POLYTECHNIQUE MONTRÉAL
affiliée à l'Université de Montréal

Délimitation du panache thermique d'un système géothermique utilisant des puits à colonne permanente installés dans un aquifère fracturé hétérogène.

LAURENCE CHAMPAGNE-PÉLADEAU
Département des génies civil, géologique et des mines

Mémoire présenté en vue de l'obtention du diplôme de *Maîtrise ès sciences appliquées*
Génie minéral

Décembre 2024

© Laurence Champagne-Péladeau, 2024.

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL
affiliée à l'Université de Montréal

Ce mémoire intitulé :

Délimitation du panache thermique d'un système géothermique utilisant des puits à colonne permanente installés dans un aquifère fracturé hétérogène.

présenté par **Laurence CHAMPAGNE-PÉLADEAU**
en vue de l'obtention du diplôme de *Maîtrise ès sciences appliquées*
a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

Benoît COURCELLES, président
Philippe PASQUIER, membre et directeur de recherche
Pedro CACCIARI, membre

REMERCIEMENTS

Je tiens à remercier mon directeur de recherche, Philippe Pasquier, pour son encadrement constant et de qualité, qui m'a permis de solidifier et d'étendre mes connaissances techniques. Son approche rigoureuse et humaine a favorisé un environnement de travail stimulant, sain et équilibré, rendant la réalisation de ma maîtrise une expérience enrichissante et agréable. Je suis également reconnaissante pour les différentes opportunités qui m'ont été offertes telles que de participer à l'EGU24 à Vienne et au World Groundwater Congress à Davos. J'en conserve de très beaux souvenirs.

Je souhaite aussi remercier les membres du jury, Benoît Courcelles et Pedro Cacciari, pour le temps qu'ils ont consacré à la révision et à l'évaluation de mon travail.

Mon passage au sein de la *Chaire de recherche sur l'intégration des PCP dans les bâtiments institutionnels* a été marqué par plusieurs camarades de *Polytechnique* : Alexandre, Christopher, Clarissa, Dorian, Gab^2, Jasmin, Jérémy, Karine, Léo et Louis. Ce fût un réel plaisir de vous côtoyer durant ces deux années et demie de maîtrise. Une pensée particulière va à mes amies de longue date, Karine et Gabrielle, dont le soutien a été inestimable tout au long de mon parcours. Nos aventures en canot et en ski de fond, ainsi que nos discussions, scientifiques ou pas, à l'université et à travers le Québec, resteront gravées dans ma mémoire.

Je remercie également les partenaires de la *Chaire* pour leur confiance et leur contribution.

Enfin, je souhaite souligner ma gratitude envers ma soeur, mes amis et mes proches. Votre soutien et vos encouragements m'ont fait du bien et ont été essentiels à ma réussite.

RÉSUMÉ

Dans un contexte de transition énergétique, les systèmes constitués de pompes à chaleur géothermiques couplées à des puits à colonne permanente sont une solution efficace pour réduire les émissions de gaz à effet de serre et gérer les pointes de consommation énergétique associées au chauffage et à la climatisation des bâtiments. Les puits à colonne permanente reposent en partie sur la recirculation de l'eau souterraine dans un puits ouvert au roc, réalisée au moyen d'une pompe submersible et d'un tube de réinjection généralement placés aux extrémités opposées du puits. Il est possible d'exercer une saignée qui consiste à détourner occasionnellement une fraction de l'eau souterraine des puits à colonne permanente vers un ou plusieurs puits d'injection pour générer un écoulement radial de l'eau souterraine et ainsi favoriser le transfert de chaleur par advection. Cette purge permet alors d'améliorer momentanément la performance thermique des pompes à chaleur ou de les maintenir en opération. En raison du contact direct de l'eau souterraine avec les parois du forage et du principe de la saignée, les puits à colonne permanente sont associés à des longueurs réduites d'échangeur de chaleur souterrain comparativement aux systèmes en boucle fermée. Ils peuvent aussi s'implanter dans des environnements hydrogéologiques plus variés que les systèmes en boucle ouverte.

Le transfert de chaleur entre les puits géothermiques et le milieu géologique a pour effet d'altérer les températures du sol autour de l'échangeur de chaleur souterrain. Les altérations de température peuvent être représentées par un panache thermique dont l'intensité et la forme dépendent principalement de l'importance des charges thermiques imposées ainsi que des propriétés thermiques et hydrauliques du milieu géologique.

La présence d'hétérogénéités dans celui-ci peut aussi influencer l'étendue d'un panache thermique et l'amplitude des changements de température. Puisque le contexte actuel favorise le déploiement des systèmes géothermiques de basse température, il est important de planifier adéquatement leur implantation pour assurer des performances énergétiques optimales, qui sont intrinsèquement liées aux économies d'énergie et aux émissions de gaz à effet de serre. Une planification adéquate implique notamment l'absence ou la minimisation de conflits d'usage, tels que l'interférence thermique entre des échangeurs de chaleur souterrains voisins. Au Québec, la plupart des puits à colonne permanente sont installés dans des milieux rocheux fracturés, généralement définis comme hétérogènes. Afin d'évaluer les potentiels conflits d'usage dans des milieux rocheux fracturés et l'effet des hétérogénéités sur le panache thermique des systèmes géothermiques utilisant des puits à colonne permanente, le panache thermique du système de l'école de la Clé-des-Champs à Mirabel, comprenant cinq puits à

colonne permanente et un puits d'injection, a été délimité. Depuis quelques années, ce site fait l'objet d'un projet de démonstration dont l'objectif est de lever les barrières à l'utilisation des puits à colonne permanente dans les bâtiments institutionnels.

Pour améliorer la compréhension des paramètres hydrodynamiques de l'aquifère rocheux précédemment investigué dans des études antérieures, un programme de caractérisation hydrogéologique complémentaire incluant la réalisation d'un essai de pompage dynamique de 25 jours, d'un essai de traçage, d'un levé de diagraphies géophysiques, d'un levé de géocaméra et de l'acquisition de profils de température a été complété. La caractérisation hydrogéologique complémentaire a notamment permis d'élaborer le modèle hydrogéologique conceptuel qui consiste en un aquifère à double porosité comportant six fractures productives espacées par une matrice rocheuse poreuse. Les fractures contribuent majoritairement à la conductivité hydraulique de l'aquifère rocheux, alors que la matrice rocheuse contribue plutôt à l'emmagasinement de celui-ci. Un modèle 3D par éléments finis a, par la suite, été développé pour représenter la réponse thermique et hydraulique du système de puits à colonne permanente de l'école. Le modèle numérique a été calibré hydrauliquement à l'aide des données provenant de l'essai de pompage dynamique, de sorte à s'assurer d'une représentativité adéquate du comportement hydraulique de l'aquifère fracturé.

L'étendue horizontale du panache thermique du système examiné est d'environ 40 m par 45 m pour une surface d'environ 1600 m^2. De plus, l'étendue maximale horizontale est associée aux fractures productives. Les anomalies de température sont plus marquées entre les puits à colonne permanente et le puits d'injection. L'examen des résultats a montré que ce système est viable sur un horizon de 10 ans, malgré la présence d'une rétroaction hydraulique et thermique entre les puits à colonne permanente et le puits d'injection, et que ses impacts hydraulique et thermique sont relativement faibles. Le panache thermique du système de l'école de la Clé-des-Champs à Mirabel s'étend au-delà des limites du terrain. Or, il est jugé que son impact thermique sur les propriétés avoisinantes se trouve principalement sous les fondations des résidences, étant donné que la fracture productive la plus près de la surface se trouve à plus de 15 m de profondeur. Finalement, comme l'usage des terrains à proximité est majoritairement résidentiel, il est possible d'anticiper que les futurs échangeurs de chaleur souterrains seraient associés à des charges thermiques de faibles envergures et que les interférences thermiques potentielles entre ces échangeurs et celui de l'école seraient peu significatives.

