ouvrages est en conduction pure. En effet, l'effet barrage cumulé des deux parois moulées empêche tout écoulement de se développer. L'influence hydraulique est donc très forte car la paroi amont de l'ouvrage aval devient une zone de stockage plutôt qu'une zone dissipative. Dans ce cas de figure, il n'y a pas d'interaction thermique car le volume de terrain impacté en conduction pure est limité. Cependant, lorsque cet espacement augmente, l'influence hydraulique diminue pour laisser place à une influence thermique. En effet, lorsque l'écoulement reprend sa place, le panache thermique du bâtiment amont interagit avec le bâtiment aval. Il en résulte une modification de son champ de température non négligeable en fonction de la saisonnalité de la sollicitation thermique.

Cinquièmement, le contexte géologique et hydrogéologique est analysé (cf. II.3.6). Notamment, les ouvrages recourent souvent une lithologie composée d'un ou plusieurs aquifères aux propriétés différentes. Les calculs ont montré que la conductivité thermique des terrains a une influence sur le volume de terrain impacté. De plus, la superposition des aquifères génère des hétérogénéités verticales fortes le long des ouvrages. Il est donc important de caractériser les différentes formations indépendamment et de ne pas se limiter à un modèle monocouche homogène et isotrope lorsque cela est possible.

Afin de confirmer une partie de ces observations, dans un troisième temps, nous avons participé au développement d'un modèle expérimental instrumenté à échelle réduite (cf. III.1). Il s'agit d'une chambre climatique dans laquelle il est possible de contrôler la température extérieure et l'écoulement dans le terrain. Trois ouvrages en parois moulées thermoactives et un champ de neuf pieux énergétiques ont été mis en place. Ces ouvrages permettent de chauffer une partie d'un bâtiment à l'aide d'un plancher chauffant. L'énergie est donc extraite du terrain. Au préalable, une partie des matériaux utilisés est testée en laboratoire et *in situ* (cf. III.2) selon les méthodes décrites dans le chapitre I (cf. I.3). Les résultats des expériences montrent que le comportement thermique du système est fortement lié à la sollicitation thermique appliquée. Par exemple, la température du fluide caloporteur diminue au cours de la journée pour conserver la différence de température entre l'entrée et la sortie constante car le besoin en énergie du bâtiment est constant. De plus, comme le besoin est parfaitement déséquilibré (*i.e.* 100 % de chauffage), la dérive thermique est importante. Or, lorsque l'écoulement est rapide, cette dernière est fortement diminuée, voire annulée. Néanmoins, dès que l'écoulement est modifié, l'impact sur le champ de température est immédiat. Notamment, le béton qui compose les ouvrages joue un rôle de tampon thermique par rapport au terrain (cf. III.3.2).

Comme ces résultats sont en accord avec les modèles numériques, nous avons décidé de réaliser une modélisation numérique en trois dimensions du modèle réduit. Cette approche nous a permis de mieux comprendre le fonctionnement du système et d'améliorer les approches de

calcul. Cette analyse a fait ressortir deux points majeurs. Lorsque l'écoulement est important, l'hypothèse du tube échangeur en tant que source d'énergie semble valable et n'apporte pas d'erreur importante sur le champ de température. Cependant, lorsque le système est en conduction pure, il vaut mieux contrôler la sollicitation thermique en température même si l'erreur absolue est de 1 ou 2 °C.

Globalement, les deux approches numériques et expérimentales sont en accord. Les résultats apportés permettent donc de définir quelques règles simples pour le dimensionnement des géostructures thermiques :

- lorsqu'un écoulement est présent, le comportement en trois dimensions du système et sa géométrie doivent être considérés ;
- les besoins du bâtiment doivent être définis suffisamment en amont pour pouvoir les intégrer dans la conception de la géostructure thermique ;
- les interactions thermiques et hydrauliques sont potentiellement fortes mais peuvent être positives ou négatives selon le système étudié.

Le fait d'analyser ces trois points permet d'optimiser fortement le système en proposant une meilleure répartition de la charge thermique dans l'ouvrage. L'objectif principal étant toujours de ne pas porter atteinte à l'intégrité mécanique de l'ensemble.

Ce travail ouvre également des perspectives quant aux modèles et aux paramètres à analyser par la suite. Chacun des paramètres ayant été étudié plus ou moins indépendamment les uns des autres, il est désormais nécessaire de les combiner afin de vérifier si des corrélations existent. De plus, les différents paramètres peuvent être analysés sur des plages plus importantes afin de mettre au point des abaques pour le dimensionnement. Néanmoins, la perspective la plus grande repose sur la prise en compte du comportement du fluide caloporteur. En effet, le modèle expérimental a mis en avant la cinétique de ce dernier. Sa non prise en compte explicite peut amener à une erreur de quelques degrés sur la température au point d'application de la sollicitation thermique. Pour cela, il faudrait développer un élément en une dimension reprenant les caractéristiques de l'écoulement, du fluide caloporteur et du tubes échangeur. Des éléments plaque pourraient également être développés pour les parois moulées thermoactives. Le défi étant de combiner précision et vitesse de calcul. L'apport de la fibre optique pour la partie expérimentale permettrait également de mieux définir les variations du champ de température de manière globale.