L'étude a également révélé que les fractures perméables sont associées à l'étendue horizontale maximale du panache thermique. Ces fractures sont donc particulièrement importantes à prendre en compte dans les zones denses et urbaines, où les interactions thermiques potentielles sont plus élevés. Il a aussi été démontré que les fractures productives contrôlent la

rétroaction thermique entre les puits à colonne permanente et les puits d'injection ainsi que la récupération de la température du sol entre les cycles d'injection et d'extraction de chaleur. Par conséquent, elles doivent être prises en compte pour concevoir et évaluer correctement les performances réelles et la durabilité d'un système de puits à colonne permanente. Plus globalement, la méthode appliquée dans cette recherche scientifique pourrait contribuer au développement d'outils de gestion intégrée des ressources géothermiques.

ABSTRACT

In a context of energy transition, systems made up of geothermal heat pumps coupled with standing column wells are an effective solution for reducing greenhouse gas emissions and managing the peaks in energy consumption associated with heating and cooling buildings. Standing column wells rely in part on the recirculation of groundwater in an open rock well, achieved by means of a submersible pump and a reinjection tube generally placed at opposite ends of the well. It is also possible to carry out a bleed, which consists of occasionally diverting a fraction of the groundwater from the standing column wells to one or more injection wells, to generate a radial flow of groundwater and thus promote heat transfer by advection. This purge temporarily improves the thermal performance of the heat pumps. Because of the direct contact of the groundwater with the borehole walls and the principle of the bleed, standing column wells are associated with shorter lengths of ground heat exchanger than closed-loop systems. They can also be installed in more varied hydrogeological environments than open-loop systems.

Heat transfer between geothermal wells and the geological environment has the effect of altering ground temperatures around the ground heat exchanger. Temperature changes can be represented by a thermal plume, the intensity and shape of which depend mainly on the size of the thermal loads imposed and the thermal and hydraulic properties of the geological environment. The presence of heterogeneities in the geological environment can also influence the extent of a thermal plume and the amplitude of temperature changes. Since the current context favors the deployment of low-temperature geothermal systems, it is important to plan their installation properly to ensure optimum energy performance, which is intrinsically linked to energy savings and greenhouse gas emissions. Proper planning means avoiding or minimizing conflicts of use, such as thermal interference between neighboring ground heat exchangers. In Quebec, most standing column wells are installed in fractured rock environments, generally defined as heterogeneous. To assess potential conflicts of use in fractured rock environments and the effect of heterogeneities on the thermal plume of geothermal systems using standing column wells, the thermal plume of the Clé-des-Champs school system in Mirabel, comprising five standing column wells and one injection well, was evaluated. This site has been the subject of a demonstration project aimed at removing the barriers to the use of standing column wells in institutional buildings for a number of years.

To improve understanding of the hydrodynamic parameters of the bedrock aquifer previously investigated, a complementary hydrogeological characterization program was completed, in-

cluding a 25-day dynamic pumping test, a tracer test, a geophysical logging survey, a geo-camera survey and the acquisition of temperature profiles. The additional hydrogeological characterization was used to develop the conceptual hydrogeological model, which consists of a dual-porosity aquifer with six productive fractures spaced apart by a porous rock matrix. The fractures contribute mainly to the hydraulic conductivity of the rock aquifer, while the rock matrix contributes more to its storage. A 3D finite element model was then developed to represent the thermal and hydraulic response of the school's standing column well system. The numerical model was hydraulically calibrated using data from dynamic pumping test, to ensure that it adequately represented the hydraulic behaviour of the fractured aquifer.

The horizontal extent of the thermal plume in the system under investigation is approximately 40 m by 45 m, with a surface area of about 1600 m^2. Furthermore, the maximum horizontal extent is associated with productive fractures. The temperature anomalies are most pronounced between the standing column wells and the injection well. Examination of the results showed that this system is viable over a 10-year horizon, despite the presence of hydraulic and thermal feedback between the standing column wells and the injection well, and that its hydraulic and thermal impacts are relatively low. The thermal plume from the system at the Clé-des-Champs school in Mirabel extends beyond the property boundary. However, it is believed that the thermal impact on the bordering properties will be mainly below the foundations of homes, given that the productive fracture closest to the surface is more than 15 m deep. Finally, given that most of the nearby land is used for residential purposes, it is possible to anticipate that the future ground heat exchangers would be associated with small-scale thermal loads and that the potential thermal interference between these exchangers and the school's ground heat exchanger would be negligible.

The study also revealed that permeable fractures are associated with the maximum horizontal extent of a thermal plume. These fractures are therefore particularly important to consider in dense and urban areas, where the potential thermal interactions are higher. In addition, productive fractures have been shown to control thermal feedback between standing column wells and injection wells, as well as ground temperature recovery between injection and heat extraction cycles. Therefore, they must be taken into account to properly design and evaluate the actual performance and durability of a standing column well system. More generally, the method applied in this scientific research could contribute to the development of tools for the integrated management of geothermal resources.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS iii

RÉSUMÉ iv

ABSTRACT vii

TABLE DES MATIÈRES ix

LISTE DES TABLEAUX xii

LISTE DES FIGURES xiii

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS xxi

LISTE DES ANNEXES xxii

CHAPITRE 1 INTRODUCTION 1

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE 4

2.1 Patrons d'écoulement des eaux souterraines et de transfert de chaleur associés aux échangeurs de chaleur souterrains verticaux 5

2.1.1 Échangeurs de chaleur conventionnels 5

2.1.2 Échangeur de chaleur de type puits à colonne permanente 6

2.2 Panaches thermiques 9

2.2.1 Influence des interférences thermiques sur la performance des systèmes géothermiques 9

2.2.2 Quelques contributions scientifiques 10

2.2.3 Influence des charges thermiques au sol 15

2.2.4 Influence des paramètres hydrauliques 16

2.2.5 Influence des hétérogénéités 17

2.2.6 Approches pour la délimitation des panaches thermiques 19

2.3 Site de démonstration de Mirabel 20

CHAPITRE 3 OBJECTIF ET DÉMARCHE DE LA RECHERCHE 24

3.1 Premier objectif spécifique : Réaliser une caractérisation hydrogéologique complémentaire au site de démonstration de Mirabel 24

3.2 Deuxième objectif spécifique : Délimiter le panache thermique associé à l'opération réelle du système de PCP de Mirabel 25

CHAPITRE 4 ARTICLE 1 - DELINEATION OF THE THERMAL PLUME ASSOCIATED WITH A STANDING COLUMN WELL SYSTEM IN A FRACTURED AQUIFER USING NUMERICAL MODELING 26
4.1 Abstract 26
4.2 Introduction 27
4.3 Description of the demonstration site 29
4.4 Numerical model development and calibration 31
4.4.1 Coupled heat transfer and groundwater flow model 31
4.4.2 Boundary and initial conditions 33
4.4.3 Thermal properties used 35
4.4.4 Tracer and pumping tests interpretation 35
4.4.5 Calibration of hydraulic properties 37
4.5 Results 38
4.5.1 Thermal plume extension and features 38
4.5.2 Thermal pattern due to recirculation and bleed of SCWs 40
4.5.3 Hydraulic impacts 42
4.6 Conclusions 42
4.7 Appendix A. Complementary hydraulic calibration data. 44
4.8 Acknowledgments 44
4.9 Nomenclature 45