BIBLIOGRAPHIE

- Abu-Hamdeh, N. (2003). Thermal properties of soils as affected by density and water content. *Biosystems Engineering*, **86**(1): 97 - 102.
- Abu-Hamdeh, N., & Reeder, R.C. (2000). Soil thermal conductivity: effects of density, moisture, salt concentration, and organic matter. *Soil Science Society of America Journal*, **64**: 1285 - 1290.
- Adam, D., & Markiewicz, R. (2009). Energy from earth-coupled structures, foundations, tunnels and sewers. *Géotechnique*, **59**(3): 229 - 236.
- AFNOR. (2005). Reconnaissance et essais géotechniques – Essais de laboratoire sur les sols – Partie 11 : Détermination de perméabilité à charge constante et à charge variable décroissante. XP CEN ISO/TS 17892-11, *AFNOR*, 30 p.
- AFNOR. (2014). Reconnaissance et essais géotechniques – Essais géohydrauliques – Partie 4 : essais de pompage. NF EN ISO 22282-4, *AFNOR*, 36 p.
- AFNOR. (2014). Reconnaissance et essais géotechniques – Essais géohydrauliques – Partie 3 : essais de pression d'eau dans les roches. NF EN ISO 22282-3, *AFNOR*, 36 p.
- AFNOR. (2014). Reconnaissance et essais géotechniques – Essais géohydrauliques – Partie 2 : essais de perméabilité à l'eau dans un forage en tube ouvert. NF EN ISO 22282-2, *AFNOR*, 37 p.
- AFNOR. (2014). Sols : reconnaissance et essais - Détermination des références de compactage d'un matériau - Essai proctor normal – Essai proctor modifié. *AFNOR*, NFP94-093, 30 p.
- AFNOR. (2018). Reconnaissance et essais géotechniques – Essais de laboratoire sur les sols – Partie 4 : Détermination de la distribution granulométrique des particules. NF EN ISO 17892-4, *AFNOR*, 45 p.
- Al-Khoury, R., & Bonnier, P.G. (2006). Efficient finite element formulation for geothermal heating systems. Part II: transient. *Int. J. Numer. Methods Eng.*, **67**(5): 725 - 745.
- Al-Khoury, R., Bonnier, P.G., & Brinkgreve, B.J. (2005). Efficient finite element formulation for geothermal heating systems. Part I: steady-state. *Int. J. Numer. Methods Eng.*, **63**: 988 - 1013.
- Amatya, B., Soga, K., Bourne-Webb, P.J., Amis, T., & Laloui, L. (2012). Thermo-mechanical behaviour of energy piles. *Géotechnique*, **62**(6): 503 - 519.
- Amis, T., Bourne-Webb, P.J., Davidson, C., Amatya, B., & Soga, K. (2010). The effects of heating and cooling energy piles under working load at Lambeth College, UK. *Proceedings of the 33rd Annual and 11th International Conference of the Deep Foundations Institute*, New York, USA, 10 p.
- Arrêté du 15 janvier 2007 portant application du décret n° 2006-1658 du 21 décembre 2006 relatif aux prescriptions techniques pour l'accessibilité de la voirie et des espaces publics.
- Arrêté du 26 octobre 2010 relatif aux caractéristiques thermiques et aux exigences de performance énergétique des bâtiments nouveaux et des parties nouvelles de bâtiments.
- Article R110-2 du code de la route.
- ASHRAE. (2009). Fundamentals. *American Society of Heating Refrigeration and Air - Conditioning Engineers, Inc.*, Atlanta, USA.

- ASHRAE. (2017). Peak Cooling and Heating Load Calculations in Buildings Except Low-Rise Residential Buildings. *American Society of Heating Refrigeration and Air-Conditioning Engineers, Inc.*, Atlanta, USA.
- ASTM International. (2008). Standard test method for determination of thermal conductivity of soil and soft rock by thermal needle probe procedure. *ASTM International*, D 5334–08, West Conshohocken, 8 p.
- Austin, W.A. (1998). Development of an in-situ system for measuring ground thermal properties. *M.S. Thesis*. Oklahoma State University, Stillwater, OK, USA, 177 p.
- Barla, M. & Di Donna A. (2018). Energy tunnels: concept and design aspects. *Underground space*, **3**(4): 268 - 276.
- Barla, M., Di Donna, A., & Baralis, M. (2018). City-scale analysis of subsoil thermal conditions due to geothermal exploitation. *Environmental Geotechnics*, **17**(87), 11 p.
- Barla, M., Di Donna, A., & Perino, A. (2016). Application of energy tunnels to an urban environment. *Geothermics*, **61**: 104 - 113.
- Bennett, C.O. & Myers, J.E. (1982). Momentum, Heat, and Mass Transfer. Third Edition, *McGraw Hill, New York*, 848 p.
- Bourne-Webb, P.J., Amatya, B., Soga, K., Amis, T., Davidson, C., & Payne, P. (2009). Energy pile test at Lambeth College, London: geotechnical and thermodynamic aspects of pile response to heat cycles. *Géotechnique*, **59**(3): 237 - 248.
- Bourne-Webb, P.J., Bodas Freitas, T.M. & da Costa Gonçalves, R.A. (2016). Thermal and mechanical aspects of the response of embedded retaining walls used as shallow geothermal heat exchangers. *Energy and Buildings*, **125**: 130 - 141.
- Bourne-Webb, P.J., Burlon, S., Javed, S., & Loveridge, F. (2016). Analysis and design methods for energy geostructures. *Renewable & Sustainable Energy Reviews*, **65**: 402 – 419.
- Brandl, H. (1998). Energy Piles for Heating and Cooling of Buildings. *Seventh International Conference & Exhibition on Piling and Deep Foundations*, Vienna, Austria, 6 p.
- Brandl, H. (2006). Energy foundations and other thermo-active ground structures. *Géotechnique*, **56**(2): 81 - 122.
- Brandl, H. (2013). Thermo-active ground-source structures for heating and cooling. *Procedia Engineering*, **57**: 9 - 18.
- Brandon, T.L., & Mitchell, J.K. (1989). Factors influencing thermal resistivity of sands. *Journal of Geotechnical Engineering*, **115**(12): 1683 - 1698.
- BRGM, <http://www.brgm.fr> (consulté le 31/07/2018).
- BRGM. (2008). Guide technique. Pompe à chaleur géothermique sur aquifère. Conception et mise en œuvre. Cas de l’Ile- de-France. *Collection scientifique et technique*, 75 p.
- Brigaud, F. & Vasseur, G. (1989). Mineralogy, porosity and fluid control on thermal conductivity of sedimentary rocks. *Geophys. J.*, **98**: 525 - 542.
- Bristow, K.L., Kluitenberg, G.J., & Horton, R. (1994). Measurement of soil thermal properties with a dual-probe heat-pulse technique. *Soil Sci. Soc. Am. J.*, **58**:1288 - 1294.
- Burger, A., Recordon, E., Bovet, D., Cotton, L., & Saugy, B. (1985). Thermique des nappes souterraines. Presses Polytechniques Romandes, Lausanne, 255 p.

- Carnot, S. (1824). Réflexions sur la puissance motrice du feu et sur les machines propres à développer cette puissance. Réédition 2010, *Kessinger Publishing*, 110 p.
- Carslaw, H.S., & Jaeger, J.C. (1959). Conduction of heat in solids, 2nd edition. *Oxford, Clarendon Press*, 510 p.
- Cassan, M. (1993). Aide-mémoire d'hydraulique souterraine. *Presse des Ponts et Chaussées*, Paris, 193 p.
- Castany, G. (1982). Principes et méthodes de l'hydrogéologie. *Dunod*, 236 p.
- Cekeravac, C. & Laloui, L. (2004). Experimental study of thermal effects on the mechanical behavior of a clay. *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech.*, **28**: 209 – 228.
- Cekerevac, C. (2003). Comportement thermos-mécanique des sols - étude expérimentale et modélisation constitutive. *XXI rencontres universitaires de génie civil*, AUGC, La Rochelle, 2 - 3 juin 2003, 10 p.
- CEN. (2015). Reconnaissance et essais géotechniques - Essais géothermiques - Détermination de la conductivité thermique des sols et des roches dans les sondes géothermiques. *CEN, ISO 17628*, 28 p.
- CFMS et SYNTEC. (2017). Recommandations pour la conception, le dimensionnement et la mise en oeuvre des géostructures thermiques. *Revue Française de Géotechnique*, **149**, 120 p.
- Chabert, J., & Engeldinger, P. (1956). Etude des affouillements autour des piles de ponts. *Laboratoire National d'Hydraulique*, France, Bureau Central d'études pour les équipements d'outre-mer, 128 p.
- Clarke, B.G., Agab, A., & Nicholson, D. (2008). Model specification to determine thermal conductivity of soils. *Geotech. Eng.*, **161**:161 – 168.
- Colburn, A.P. (1933). A Method of Correlating Forced Convection Heat Transfer Data and a Comparison of Fluid Friction. *Trans. AIChE*, **29**: 174 - 210.
- Côté, J., & Konrad, J.M. (2005). A generalized thermal conductivity model for soils and construction materials. *Revue canadienne de géotechnique*, **42**(2): 443 - 458.
- Crausse, P. (1983). Etude fondamentale des transferts couplés de chaleur et d'humidité en milieux poreux non saturés. *Thèse de doctorat*, Institut National Polytechnique, Toulouse, 209 p.
- Daghari, H., & De Backer, L. (2000). Water movement in non isothermal porous medium. *Revue des sciences de l'eau*, **13**(1): 75 - 84.
- Darcy, H. (1856). Les fontaines publiques de la ville de Dijon. *Dalmont*, Paris, 647 p.
- De Vries, D.A. (1958). Simultaneous transport of heat and moisture in porous media. *Trans. Am. Geo. Union*, **39**(5): 909 - 916.
- De Vries, D.A. (1963). Thermal properties of soils. *Van Wijk, W.R. (ed) Physics of plant environment*, Wiley, New York, 210 - 235.
- De Vries, D.A. (1975). Heat transfert in soils. Heat and Mass transfer processes in plant. *Environment, Scripta Book Co.*, Washington D.C., 5 - 28.
- Décret n°78-498 du 28 mars 1978 modifié par le décret n°2015-15 du 8 janvier 2015.
- Delage, P., Sultan, N., & Cui, Y.J. (2000). In the thermal consolidation of Boom clay. *Can. Geotech. J.*, **37**: 343 - 354.
- Demongodin, L. (2015). *Communication personnelle*.

- Demongodin, L., & Floriat S. (2018). L'effet barrage : mythe ou réalité ? *JNCG2018*, Champs-sur-Marne, 8 p.
- Di Donna, A., & Barla, M. (2016). The role of ground conditions and properties on the efficiency of energy tunnels. *Journal of Environmental Geotechnics*, **3**(4): 214 - 224.
- Di Donna, A., & Laloui, L. (2015). Response of soil subjected to thermal cyclic loading: Experimental and constitutive study. *Engineering Geology*, **190**: 65 - 76.
- Di Donna, A., Cecinato, F., Loveridge, F., & Barla, M. (2017). Energy performance of diaphragm walls used as heat exchangers. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Geotechnical Engineering*, **170**(3): 232 - 245.
- Di Donna, A., Rotta, A.F., & Laloui, L. (2016). Numerical study of the response of a group of energy piles under different combinations of thermo-mechanical loads. *Computers and Geotechnics*, **72**: 126 - 142.
- Ding, G.P., Jiao, J.J., & Zhang, D.X. (2008). Modelling study on the impact of deep building foundations on the groundwater system. *Hydrol. Process.*, **22**(12): 1857 - 1865.
- EPRI. (1989). Soil and Rock classification according to thermal conductivity - design of ground-coupled heat pump systems. *Rapport EPRI CU 6482*, 362 pages.
- Epting, J., Händel, F., & Huggenberger, P. (2013). Thermal management of an unconsolidated shallow urban groundwater body. *Hydrology and Earth System Sciences*, **17**(5): 1851–1869.
- Eskilson, P. (1987). Thermal analysis of heat extraction boreholes. *PhD Thesis*, Department of Mathematical Physics, Lund University, Sweden, 222 p.
- ETPRHC. (2011). 2020 – 2030 – 2050 Common vision for the renewable heating and cooling sector in Europe. Secretariat of the European technology platform on renewable heating and cooling, Brussels, Belgium, 48 p.
- Evelt, S.R., Agam, N., Kustas, W.P., Colaizzi, P.D., & Schwartz R.C. (2012). Soil profile method for soil thermal diffusivity, conductivity and heat flux: comparison to soil heat flux plates. *Advances in Water Resources*, **50**: 41 - 54.
- Farouki, O. (1981). Thermal properties of soils. *Series on rock and soil mechanics series. Trans Tech Publications Limited*, Germany, 151 p.
- Fourier, J. (1822). Théorie analytique de la chaleur. *Didot*, Paris, 639 p.
- Franzius, J.N., & Pralle, N. (2011). Turning segmental tunnels into sources of renewable energy. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers*, **164**: 35 - 40.
- Frodl, S., Franzius, J.N., & Bartl, T. (2010). Design and construction of the tunnel geothermal system in Jenbach. *Geomechanics and Tunneling*, **3**(5): 658 - 668.
- Fromentin, A., & Pahud, D. (1997). Recommandations pour la réalisation d'installations avec pieux échangeurs. Rapport final. Rapport d'étude n°120.104. *Office fédéral de l'énergie*, Lausanne, Suisse, 79 p.
- Fromentin, A., Pahud, D., Laloui, L., & Moreni M. (1999). Pieux échangeurs : conception et règles de pré-dimensionnement. *Revue française de génie civil*, **3**(6) : 387 - 421.
- Gehlin, S. (1998). Thermal response tests – in-situ measurements of thermal properties in hard rocks. *Diploma Thesis*. Lulea University of Technology, Sweden, 73 p.
- Gehlin, S. (2002). Thermal response test - method development and evaluation. *Doctoral Thesis*. Lulea University of Technology, Sweden, 191 p.