CHAPITRE 5 RÉSULTATS COMPLÉMENTAIRES 47
5.1 Caractérisation hydrogéologique complémentaire 47
5.1.1 Levé d'arpentage 47
5.1.2 Observations en forage 47
5.1.3 Cartographie piézométrique 48
5.1.4 Essais de pompage 50
5.1.5 Essai de traçage 53
5.1.6 Diagraphies géophysiques 55
5.1.7 Relevé à la géocaméra 57
5.1.8 Profil de température 58
5.2 Simulation numérique 60
5.2.1 Température d'opération des PCP 60

CHAPITRE 6 DISCUSSION GÉNÉRALE 62
6.1 Modèle conceptuel hydrogéologique et investigations de terrain 62
6.2 Écoulement en fracture 64
6.3 Discussion sur le modèle numérique 66
6.3.1 Analyse des hypothèses 66
6.3.2 Maillage 66
6.3.3 Comportement hydraulique et thermique 67
6.3.4 Limitations et portée de l'analyse numérique 69

CHAPITRE 7 CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS 72
7.1 Synthèse des travaux 72
7.2 Recommandations et perspectives futures 74

RÉFÉRENCES 75

ANNEXES 83

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 4.1 Hydraulic and thermal properties of model materials. 35

Tableau 5.1 Interprétation de certaines séquences de pompage lors des essais de pompage en continu à l'aide de la solution analytique de Warren et Root (1963). 51

Tableau 6.1 Comparaison des transmissivités obtenues par inférence Bayésienne (T_1) avec celles déterminées par l'essai de tomographie hydraulique et la calibration hydraulique du modèle numérique de la présente étude (T_2) pour les cinq unités hydrostratigraphiques définies par Jacques et Pasquier (2023). 64

Tableau 6.2 Vérification des flux entrants et sortants aux frontières internes des puits. 68

Tableau 6.3 Bilan de masse sur les frontières du modèle. 68

Tableau 6.4 Bilan de masse complet du modèle. 68

Tableau A.1 Coordonnées des puits, élévation des puits et des niveaux d'eau. . . . 83

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 Schéma d'un PCP. Tiré de Beaudry (2021). 2

Figure 1.2 Représentation simplifiée du panache thermique de plusieurs systèmes géothermiques voisins. Une interférence, amplifiée par l'écoulement des eaux souterraines, est observée entre les systèmes. Tiré de Laroche *et al.* (2022). 3

Figure 2.1 Schéma des puits géothermiques conventionnels : (gauche) à boucle fermée et (droite) à boucle ouverte. 5

Figure 2.2 Représentation simplifiée de l'écoulement de l'eau souterraine le long de la paroi d'un PCP où la pompe submersible se situe dans le haut pour un milieu (a) homogène (adapté de Yuill et Mikler (1995)) et (b) hétérogène dans un aquifère fracturé avec une forte perméabilité dans le bas du forage. Tiré de Robert *et al.* (2022). 7

Figure 2.3 Charge hydraulique et flux de chaleur 83 h après le début du chauffage. Charge hydraulique et équipotentielles sur un plan 2D parallèle à la direction d'écoulement régional (Gauche). Les flèches indiquent la direction de l'écoulement et leur taille est proportionnelle à la vitesse de Darcy. Composante horizontale des flux de chaleur à 15 cm de la paroi sud du puits (Droite). Un flux de chaleur négatif correspond à un transfert de chaleur vers le PCP tandis qu'un flux positif correspond à un transfert de chaleur vers l'aquifère. Adapté de Robert *et al.* (2022). 8

Figure 2.4 Perturbations thermiques autour de deux systèmes géothermiques en boucle fermée avec des puits espacés de 10 m après 5 ans (haut) et 20 ans (bas) de fonctionnement. Tiré de Abesser *et al.* (2023). 10

Figure 2.5 (a) Coupe et (b) plan d'un système de puits-doublet (tiré de Banks (2008)). Les flèches correspondent aux lignes d'écoulement des eaux souterraines et les contours en pointillés sont des équipotentielles numérotées arbitrairement. Ab : Abstraction; In : Injection. Tiré de Banks (2009). 11

Figure 2.6 (a) Visualisation tridimensionnelle de la différence de température entre une simulation avec et sans PCP. Les résultats sont présentés pour une durée de simulation de 10 ans. Les deux figures inférieures présentent une vue rapprochée (b) du bâtiment A et (c) des bâtiments C et D. L'échelle locale est en mètres. Tiré de Laroche *et al.* (2022). 14

Figure 2.7 Panache thermique avec une fracture horizontale ouverte de 1 mm à 50 m de profondeur, à 45 m (gauche), 50 m (centre) et 55 m (droite) de la surface. Tiré de Dehkordi *et al.* (2015). 18
Figure 2.8 Profils vélocimétriques réalisés dans les PCP du site de l'école de la clé-des-Champs. Tiré de Robert (2022). 22
Figure 4.1 Demonstration site location. Geographical location on a regional scale (a), numerical model limits in blue (b) and demonstration site (c). The blue arrow represents the groundwater flow direction, and the red frame corresponds to the boundaries of the demonstration site, which is located at coordinates 5 054 427 N and 266 524 E in zone 8 of the Modified Transverse Mercator (MTM) projection. 29
Figure 4.2 Geological units observed during drilling. Location of main contacts (black), productive fractures (light blue) and water table (navy blue dash line) is also shown. Elevations are expressed in the orthometric altitude with the HT2 geoid. 30
Figure 4.3 Geometry and boundary conditions of the coupled hydraulic and heat transfer numerical model (not to scale). If unspecified, a zero flux boundary condition is used. 33
Figure 4.4 Distribution of the design ground thermal loads (Q_g) over a period of one year for the Clé-des-Champs school (left). Average daily air temperature measured in 2022 at nearby Mirabel Airport (ID:7034900) (Environnement et Changement climatique Canada, 2023) and smoothed temperature (T_{amb}) used as a boundary condition (right). 34
Figure 4.5 Hydraulic heads (top) and flow rates (bottom) at the monitoring wells during the dynamic pumping test. 36
Figure 4.6 Modeled (black) and measured (colors) hydraulic heads during the 25-day test. 37
Figure 4.7 Evolution of the thermal plume over 10 years during the peak heating day observed on February 26 (top) and peak cooling day observed on June 18 (bottom). The red frame corresponds to the site boundary (101 m × 80 m). The vertical axis has a height of 141 m. The elevation of each productive fracture is indicated. 39