- Gehlin, S., & Hellström, G. (2003). Comparison of four models for thermal response test evaluation. *ASHRAE Trans.* **109**: 1 - 12.
- Gnielinski, V. (1976). New equation for heat and mass transfer in turbulent pipe and channel flow. *International Chemical Engineering*, **16**(2): 359 - 368.
- Goto, S. & Matsubayashi, O. (2009). Relations between the thermal properties and porosity of sediments in the eastern flank of the Juan de Fuca Ridge. *Earth Planets Space*, **61**: 863 - 870.
- Griffith, D.V., & Fenton, G.A. (1993). Seepage beneath water retaining structures founded on spatially random soil. *Géotechnique*, **43**(4), 577 - 587.
- GSHP association. (2011). Closed-loop vertical borehole. Design, installation and materials standards. Issue 1.0. *Knowlhill*, UK. 45 p.
- GSHP association. (2012). Thermal Pile. Design, Installation & Materials Standards. Issue 1.0, *Knowlhill*, UK. 85 p.
- Habert, J., & Burlon, S. (2012). Eléments sur le comportement mécanique des fondations géothermiques. *Journées Nationales de Géotechnique et de Géologie de l'Ingénieur JNKG2012*, Bordeaux, France, 617 - 624.
- Hellström, G. (1991). Ground Heat Storage. Thermal Analyses of Duct Storage Systems. *Theory Thesis*, Department of Mathematical Physics, University of Lund, Sweden, 277 p.
- Herbert, A., Arthur, S., & Chillingworth, G. (2013). Thermal modelling of large scale exploitation of ground source energy in urban aquifers as a resource management tool. *Applied Energy*, **109**: 94 - 103.
- Hohmann, M. (1997). Soil freezing - the concept of soil water potential. State of the art. *Cold Regions Science and Technology* **25**: 101 - 110
- <http://www.rer-eole.fr/actualite/travaux-puits-pasquier-travaux-murs-puits/> (consulté le 31/07/2018).
- Hukseflux Thermal Sensors. (2011). Non-steady-state probe for thermal conductivity measurement.
- Incropera, F.P., DeWitt, D.P., Bergman, T.L., & Lavine, A.S. (2007). Fundamentals of heat and mass transfer. *6th edn.* Wiley, London, 1070 p.
- Ingersoll, L.R., Zobel, O.J., & Ingersoll, A.C. (1954). Heat conduction with engineering, geological and other applications. *McGraw-Hill*, New York, 325 p.
- ITASCA. (2013). FLAC3D Version 5.01 User's guide. Minnesota, USA, ITASCA Consulting Group, Inc.
- Jackson, R.D. (1964). Water vapor diffusion in relatively dry soil. *S.S.S.P.A.*, 4 p.
- Johansen, O. (1975). Thermal conductivity of soils. *PhD Thesis*, Trondheim, Norway, 322 p.
- Kavanaugh, P.S., & Rafferty, K. (1997). Ground-source heat pumps: design of geothermal systems for commercial and institutional buildings. *American Society of Heating Refrigeration and Air-Conditioning Engineers, Inc.*, Atlanta, USA. ISBN 1-883413-52-4, 167 p.
- Kersten, M.S. (1949). Thermal Properties of Soils. *University of Minnesota*, Institute of Technology. 28: 1 - 226.
- Kharseh, M., & Altorkmany, L. (2012). How global warming and building envelope will change buildings energy use in central Europe. *Appl. Energy*, **97**: 999 - 1004.

- Kharseh, M., Al-Khawaja, M., & Suleiman, M.T. (2015). Potential of ground source heat pump systems in cooling-dominated environments: residential buildings. *Geothermics*, **57**: 104 - 110.
- Laloui L., & Cekerevac, C. (2008). Numerical simulation of the non-isothermal mechanical behavior of soils. *Computers and Geotechnics*, **35**: 729 - 745.
- Laloui, L., Moreni, M., & Vulliet, L. (2003). Comportement d'un pieu bi-fonction, fondation et échangeur de chaleur. *Canadian Geotechnical Journal*, **40**(2): 388 - 402.
- Laloui, L., Moreni, M., Fromentin, A., Pahud, D., & Vulliet, L. (1999a). In-situ thermo-mechanical load test on a heat exchanger pile. *4th International Conference on Deep Foundation Practice*, Singapore. 7 p.
- Laloui, L., Moreni, M., Steinmann, G., Vulliet, L., Fromentin, A., & Pahud, D. (1999b). Test en conditions réelles du comportement statique d'un pieu soumis à des sollicitations thermo-mécaniques. Rapport final. LMS SY40-2/LASEN n°120.112. *Office fédéral de l'énergie, Lausanne, Suisse*. 225 p.
- Laloui, L., Nuth, M. & Vulliet, L. (2006). Experimental and numerical investigations of the behavior of a heat exchanger pile. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, **30**(8): 763 - 781.
- Lamarche, L., & Beauchamp, B. (2007a). New solutions for the short-time analysis of geothermal vertical boreholes. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, **50**: 1408 - 1419.
- Lamarche, L., & Beauchamp, B. (2007b). A new contribution to the finite line-source model for geothermal boreholes. *Energy and Buildings*, **39**: 188 - 198.
- Lee, C., Park, S., Won, J., Jeoung, J., Sohn, B., & Choi, H. (2012). Evaluation of thermal performance of energy textile installed in Tunnel. *Renewable Energy*, **42**: 11 - 22.
- Lee, J., Kim, Y.S., Kim, H.S., Kang, J.M., & Bae, G.J. (2011). Evaluation of methods for predicting thermal conductivity of saturated unfrozen Kaolinite. *Proceedings of the 21st International Offshore and Polar Engineering Conference*, 1193 - 1198.
- Leong, W.H, Tarnawski, V.R., & Aittomäki, A. (1998). Effect of soil type and moisture content on ground heat pump performance. *International Journal of Refrigeration*, **21**(8): 595 - 606.
- Liuzzo-Scorpo, A., Nordell, B. & Gehlin, S. (2015). Influence of regional groundwater flow on ground temperature around heat extraction boreholes. *Geothermics*, (56): 119 - 127.
- Loveridge, F. (2012). The thermal performance of foundation piles used as heat exchangers in ground energy systems. *Doctoral Thesis*, University of Southampton, Faculty of Engineering and the Environment, 206 p.
- Loveridge, F., & Powrie, W. (2013). Temperature response functions (G-functions) for single pile heat exchangers. *Energy*, **57**: 554 - 564.
- Loveridge, F., Holmes, G., Powrie, W., & Roberts, T. (2013). Thermal response testing through the Chalk aquifer in London, UK. *Proc. Inst. Civ. Eng. Geotech. Eng.*, **166**(2): 197 - 210.
- Loveridge, F., Powrie, W., & Nicholson, D. (2014). Comparison of two different models for pile thermal response test interpretation. *Acta Geotech.*, **9**: 367-384.
- Low, J., Loveridge, F., & Powrie, W. (2014). A comparison of laboratory and in situ methods to determine soil thermal conductivity for energy foundations and other ground heat exchanger applications. *Acta Geotechnica*, **10**(2): 209 - 218.