Figure 4.8 Thermal plume caused by the operation of the SCWs and IW over 10 years. The left-hand site corresponds to the peak heating day observed on February 26, while the peak cooling day observed on June 18 is shown on the right column. The red frame corresponds to the site boundary (101 m × 80 m). 40
Figure 4.9 Steady-state hydraulic head (left), ground temperature during the 10^{th} simulation year on February 26 (center) and on June 18 (right) at the location of the SCWs (top) and the IW (bottom). In the simulations, the hydraulic and thermal location of the submersible pump is at an elevation of 61.00 m and 46.25 m respectively (see Figure 4.3). 41
Figure 4.10 Groundwater streamlines at the level of the six productive fractures for the model surface of 500 m × 500 m. Blue streamlines are indicative of groundwater entering the SCWs, while red streamlines correspond to groundwater leaving the SCWs. The arrows on the streamlines represent the direction of the groundwater flow and are shown with a logarithmic scale for clarity. At the fractures located at elevations of -29.18 m and -48.83 m, groundwater velocities are low, resulting in small or absence of arrows, as these areas are near the balance point where the head gradient is zero in the SCWs. 43
Figure 4.11 Hydraulic impact of the SCWs and IW under steady-state: hydraulic head difference for the entire domain of 500 m × 500 m × 141 m (left) and mean drawdown (right) over the model height. A positive ΔH indicates a rise in the groundwater level while the red frame corresponds to the site boundary (101 m × 80 m). 44
Figure 4.12 Modeled vs measured hydraulic heads. Dotted lines represent an absolute error of ±0.1 m. 45
Figure 5.1 Débits d'eau cumulés en fonction de la profondeur des forages. 48
Figure 5.2 Piézométrie statique mesurée le 9 juillet 2022. Les charges hydrauliques en mètres sont affichées en bleu. La flèche indique la direction de l'écoulement de l'eau souterraine. 49
Figure 5.3 Piézométrie statique mesurée le 25 août 2022. Les charges hydrauliques en mètres sont affichées en bleu. La flèche indique la direction de l'écoulement de l'eau souterraine. 49
Figure 5.4 Charge hydraulique statique simulée à l'aide du modèle numérique 3D selon la charge hydraulique statique mesurée le 25 août 2022. 50

Figure 5.5 Déplacement du traceur entre le puits d'injection OW-7 et le puits de récupération SCW-3. Le gradient hydraulique i est celui induit par le pompage entre les deux puits. Les flèches indiquent le sens d'écoulement de l'eau souterraine et de la solution d'uranine. Courbes piézométriques approximatives durant l'essai de traçage. 54
Figure 5.6 Observations visuelles de l'eau pendant l'essai de traçage. Le traceur a été injecté de 9h30 à 10h00. 55
Figure 5.7 Diagraphies géophysiques. Une élévation constante du sol a été posée pour simplifier la présentation. 56
Figure 5.8 Fracture ouverte dans l'arénite quartzifère à une profondeur approximative de 131-132 m dans le puits d'observation OW-4. Une ouverture importante est observée. Des dépôts semblant correspondre à des précipités de manganèse sont remarqués. 58
Figure 5.9 Profil de température acquis en continu aux puits SCW-3, SCW-5 et OW-5 lors de l'essai de tomographie hydraulique. 59
Figure 5.10 Températures à l'entrée et à la sortie des PCP de l'école de la Clé-des-Champs, prédites par le modèle numérique développé au Chapitre 4. 61
Figure A.1 Rapport de forage du puits SCW-2. 84
Figure A.2 Rapport de forage du puits SCW-3. 85
Figure A.3 Rapport de forage du puits SCW-4. 86
Figure A.4 Rapport de forage du puits SCW-5. 87
Figure A.5 Rapport de forage du puits OW-2. 88
Figure A.6 Rapport de forage du puits OW-3. 89
Figure A.7 Rapport de forage du puits OW-4. 90
Figure A.8 Rapport de forage du puits OW-5. 91
Figure A.9 Rapport de forage du puits OW-6. 92
Figure A.10 Rapport de forage du puits OW-7. 93
Figure B.1 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation SCW-1 lors de la première séquence de pompage (SCW-5) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 94
Figure B.2 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation SCW-2 lors de la première séquence de pompage (SCW-5) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 95

Figure B.3 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation SCW-3 lors de la première séquence de pompage (SCW-5) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 96
Figure B.4 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation SCW-4 lors de la première séquence de pompage (SCW-5) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 97
Figure B.5 Interprétation de la réponse hydraulique du puits de pompage SCW-5 lors de la première séquence de pompage (SCW-5) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 98
Figure B.6 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation IW lors de la première séquence de pompage (SCW-5) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 99
Figure B.7 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-1 lors de la première séquence de pompage (SCW-5) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 100
Figure B.8 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-2 lors de la première séquence de pompage (SCW-5) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 101
Figure B.9 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-3 lors de la première séquence de pompage (SCW-5) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 102
Figure B.10 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-4 lors de la première séquence de pompage (SCW-5) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 103
Figure B.11 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-5 lors de la première séquence de pompage (SCW-5) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 104
Figure B.12 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-6 lors de la première séquence de pompage (SCW-5) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 105
Figure B.13 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-7 lors de la première séquence de pompage (SCW-5) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 106
Figure B.14 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation SCW-1 lors de la deuxième séquence de pompage (SCW-2) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 107

Figure B.15 Interprétation de la réponse hydraulique du puits de pompage SCW-2 lors de la deuxième séquence de pompage (SCW-2) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 108
Figure B.16 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation SCW-3 lors de la deuxième séquence de pompage (SCW-2) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 109
Figure B.17 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation SCW-4 lors de la deuxième séquence de pompage (SCW-2) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 110
Figure B.18 Interprétation de la réponse hydraulique du puits de pompage SCW-5 lors de la deuxième séquence de pompage (SCW-2) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 111
Figure B.19 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation IW lors de la deuxième séquence de pompage (SCW-2) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 112
Figure B.20 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-1 lors de la deuxième séquence de pompage (SCW-2) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 113
Figure B.21 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-2 lors de la deuxième séquence de pompage (SCW-2) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 114
Figure B.22 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-3 lors de la deuxième séquence de pompage (SCW-2) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 115
Figure B.23 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-4 lors de la deuxième séquence de pompage (SCW-2) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 116
Figure B.24 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-5 lors de la deuxième séquence de pompage (SCW-2) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 117
Figure B.25 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-6 lors de la deuxième séquence de pompage (SCW-2) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 118
Figure B.26 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-7 lors de la deuxième séquence de pompage (SCW-2) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 119

Figure B.27 Interprétation de la réponse hydraulique du puits de pompage SCW-1 lors de la quatrième séquence de pompage (SCW-1) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 120
Figure B.28 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation SCW-2 lors de la quatrième séquence de pompage (SCW-1) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 121
Figure B.29 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation SCW-3 lors de la quatrième séquence de pompage (SCW-1) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 122
Figure B.30 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation SCW-4 lors de la quatrième séquence de pompage (SCW-1) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 123
Figure B.31 Interprétation de la réponse hydraulique du puits de pompage SCW-5 lors de la quatrième séquence de pompage (SCW-1) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 124
Figure B.32 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation IW lors de la quatrième séquence de pompage (SCW-1) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 125
Figure B.33 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-1 lors de la quatrième séquence de pompage (SCW-1) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 126
Figure B.34 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-2 lors de la quatrième séquence de pompage (SCW-1) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 127
Figure B.35 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-3 lors de la quatrième séquence de pompage (SCW-1) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 128
Figure B.36 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-4 lors de la quatrième séquence de pompage (SCW-1) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 129
Figure B.37 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-5 lors de la quatrième séquence de pompage (SCW-1) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 130
Figure B.38 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-6 lors de la quatrième séquence de pompage (SCW-1) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 131

Figure B.39 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-7 lors de la quatrième séquence de pompage (SCW-1) selon la solution analytique de Warren et Root (1963). 132
Figure C.1 Courbe de restitution de l'essai de traçage. 135
Figure C.2 Injection de la solution d'uranine au puits OW-7. 137
Figure C.3 Échantillonnage de l'eau souterraine au puits de récupération SCW-3. 138
Figure C.4 Échantillonnage automatique au puits de récupération SCW-3. 138
Figure C.5 Préparation des standards de calibration au laboratoire de Polytechnique Montréal. 139

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

COP	Coefficient de performance
DTS	Détection de température distribuée
ÉCS	Échangeur de chaleur souterrain
ERT	Essai de réponse thermique
GES	Gaz à effet de serre
MRC	Municipalité régionale de comté
PÀC	Pompe à chaleur
PCP	Puits à colonne permanente
PI	Puits d'injection
ZAT	Zone affectée thermiquement

LISTE DES ANNEXES

Annexe A	Travaux de terrain complémentaires et rapports de forage	83
Annexe B	Interprétation des essais de pompage	94
Annexe C	Adaptation du rapport de Champagne-Péladeau (2023)	133

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

Le gouvernement du Québec s'est engagé en 2020 à réduire d'ici 2030 de 37,5 % ses émissions de gaz à effet de serre (GES) par rapport au niveau de 1990 (MELCC, 2020) afin de participer aux efforts collectifs mondiaux visant à limiter les conséquences néfastes du réchauffement planétaire. Cet engagement touche divers secteurs, dont celui des bâtiments qui est un grand émetteur de GES (Global ABC et UNEP, 2021). Par exemple, au Québec, le chauffage des locaux consomme 43% de l'énergie associée au secteur commercial et institutionnel, qui lui représente 15% de l'énergie consommée par la province (Whitmore et Pineau, 2023). Le Québec a donc adopté une cible plus spécifique visant à diminuer de 50% les émissions de GES liées au chauffage des bâtiments résidentiels, commerciaux et institutionnels d'ici 2030 par rapport à 1990 (MELCC, 2020). Puisque les principales sources d'énergie utilisées pour combler les besoins thermiques des bâtiments sont les combustibles fossiles (MELCC, 2020), leur remplacement par des énergies renouvelables est l'avenue privilégiée.

Cette mesure s'insère dans un contexte de transition énergétique où les transports et les procédés industriels seront également décarbonés via une électrification massive de ces secteurs. Même si le réseau électrique québécois est principalement alimenté par des complexes hydroélectriques dont l'énergie est renouvelable, la transition énergétique ne peut reposer uniquement sur cette source (Hydro-Québec, 2023). À ce sujet, une augmentation de la demande québécoise d'électricité estimée à 25 TWh (14%) est prévue sur la période 2022-2032 (Hydro-Québec, 2023). Une sollicitation importante du réseau électrique, particulièrement en période de pointes hivernales, est anticipée et incite à mettre en place des mesures de gestion de la consommation d'énergie. Ainsi, le gouvernement du Québec encourage l'emploi de gaz naturel renouvelable, de la biomasse et de la géothermie ainsi que diverses mesures d'efficacité énergétique pour chauffer les bâtiments afin de réduire la pression exercée sur le réseau électrique québécois (MELCC, 2020).

Le chauffage et la climatisation par géothermie de basse température utilisant des pompes à chaleur (PÀC) géothermiques couplées à un échangeur de chaleur souterrain (ÉCS) s'avèrent une solution adéquate pour réduire la consommation énergétique des bâtiments et les GES associés (Bayer, 2012). Les systèmes géothermiques utilisant un ÉCS constitué de puits à colonne permanente (PCP) permettent de répondre à de fortes demandes d'énergie de même que de diminuer l'appel de puissance en période de pointe (Beaudry *et al.*, 2024). De plus, les PCP sont particulièrement adaptés en milieu urbain (McGowan, 2018; Pasquier *et al.*, 2016), parce qu'ils nécessitent moins de puits que les systèmes en boucle fermée et peuvent être

intégrés dans des environnements hydrogéologiques plus variés que les systèmes en boucle ouverte (Ng *et al.*, 2009). Le PCP, présenté à la figure 1.1, est un puits géothermique ouvert où l'eau souterraine est majoritairement recirculée à l'aide d'une pompe submersible et d'une conduite de réinjection. Une *saignée* consistant à purger environ 5 % à 25 % de l'eau souterraine peut être activée de façon à entraîner un apport d'eau fraîche au puits, et ainsi stimuler l'advection et améliorer les performances thermiques du système (Spliter *et al.*, 2002).

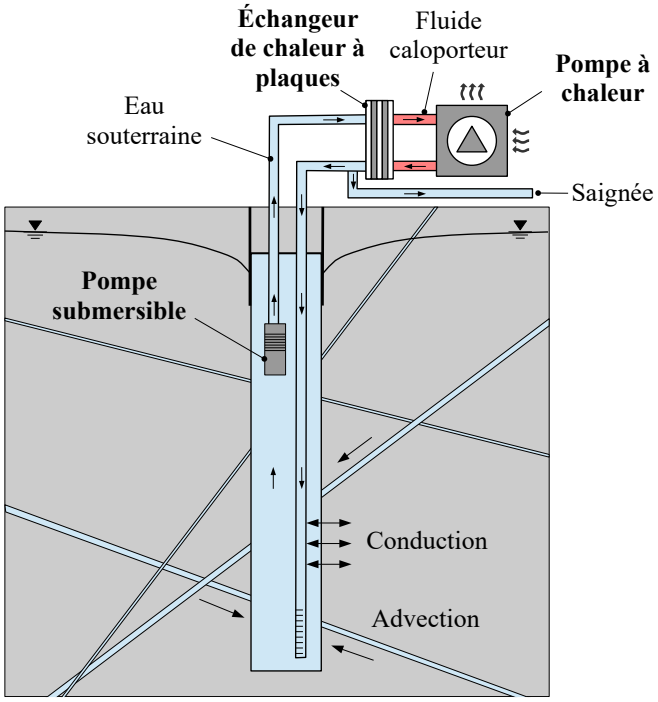


Figure 1.1 Schéma d'un PCP. Tiré de Beaudry (2021).

Les économies d'énergie et la réduction de GES liées à l'utilisation de PÀC géothermiques couplées à un ÉCS sont conditionnelles aux performances des PÀC. Celles-ci dépendent notamment de l'évolution de la température du milieu géologique autour des puits géothermiques découlant de l'opération du système. Une variation de la température du sol peut en effet entraîner une diminution de la capacité du sol à fournir (ou recevoir) de la chaleur (Law et Dworkin, 2016). Les altérations de température peuvent être représentées par un panache thermique souterrain qui correspond à la surface associée à un seuil de température donné (Russo *et al.*, 2012). Tel qu'illustré à la Figure 1.2, en milieu urbain, la plus forte densité et proximité des systèmes peut entraîner des problèmes de superposition de panaches thermiques (Fascì *et al.*, 2019; Russo *et al.*, 2014). Cette interférence thermique peut elle aussi affecter la performance et compromettre l'intégrité des PÀC, puisque les ÉCS compéti-

tionnent pour la même source de chaleur (Ferguson et Woodbury, 2006; Herbert *et al.*, 2013; Perego *et al.*, 2022).

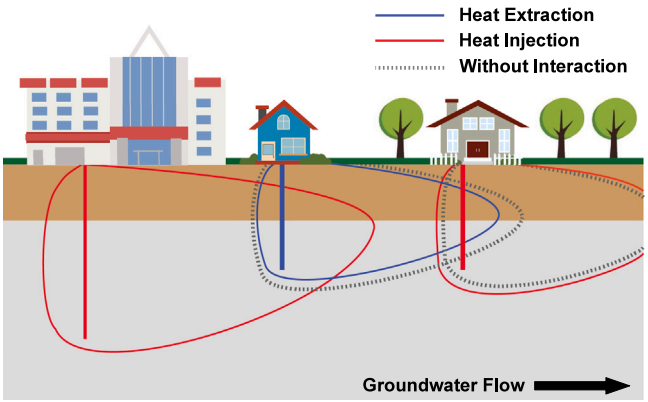


Figure 1.2 Représentation simplifiée du panache thermique de plusieurs systèmes géothermiques voisins. Une interférence, amplifiée par l'écoulement des eaux souterraines, est observée entre les systèmes. Tiré de Laroche *et al.* (2022).