- Lund, J., Sanner, B., Rybach, L., Curtis, R., & Hellström, G. (2004). Geothermal (ground-source) heat pumps: a world overview. *GHC bulletin*, **25**(3): 1 - 10.
- Maragna, C., & Loveridge, F. (2018). Interprétation de tests de réponse thermique et dimensionnement de pieux géothermiques. *JNGG 2018*, Marne-La-Vallée, 8 p.
- Marcotte, D., Pasquier, P., Sheriff, F., & Bernier, M. (2010). The importance of axial effects for borehole design of geothermal heat-pump systems. *Renewable Energy*, **35**: 763 - 770.
- Marmaras, J., Burbank, J., & Kosanovic, D.B. (2016). Primary-secondary de-coupled ground source heat pump systems coefficient of performance optimization through entering water temperature control. *Applied Thermal Engineering*, **96**: 107 - 116.
- McAdams, W.H. (1942). Heat transmission, 2nd ed. *McGraw-Hill*, New York, 478 p.
- Merliot, E. (2016). *Communication personnelle*.
- Michopoulos, A., & Kyriakis, N. (2010). The influence of a vertical ground heat exchanger length on the electricity consumption of the heat pumps. *Renewable Energy*, **35**: 1403 - 1407.
- Michopoulos, A., Papakostas, K.T., & Kyriakis, N. (2011). Potential of autonomous ground-coupled heat pump system installations in Greece. *Appl. Energy*, **88**: 2122 - 2129.
- Mills, A.F. (1998). Heat Transfer. Second Edition, *Prentice-Hall*, New Jersey, 954 p.
- Mitchell, J.K., & Kao, T.C. (1978). Measurement of soil thermal resistivity. *J. Geotech. Eng. Div.*, **104**:1307 - 1320.
- Modaresi, H. & Laloui, L. (1997). A thermo-viscoplastic constitutive model for clays. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, **21**: 313 - 335.
- Mogensen, P. (1983). Fluid to duct wall heat transfer in duct system heat storages. *Proceedings of International Conference On subsurface heat storage in theory and practice*, Sweden, June 6 - 8, 1983, 652 - 657.
- Pahud, D., & Lachal, B. (2004). Mesure des performances thermiques d'une pompe à chaleur couplée sur des sondes géothermiques à Lugano. Rapport final, étude n°40430. *Office fédéral de l'énergie*, Lausanne, Suisse, 129 p.
- Pahud, D., Fromentin, A., & Hubbuch, M. (1999). Heat exchanger pile system of the dock midfield at the Zürich Airport. Detailed simulation and optimization of the installation. Rapport final. Rapport d'étude n°120.110. *Office fédéral de l'énergie*, Lausanne, Suisse, 49 p.
- Pannike, S., Kölling, M., Panteleit, B., Reichling, J., Scheps, V., & Schulz, H. (2006). Auswirkung hydrogeologischer Kenngrößen auf die Kältefahren von Erdwärmesondenanlagen in Lockersedimenten. *Grundwasser*, **11**(1): 6 - 18.
- Pedchenko, O. (2018). *Communication personnelle*.
- Philip, J.R., & De Vries, D.A. (1957). Moisture movement in porous materials under temperature gradients. *Transactions - American Geophysical Union*, **38**(2): 222 - 232.
- Philippe, M., Bernier, M., & Marchio, D. (2009). Validity ranges of three analytical solutions to heat transfer in the vicinity of single boreholes. *Geothermics*, **38**(4): 407 - 413.
- Pujades, E., López, A., Carrera, J., Vázquez-Suñé, E., & Jurado, A. (2012). Barrier effect of underground structures on aquifers. *Eng. Geol.*, **145-146**(7): 41 - 49.
- Radioti, G., Cerfontaine, B., Charlier, R., & Nguyen F. (2018). Experimental and numerical investigation of a long-duration Thermal Response Test: Borehole heat exchanger behaviour and thermal plume in the heterogeneous rock mass. *Geothermics*, **71**: 245 - 258.

- Rammal, D. (2017). Thermo-mechanical behaviour of geothermal structures: numerical modelling and recommendations. *PhD thesis*, University of Lille, 171 p.
- Reiffsteck, P. (2015). *Communication personnelle*.
- Reiffsteck, P., Couaillier, M., & Grandjean, G. (2014). Validation d'un système de classification thermique des sols. *Journées Nationales de Géotechnique et de Géologie de l'Ingénieur*, JNGG2014, Beauvais, 11 p.
- Ruedas, T. (2017). Radioactive heat production of six geologically important nuclides. *American Geophysical Union*, 20 p.
- Rybach, L. (1985). Determination of heat production rate. *Handbook of Terrestrial Heat-Flow Density Determination*. Edited by Haenel, R., Rybach, L. & Stegena, L., Kluwer, Dordrecht, 125 - 142.
- Sanner, B., Hellström, G., Spitler, J., & Gehlin, S.E.A. (2005). Thermal response test - current status and world-wide application. *Proceedings World Geothermal Congress*, International Geothermal Association, 24 - 29th April 2005, Antalya, Turkey, 9 p.
- Schneebeli, G. (1987). *Hydraulique souterraine*. Eyrolles, Paris, 362 p.
- Service de l'Observation et des Statistiques. (2017). Chiffres clés de l'énergie, édition 2016. *Ministère de l'environnement, de l'énergie et de la mer en charge des relations internationales sur le climat*, 72 p.
- SIA. (2005). Utilisation de la chaleur du sol par des ouvrages de fondation et de soutènement en béton. Guide pour la conception, la réalisation et la maintenance. *SIA D 0190*, Zurich, Suisse. 104 p.
- Signorelli, S., Bassetti, S., Pahud, D. & Kohl, T. (2007). Numerical evaluation of thermal response tests. *Geothermics*, (36): 141 - 166.
- Smith, M., & Perry, R. (1999). In situ testing and thermal conductivity testing. *Proceedings of the 1999 GeoExchange Technical Conference and Expo*, Oklahoma State University, Stillwater, OK, USA, 158 - 173.
- Sterpi, D., Angelotti, A., Habibzadeh-Bigdarvish, O. & Jalili, D. (2018). Assessment of thermal behavior of thermos-active diaphragm walls based on monitoring data. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, en cours de publication, 9 p.
- Suryatriyastuti, M.E. (2013). Numerical study of the thermo-active piles behavior in cohesionless soils. *Thèse de Génie Civil – Géotechnique*. Lille, Université de Lille 1. 176 p.
- Suryatriyastuti, M.E., Mroueh, H., & Burlon, S. (2012). Understanding the temperature-induced mechanical behavior of energy pile foundations. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 16: 3344 - 3354.
- Tarnawski, V.R., & Leong, W.H. (2000). Thermal conductivity of soils at very low moisture content and moderate temperatures. *Transports in Porous Media*, **41**: 137 - 147.
- Tarnawski, V.R., Momose, T., & Leong, W.H. (2009). Assessing the impact of quartz content on the prediction of soil thermal conductivity. *Géotechnique*, **59**(4): 331 - 338.
- Terzaghi, K. (1923). Die Berechnung des Durchlässigkeitszifferdes Tones aus dem Verlauf der hydrodynamischen Spannungserscheinungen. *Sitz. Akad. Wissen Wien Math-Naturwiss KI Abt. IIa.*, **132**: 125–138.
- Thomson, W., Larmor, J., & Prescott, J. (1882). *Mathematical and physical papers*. Cambridge, University press, 657 p.