Au Québec, les ÉCS sont généralement installés dans le roc. Lorsque l'espacement des fractures présentes dans celui-ci est irrégulier ou de faible densité, le milieu rocheux tend à être hétérogène (Freeze et Cherry, 1979). Les fractures présentes dans un milieu géologique peuvent influencer la géométrie des panaches thermiques d'un système géothermique à boucle fermée (Dehkordi *et al.*, 2015) et pourraient ainsi jouer un rôle dans les interactions thermiques entre des systèmes voisins.

Ce mémoire vise donc à intégrer l'effet de l'hétérogénéité d'un massif rocheux fracturé sur l'étendue et l'amplitude des panaches thermiques souterrains associés à l'utilisation de systèmes géothermiques de type PCP, mais aussi à analyser l'évolution de la performance et les conflits d'usage possibles. L'approche retenue est basée sur l'acquisition de données au site de démonstration de l'école de la Clé-des-Champs situé à Mirabel où un projet de démonstration visant à étudier l'intégration des PCP dans les bâtiments scolaires a démarré à l'été 2020, puis au développement et à l'exploitation d'un modèle numérique couplé.

Le mémoire est scindé en sept chapitres permettant l'achèvement de l'objectif général. Afin de limiter l'ampleur de l'étude et préciser la méthodologie, le Chapitre 2 présente une revue de littérature. Les objectifs spécifiques et la démarche de la recherche sont ensuite présentés au Chapitre 3. Le Chapitre 4 présente quant à lui un article scientifique où les résultats sont mis en lumière. Des résultats complémentaires à l'article sont présentés au Chapitre 5. Une discussion générale suit au Chapitre 6 et traite notamment des hypothèses et limitations de la recherche réalisée. Le mémoire se complète par des conclusions et recommandations au Chapitre 7.

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

Cette revue de littérature cherche à illustrer et circonscrire les dernières avancées quant à la délimitation de panache thermique de systèmes géothermiques constitués de PCP installés en milieu géologique hétérogène. Puisqu'il s'agit d'un thème principal du mémoire, il convient de bien définir ce qu'est un panache thermique. Un panache thermique, parfois désigné « zone affectée par la température » (ZAT) (Comeau et Raymond, 2018; Daemi et M. Krol, 2019; Russo *et al.*, 2014), « perturbations thermiques » (Abesser *et al.*, 2023; Daemi et M. Krol, 2019; Rivera *et al.*, 2015), « anomalies de température » (Ferguson et Woodbury, 2006; Hähnlein *et al.*, 2013; Rivera *et al.*, 2015) ou « altérations de température » (Dehkordi et Schincariol, 2014; Laroche *et al.*, 2022), correspond à un volume de sol ou de roc où les modifications de température causées par un système géothermique sont jugées significatives. Cette zone peut être délimitée par une isotherme (Russo *et al.*, 2012) ou par une différence de température par rapport à la température du sol non perturbée (Piga *et al.*, 2017; Pophillat *et al.*, 2020; Russo *et al.*, 2012). Cette différence est de 1 °C dans plusieurs études (Dehkordi et Schincariol, 2014; Piga *et al.*, 2017; Pophillat *et al.*, 2020; Russo *et al.*, 2012), mais il s'agit généralement d'un seuil arbitraire.

Afin de mieux cerner les PCP, qui sont au cœur même de la recherche, une brève description est présentée ici. Les PCP sont généralement des puits ouverts au roc dont le diamètre est typiquement de 15 à 20 cm. Un cuvelage d'acier mis en place en surface et ancré de quelques mètres dans le roc permet de retenir les dépôts meubles. Son diamètre est généralement plus grand que celui du forage et il agit parfois à titre de chambre de pompage. La profondeur des PCP varie de manière générale entre 75 et 275 m pour une utilisation résidentielle, alors qu'elle varie entre 185 et 460 m pour une utilisation commerciale (Spliter *et al.*, 2002). Le recensement effectué par Deng *et al.* (2006) a montré qu'environ un millier de PCP seraient installés aux États-Unis et au Canada. Ils seraient plus particulièrement concentrés dans le Nord-Est et le Nord-Ouest Pacifique des États-Unis et serviraient à des applications résidentielles et commerciales de chauffage.

La première partie de la revue de littérature se concentre sur les patrons d'écoulement des eaux souterraines et de transfert de chaleur associés aux ÉCS verticaux conventionnels et de type PCP. La deuxième partie de la revue de littérature examine les études traitant des panaches thermiques des trois types d'ÉCS verticaux. Les éléments ayant une influence notable sur leur délimitation, telles que les hétérogénéités mentionnées au Chapitre 1, et les approches existantes pour les évaluer sont aussi abordés. Dans la troisième partie de la revue

de littérature, les travaux de recherche antérieurs réalisés au site de démonstration de l'école de la Clé-des-Champs à Mirabel, qui fait ici l'objet d'une étude de cas, sont résumés.

2.1 Patrons d'écoulement des eaux souterraines et de transfert de chaleur associés aux échangeurs de chaleur souterrains verticaux

Les systèmes de chauffage et de climatisation des bâtiments institutionnels et commerciaux utilisant la géothermie de basse température comprennent typiquement une PÀC et un ÉCS vertical constitué d'un champ de plusieurs puits géothermiques. Les puits à boucle fermée et à boucle ouverte, illustrés à la Figure 2.1, ainsi que les PCP, illustrés à la Figure 1.1, peuvent composer le champ.

2.1.1 Échangeurs de chaleur conventionnels

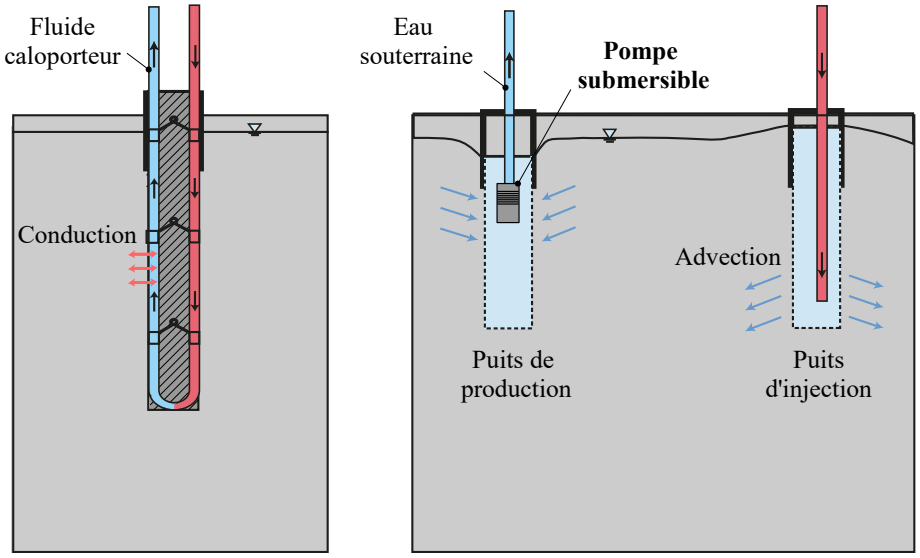


Figure 2.1 Schéma des puits géothermiques conventionnels : (gauche) à boucle fermée et (droite) à boucle ouverte.