- Towhata, I., Kuntiwattanaul, P., Seko, I., & Ohishi, K. (1993). Volume change of clays induced by heating as observed in consolidation tests. *Soils Found.*, **33**: 170 - 183.
- Usowicz, B., Lipiec, J., Usowicz, J.B., & Marczewski, W. (2013). Effects of aggregate size on soil thermal conductivity: comparison of measured and model-predicted data. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, **57**: 536 - 541.
- Vasseur, G., Brigaud, F. & Demongodin, L. (1995). Thermal conductivity estimation in sedimentary basins. *Tectonophysics*, **244**: 167 - 174.
- Williams, P.J. & Smith, M.W. (1991). *The frozen earth: fundamentals of geocryology*. Cambridge, Cambridge University Press. 306 p.
- Winterkorn, H.F. (1962). Behavior of moist soils in a thermal energy field. *9th National Conference on Clays and Clay Minerals*, Purdue University, Lafayette, Indiana, 85 - 103.
- Wood, C.J., Liu, H., & Riffat, B. (2009). Use of energy piles in a residential building, and effects on ground temperature and heat pump efficiency. *Géotechnique*, **59**(3): 287 - 290.
- Xia, C., Sun, M., Zhang, G., Xiao, S., & Zou, Y. (2012). Experimental study on geothermal heat exchangers buried in diaphragm walls. *Energy and Buildings*, **52**: 50 - 55.
- Yavuzturk, C. (1999). Modeling of vertical ground loop heat exchangers for ground source heat pump systems. *Doctoral Thesis*, Oklahoma State University, 251 p.
- Yavuzturk, C., & Spitler, J. (1999). A short time step response factor model for vertical ground loop heat exchangers. *ASHRAE Transactions*, **105**: 475 - 485.
- Zarella, A., Emmi, G., Zecchin, R. & De Carli, M. (2017). An appropriate use of the thermal response test for the design of energy foundation piles with U-tube circuits. *Energy and Buildings*, (134): 259 - 270.
- Zeng, H., Diao, N., & Fang, Z. (2002). A finite line-source model for boreholes in geothermal heat exchangers. *Heat Transfer - Asian Research*, **31**: 558 - 567.

ANNEXES

Annexe A : Détermination des propriétés thermiques en laboratoire

Tableau A - 1 : Détermination de la conductivité thermique à l'aiguille simple, relation de Kersten et approche minéralogique – compactage lâche

Caractérisation									Aiguille thermique		Kersten		DRX
w [%]	θ [%]	σ_w [%]	ρ [g/cm ³]	γ_d [kN/m ³]	e [-]	n [-]	w _{sat} [%]	S [%]	λ [W/m.K]	σ_λ [W/m.K]	λ_{sable}	λ_{argile}	λ_{DRX}
7.0	9.2	0.1	1.4	13.2	1.05	0.51	38.8	18.0	0.21	0.02	0.95	0.54	0.45
8.0	10.1	0.2	1.4	12.7	1.13	0.53	41.8	19.1	0.37	0.01	0.92	0.55	0.42
8.6	10.9	0.2	1.4	12.6	1.14	0.53	42.3	20.4	0.34	0.04	0.93	0.57	0.42
9.3	10.9	0.4	1.3	11.6	1.32	0.57	48.8	19.1	0.36	0.03	0.83	0.52	0.35
10.8	11.8	0.3	1.2	11.0	1.46	0.59	54.2	19.9	0.43	0.09	0.78	0.51	0.31
10.9	12.1	1.0	1.2	11.1	1.43	0.59	52.8	20.6	0.36	0.10	0.80	0.52	0.33
11.2	12.5	0.7	1.2	11.2	1.42	0.59	52.5	21.3	0.38	0.09	0.81	0.53	0.33
12.0	12.9	0.5	1.2	10.8	1.50	0.60	55.6	21.5	0.36	0.05	0.79	0.52	0.31
13.1	14.1	0.7	1.2	10.8	1.50	0.60	55.5	23.5	0.44	0.08	0.80	0.55	0.33
13.3	14.9	1.7	1.3	11.2	1.41	0.58	52.2	25.4	0.58	0.08	0.86	0.59	0.36
13.5	14.1	1.1	1.2	10.5	1.58	0.61	58.5	23.0	0.45	0.07	0.77	0.53	0.31
13.9	15.7	0.4	1.3	11.3	1.39	0.58	51.4	27.0	0.69	0.10	0.88	0.61	0.38
14.6	16.7	0.1	1.3	11.4	1.36	0.58	50.5	29.0	0.69	0.07	0.91	0.63	0.40
15.2	16.6	0.7	1.3	10.9	1.47	0.59	54.4	27.9	0.62	0.07	0.85	0.60	0.36
16.8	19.2	0.3	1.3	11.5	1.36	0.58	50.2	33.4	0.74	0.07	0.94	0.68	0.44
17.7	21.8	0.3	1.5	12.3	1.19	0.54	44.2	40.2	1.00	0.13	1.08	0.78	0.57
18.2	21.1	0.8	1.4	11.6	1.33	0.57	49.3	37.0	0.86	0.11	0.98	0.71	0.48