Généralement, l'ÉCS est constitué de puits en boucle fermée dans lesquels un fluide caloporteur, tel que le propylène glycol, circule à l'intérieur d'un tuyau étanche (Mustafa, 2008). La circulation du fluide caloporteur permet un échange de chaleur par conduction avec le milieu géologique (Banks, 2012). Lors de l'opération, comme ces systèmes n'utilisent pas directement l'eau souterraine, ils ne modifient pas le niveau de la nappe phréatique dans l'environnement hydrogéologique. En conséquence, ils ont l'avantage de pouvoir être installés dans pratiquement tout type de milieu géologique. Or, dû principalement à la résistance

thermique des puits en boucle fermée, le transfert de chaleur est moins efficace que dans d'autres types de puits géothermiques et ils nécessitent alors plusieurs forages, de grandes superficies de terrain et sont associés à des coûts importants (Yavuzturk et Chiasson, 2002).

Dans les systèmes à boucle ouverte, l'eau souterraine est pompée des puits de production ouverts et amenée vers un échangeur de chaleur. L'eau souterraine est ensuite retournée à l'aquifère via des puits d'injection (PI) situés en aval hydraulique. L'exploitation de ces systèmes génère donc un abaissement de la nappe phréatique au pourtour des puits de production et un rehaussement autour des PI (Snijders et Drijver, 2016). Le pompage et l'injection d'eau souterraine permettent un échange de chaleur par advection avec le milieu géologique (Banks, 2012) et, pour cette raison, ces systèmes sont généralement plus performants que les systèmes à boucle fermée (Mustafa, 2008). Étant donné que ces systèmes sont en lien hydraulique direct avec l'aquifère, qu'ils modifient le patron d'écoulement des eaux souterraines et que la totalité des eaux purgées des puits de production est dirigée vers les PI, les systèmes à boucle ouverte sont restreints à des aquifères productifs (Mustafa, 2008).

2.1.2 Échangeur de chaleur de type puits à colonne permanente

Une troisième alternative d'ÉCS consiste en un système géothermique utilisant des PCP. Certains avantages ont été introduits au Chapitre 1 et sont principalement associés à l'activation de la saignée qui, à titre de rappel, consiste à détourner une fraction de l'eau des PCP. Ce détournement entraîne un écoulement radial d'eau souterraine vers le puits et stimule le transfert de chaleur par advection. Au Québec, toute eau souterraine prélevée par un système de géothermie doit être réintroduite dans l'aquifère (RPEP, 2024), ce qui est généralement réalisé par l'intermédiaire d'un PI. Il est également possible de procéder à une réinjection inter-puits de l'eau de purge, en conservant les avantages de la saignée et sans nécessiter l'installation d'un PI coûteux (Jacques *et al.*, 2024). À titre informatif, la saignée est généralement modulée selon la différence de température au sein de la PÀC géothermique (Pasquier *et al.*, 2016) ou de sorte à maintenir la température de l'eau souterraine à l'entrée des PCP à l'intérieur d'une plage acceptable, c'est-à-dire une plage de température qui évite le gel de l'eau souterraine ou qui ne favorise pas le développement bactérien.

Bien que la saignée représente un levier efficace pour rehausser la performance thermique des systèmes de PCP, leur mode d'opération principal est en recirculation continue, c'est-à-dire que la totalité des eaux pompées est réinjectée dans les PCP et que l'écoulement radial n'est pratiquement pas sollicité. La recirculation de l'eau souterraine dans les PCP est principalement associée au mécanisme de transfert de chaleur par conduction et réalisée à l'aide d'une pompe submersible et d'un tube de réinjection habituellement positionnés à

deux extrémités du puits. L'une des deux configurations typiques implique de localiser le point de prélèvement à la base du PCP et le tubage de réinjection au sommet du puits sous le niveau statique de l'eau souterraine (Orio *et al.*, 2005). L'autre configuration typique, illustrée à la Figure 1.1, consiste à installer la pompe submersible dans une chambre de pompage dans le haut du PCP et le tubage de réinjection à sa base. Cette configuration permet d'augmenter légèrement les conductivités thermiques effectives (Chang *et al.*, 2017; Lee *et al.*, 2016), mais facilite aussi l'installation et l'entretien des PCP et réduit les pertes de charge associées au pompage de l'eau, sans compromettre le fonctionnement de la PÀC en mode chauffage lorsque les PCP sont installés dans un roc homogène ou en présence d'une zone fracturée superficielle (Beaudry *et al.*, 2019). Ces deux configurations provoquent un écoulement vertical à l'intérieur des PCP et sont à l'origine d'un gradient de pression. Le gradient de pression entraîne un apport d'eau souterraine fraîche dans une partie du PCP et permet, dans l'autre, de dissiper une fraction de l'eau recirculée (Spliter *et al.*, 2002; Yuill et Mikler, 1995), et ce même en l'absence de saignée (Robert *et al.*, 2022). Entre ces zones et tel qu'illustré à la Figure 2.2, il existe un point d'équilibre où le flux hydraulique radial est nul. Il est important de noter que, dans l'environnement géologique examiné par Kastrinos *et al.* (2019), le transport de chaleur par advection est négligeable en l'absence de saignée. Les conclusions distinctes des études de Robert *et al.* (2022) et Kastrinos *et al.* (2019) démontrent que les mécanismes de transfert de chaleur dans un PCP peuvent grandement varier d'un environnement géologique à l'autre et soulignent l'importance de les étudier localement à chaque site spécifique.

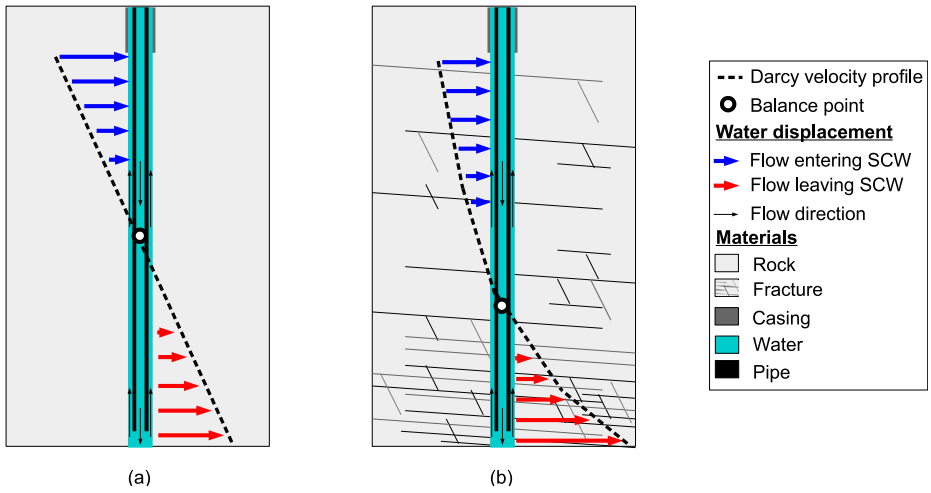


Figure 2.2 Représentation simplifiée de l'écoulement de l'eau souterraine le long de la paroi d'un PCP où la pompe submersible se situe dans le haut pour un milieu (a) homogène (adapté de Yuill et Mikler (1995)) et (b) hétérogène dans un aquifère fracturé avec une forte perméabilité dans le bas du forage. Tiré de Robert *et al.* (2022).