Tableau A - 2 : Détermination de la conductivité thermique à l'aiguille simple, relation de Kersten et approche minéralogique – compactage moyen

Caractérisation									Aiguille thermique		Kersten		DRX
w [%]	θ [%]	σ_w [%]	ρ [g/cm ³]	γ_d [kN/m ³]	e [-]	n [-]	w _{sat} [%]	S [%]	λ [W/m.K]	σ_λ [W/m.K]	λ_{sable}	λ_{argile}	λ_{DRX}
7.0	9.9	0.1	1.5	14.2	0.90	0.47	33.3	20.9	0.20	0.01	1.10	0.62	0.57
8.0	11.2	0.2	1.5	14.0	0.93	0.48	34.5	23.2	0.63	0.12	1.11	0.66	0.56
8.6	12.4	0.2	1.6	14.4	0.88	0.47	32.5	26.5	0.56	0.07	1.20	0.73	0.63
9.3	13.6	0.4	1.6	14.6	0.85	0.46	31.5	29.7	0.67	0.05	1.27	0.79	0.69
10.8	16.0	0.3	1.6	14.8	0.82	0.45	30.4	35.5	0.87	0.06	1.36	0.89	0.78
10.9	16.0	1.0	1.6	14.7	0.84	0.46	31.0	35.1	0.74	0.12	1.34	0.87	0.76
11.2	16.3	0.7	1.6	14.6	0.85	0.46	31.5	35.4	0.78	0.07	1.33	0.87	0.75
12.0	17.5	0.5	1.6	14.6	0.85	0.46	31.4	38.1	0.84	0.13	1.36	0.91	0.78
13.1	18.8	0.7	1.6	14.4	0.87	0.47	32.3	40.4	0.93	0.06	1.35	0.92	0.79
13.3	19.5	1.7	1.7	14.7	0.83	0.45	30.8	43.1	1.08	0.02	1.42	0.97	0.86
13.5	19.4	1.1	1.6	14.4	0.87	0.47	32.4	41.6	1.00	0.03	1.36	0.93	0.80
13.9	21.0	0.4	1.7	15.1	0.79	0.44	29.1	47.7	1.25	0.08	1.52	1.05	0.97
14.6	23.8	0.1	1.9	16.3	0.66	0.40	24.3	60.1	1.42	0.02	1.82	1.27	1.34
15.2	22.0	0.7	1.7	14.5	0.86	0.46	31.9	47.5	1.17	0.09	1.42	1.00	0.88
16.8	26.9	0.3	1.9	16.1	0.68	0.41	25.2	66.4	1.33	0.03	1.82	1.31	1.41
17.7	28.8	0.3	1.9	16.2	0.66	0.40	24.6	72.1	1.46	0.20	1.89	1.37	1.55
18.2	27.0	0.8	1.8	14.8	0.82	0.45	30.5	59.7	1.22	0.06	1.55	1.13	1.10

Tableau A - 3 : Détermination de la conductivité thermique à l'aiguille simple, relation de Kersten et approche minéralogique – compactage à l'optimum Proctor

Caractérisation									Aiguille thermique		Kersten		DRX
w [%]	θ [%]	σ_w [%]	ρ [g/cm ³]	γ_d [kN/m ³]	e [-]	n [-]	w _{sat} [%]	S [%]	λ [W/m.K]	σ_λ [W/m.K]	λ_{sable}	λ_{argile}	λ_{DRX}
7.0	10.9	0.1	1.7	15.7	0.72	0.42	26.6	26.2	0.28	0.01	1.37	0.77	0.79
8.6	14.9	0.2	1.9	17.2	0.57	0.36	21.0	41.1	1.16	0.08	1.81	1.10	1.21
9.3	17.0	0.4	2.0	18.2	0.48	0.32	17.8	52.5	1.47	0.07	2.14	1.34	1.59
10.8	19.5	0.3	2.0	18.0	0.50	0.33	18.4	58.8	1.52	0.06	2.17	1.41	1.66
10.9	19.8	1.0	2.0	18.2	0.48	0.33	17.9	60.6	1.57	0.08	2.22	1.44	1.72
11.2	20.3	0.7	2.0	18.2	0.48	0.33	17.9	62.3	1.50	0.08	2.24	1.47	1.75
12.0	21.9	0.5	2.0	18.3	0.48	0.32	17.7	67.7	1.68	0.09	2.30	1.54	1.87
13.1	24.0	0.7	2.1	18.4	0.47	0.32	17.4	75.2	1.66	0.05	2.39	1.63	2.05
13.3	25.0	1.7	2.1	18.9	0.43	0.30	15.9	83.3	1.74	0.05	2.58	1.77	2.35
13.5	24.7	1.1	2.1	18.3	0.47	0.32	17.6	76.7	1.73	0.07	2.39	1.64	2.07
13.9	26.4	0.4	2.2	19.0	0.42	0.30	15.5	89.6	1.82	0.07	2.67	1.84	2.52
14.6	27.9	0.1	2.2	19.1	0.42	0.29	15.4	94.9	1.83	0.07	2.72	1.90	2.66
16.8	31.6	0.3	2.2	18.9	0.43	0.30	16.0	104.8	1.69	0.06	2.73	1.96	2.88
17.7	32.2	0.3	2.1	18.2	0.49	0.33	18.0	98.7	1.59	0.14	2.51	1.82	2.56
18.2	33.4	0.8	2.2	18.4	0.47	0.32	17.4	104.5	1.95	0.73	2.59	1.89	2.76

Tableau A - 4 : Détermination de la conductivité thermique, de la chaleur spécifique et de la diffusivité thermique à l'aiguille double – compactage lâche

w [%]	Conductivité thermique [W/m.K]		Chaleur spécifique [MJ/m ³ .K]		Diffusivité thermique [1.10 ⁻⁶ m ² /s]	
	Moyenne	Ecart-type	Moyenne	Ecart-type	Moyenne	Ecart-type
7.0	0.21	0.01	1.16	0.01	0.18	0.01
8.0	0.45	0.03	1.25	0.06	0.36	0.03
8.6	0.43	0.02	1.31	0.08	0.33	0.01
9.3	0.41	0.03	1.29	0.15	0.32	0.02
10.8	0.50	0.02	1.43	0.27	0.35	0.05
10.9	0.43	0.02	1.10	0.22	0.41	0.10
11.2	0.41	0.03	1.23	0.06	0.33	0.03
12.0	0.47	0.04	1.37	0.18	0.35	0.04
13.1	0.56	0.09	1.47	0.17	0.38	0.02
13.3	0.64	0.11	1.58	0.06	0.41	0.05
13.5	0.49	0.04	1.31	0.11	0.37	0.04
13.9	0.77	0.06	1.73	0.20	0.45	0.03
14.6	0.68	0.04	1.54	0.26	0.45	0.08
15.2	0.66	0.09	1.55	0.26	0.43	0.03
16.8	0.72	0.06	1.38	0.12	0.52	0.06
17.7	0.94	0.17	1.80	0.34	0.53	0.07
18.2	0.78	0.04	1.55	0.03	0.50	0.03

Tableau A - 5 : Détermination de la conductivité thermique, de la chaleur spécifique et de la diffusivité thermique à l'aiguille double – compactage moyen

w [%]	Conductivité thermique [W/m.K]		Chaleur spécifique [MJ/m ³ .K]		Diffusivité thermique [1.10 ⁻⁶ m ² /s]	
	Moyenne	Ecart-type	Moyenne	Ecart-type	Moyenne	Ecart-type
7.0	0.24	0.01	1.30	0.06	0.18	0.00
8.0	0.54	0.05	1.41	0.08	0.38	0.03
8.6	0.53	0.03	1.47	0.11	0.36	0.02
9.3	0.64	0.03	1.47	0.04	0.43	0.03
10.8	0.73	0.06	1.45	0.20	0.50	0.05
10.9	0.72	0.10	1.58	0.28	0.46	0.02
11.2	0.77	0.07	1.94	0.23	0.40	0.03
12.0	0.84	0.06	1.51	0.31	0.57	0.12
13.1	0.89	0.05	1.82	0.30	0.50	0.05
13.3	0.90	0.08	1.63	0.30	0.56	0.06
13.5	0.83	0.04	1.73	0.28	0.49	0.07
13.9	1.03	0.06	1.91	0.30	0.55	0.07
14.6	1.19	0.15	2.01	0.35	0.60	0.10
15.2	0.88	0.06	1.62	0.12	0.55	0.06
16.8	1.22	0.07	2.19	0.21	0.56	0.06
17.7	1.32	0.08	2.55	0.75	0.54	0.14
18.2	1.00	0.11	2.04	0.30	0.50	0.07

Tableau A - 6 : Détermination de la conductivité thermique, de la chaleur spécifique et de la diffusivité thermique à l'aiguille double – compactage à l'optimum Proctor

w [%]	Conductivité thermique [W/m.K]		Chaleur spécifique [MJ/m ³ .K]		Diffusivité thermique [1.10 ⁻⁶ m ² /s]	
	Moyenne	Ecart-type	Moyenne	Ecart-type	Moyenne	Ecart-type
7.0	0.24	0.01	1.31	0.05	0.19	0.01
15.2	1.39	0.00	2.53	0.00	0.55	0.00
17.7	1.39	0.04	2.91	0.18	0.48	0.03
18.2	1.54	0.08	2.38	0.53	0.68	0.22

Annexe B : Documentation sur la fibre optique utilisée dans Sense City

Fibre Optic Sensing Cables

BRUsens temperature 85°C

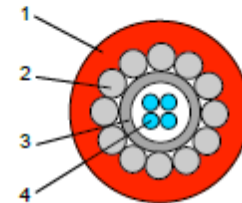
3_50_1_001

Small armored fiber optic temperature sensing cable, with stainless steel loose tube, stainless steel strength members and PA outer sheath, fast thermal response, for up to 8 fibers

LLK-BSTE 85°C 3.4 ...4.8 mm

Construction:

- 1) PA outer sheath
- 2) Stainless steel wires, 316L
- 3) Stainless steel loose tube, 316L
- 4) Bend insensitive optical fibers with dual layer acrylate coating for increased micro bending performance



Description:

- Gel filled central metal loose tube with up to 8 fibers, water sealed
- High tensile strength
- High crush resistance
- Excellent rodent protection
- High chemical resistance
- Robust abrasion resistant cable sheath
- Compact, high flexibility, small bending radius
- Halogen free
- Fast temperature response

Temperature range:

- Operating temperature: -40° C ... + 85° C
- Storage temperature: -40° C ... + 85° C
- Installation temperature: -10° C ... + 50° C
- Short- term temperature: (max 60min) -50° C ... +150° C

Cable sheath color:

- Red, similar RAL 3000
- Other colors upon request

Standards:

- Cable tests complying with IEC 60794-1-2

Applications:

- Sensing applications: e.g. temperature monitoring
- Sensing technologies: Raman, Brillouin, FBG etc.
- Harsh environment, outdoors
- Deployment in conduits, directly in the ground or attached to structures
- Connection and communication cable for sensing
- Temperature compensation cable for Brillouin

Remarks:

- Fiber colors: 1 red, 2 green, 3 yellow, 4 blue, 5 white, 6 violet, 7 orange 8 black
- Other cable designs, cable sheaths and temperature ranges available
- Standard cable marking with meter marks, special labeling of outer sheath upon request
- Accessories such as loops, fan-outs, connectors, mounting brackets etc. available
- Deployment training upon request
- For improved UV resistance, black cable sheath available upon request

Standard optical fiber:

- Multimode fiber: ITU-T G.651, 50µm or 62.5 µm
- Single-mode fiber: ITU-T G.652.D or G.657
- Other fiber types and quality available upon request

Technical data at 20°C:

Type	Max. no. of fibres units	Cable ø mm	Weight kg/km	Max. crush res. N/cm	Max. tensile strength installation N	Max. tensile strength operation N
1F	1	3.4	18	1200	800	600
2F	2	3.8	26	600	1500	1000
4F	4	3.8	26	600	1500	1000
8F	8	4.8	46	800	3000	2000

Type	Min. bending radius		Hydrostatic pressure resistance x100kPa (bar)
	with tensile load mm	without tensile load mm	
1F...8F	20xD	15xD	300

Optical fiber data (cabled) at 20°C

Fiber Type	Attenuation, dB/km			Modal Bandwidth, MHz-km	
	850 nm	1300 / 1310 nm	1550 nm	850 nm	1300 nm
MMF 50/125	≤3.0	≤1.0	NA	700	500
MMF 62.5/125	≤3.5	≤1.0	NA	200	500
SMF	NA	≤0.36	≤0.25	NA	NA

© 2013/02/22 Rev. 04 TH Subject to changes without notice

2013/02/22 Rev. 04 TH