Robert *et al.* (2022) ont démontré via une analyse numérique qu'il y a un lien étroit entre les patrons d'écoulement de l'eau souterraine et le transfert de chaleur dans les PCP opérant en recirculation continue, même en l'absence de saignée. La Figure 2.3 illustre le fait qu'un transfert de chaleur vers le PCP est plus fortement associé à un écoulement d'eau souterraine entrant, tandis qu'un transfert de chaleur vers l'aquifère est plus fortement associé à un écoulement d'eau souterraine sortant. Il est également possible de constater à l'aide de la figure que nécessairement, plus la vitesse de Darcy est élevée, plus le flux de chaleur advectif associé l'est. Il est important de souligner que le modèle hydrogéologique conceptuel retenu pour leur étude, soit le cas de base, est constitué d'une unité hydrostratigraphique très perméable à la base du PCP, ce qui explique que les vitesses de Darcy sont plus élevées en profondeur à la Figure 2.3, et que la configuration retenue comprend une pompe submersible près de la surface du sol et un tube de réinjection à la base du PCP. La Section 2.2.5 élabore plus en détail sur l'effet du profil des conductivités hydrauliques et de la conductivité hydraulique moyenne sur la réponse thermique d'un PCP.

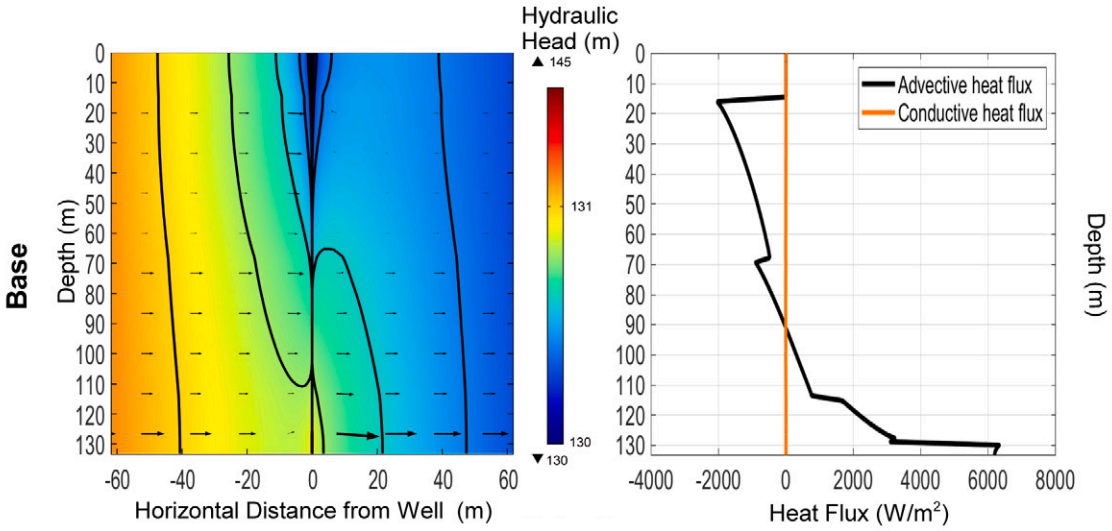


Figure 2.3 Charge hydraulique et flux de chaleur 83 h après le début du chauffage. Charge hydraulique et équipotentielles sur un plan 2D parallèle à la direction d'écoulement régional (Gauche). Les flèches indiquent la direction de l'écoulement et leur taille est proportionnelle à la vitesse de Darcy. Composante horizontale des flux de chaleur à 15 cm de la paroi sud du puits (Droite). Un flux de chaleur négatif correspond à un transfert de chaleur vers le PCP tandis qu'un flux positif correspond à un transfert de chaleur vers l'aquifère. Adapté de Robert *et al.* (2022).

2.2 Panaches thermiques

Selon les mécanismes de transfert de chaleur et les patrons d'écoulement des eaux souterraines en place, les trois types d'ÉCS verticaux détaillés à la Section 2.1 peuvent mener au développement de panaches thermiques de formes et d'étendues variées, dont quelques exemples sont illustrés dans les sections suivantes. En délimitant les panaches thermiques, il est possible d'évaluer les interactions thermiques entre des systèmes géothermiques voisins (Attard *et al.*, 2020), les impacts sur l'altération de la qualité de l'eau souterraine (García-Gil *et al.*, 2016) et l'intégrité à long terme d'un système spécifique en lien avec les perturbations thermiques ou la rétroaction thermique (Ferguson et Woodbury, 2006; Milnes et Perrochet, 2013).

2.2.1 Influence des interférences thermiques sur la performance des systèmes géothermiques

Dans l'optique d'obtenir les économies d'énergie - et les réductions d'émission de GES - escomptées pour la durée de vie utile d'un système géothermique, les interférences thermiques potentielles entre les puits géothermiques au sein d'un champ respectif et entre des ÉCS voisins doivent être rigoureusement évaluées. Les interactions thermiques au sein même d'un ÉCS peuvent, en effet, survenir entre les puits géothermiques et réduire l'efficacité du système (Law et Dworkin, 2016), en entraînant une dérive importante des températures à la sortie des puits. Abesser *et al.* (2023) suggèrent que, dans certaines situations, les impacts sur l'efficacité d'un système géothermique individuel peuvent être plus significatifs dans le cas d'interférence thermique entre des systèmes voisins dont les charges thermiques sont importantes que dans le cas d'interaction au sein d'un champ respectif.

Il faut préciser que ce n'est pas toute forme d'interférence thermique qui est nuisible au fonctionnement d'un système géothermique de faible profondeur (Perego *et al.*, 2022). Un système utilisé uniquement pour le chauffage d'un bâtiment pourrait, par exemple profiter de la chaleur injectée par une installation voisine utilisée uniquement pour refroidir un procédé, et vice-versa. Néanmoins, il demeure que ces situations sont plutôt rares, car des systèmes voisins sont généralement utilisés pour répondre à des besoins similaires de chauffage et de climatisation des bâtiments.

Une façon simple d'évaluer la performance énergétique d'un système géothermique de basse température est de quantifier le coefficient de performance (COP) des PÀC. Celui-ci correspond au ratio de l'énergie thermique produit sur l'énergie électrique utilisée pour faire fonctionner son compresseur. Un COP supérieur à une valeur de 1 indique que des économies

d'énergie sont réalisées. Le COP d'une PÀC dépend en partie de la température de la source de chaleur et de la température qui doit être produite pour chauffer ou refroidir les locaux. En termes d'efficacité énergétique, il est avantageux que la différence de température entre la source de chaleur et le milieu à chauffer ou refroidir soit rapprochée (Rees, 2016). Par exemple, une dérive des températures du sol autour des puits géothermiques due à un déséquilibre des charges thermiques extraites et injectées au sol, à l'interaction avec un système voisin ou à un sous-dimensionnement de l'ÉCS pourrait entraîner une différence de température accrue entre le milieu "source" et le milieu "récepteur" de chaleur, ce qui aurait pour conséquences de diminuer la performance de la PÀC et du système géothermique.

2.2.2 Quelques contributions scientifiques

Les systèmes en boucle fermée couvrent une fraction importante du nombre de systèmes géothermiques de basse température implantés et, ainsi, le panache thermique qui leur est associé a été largement étudié (Abesser *et al.*, 2023; Daemi et M. Krol, 2019; Molina-Giraldo *et al.*, 2011; Perego *et al.*, 2022; Rivera *et al.*, 2015). La Figure 2.4 illustre le panache thermique de deux systèmes en boucle fermée, identifiés comme A et B, et montre l'interférence thermique importante entre les puits intrinsèques à chacun des systèmes, l'interférence thermique modérée entre les deux systèmes voisins ainsi que l'effet de l'écoulement régional de l'eau souterraine sur la dissipation des panaches thermiques.

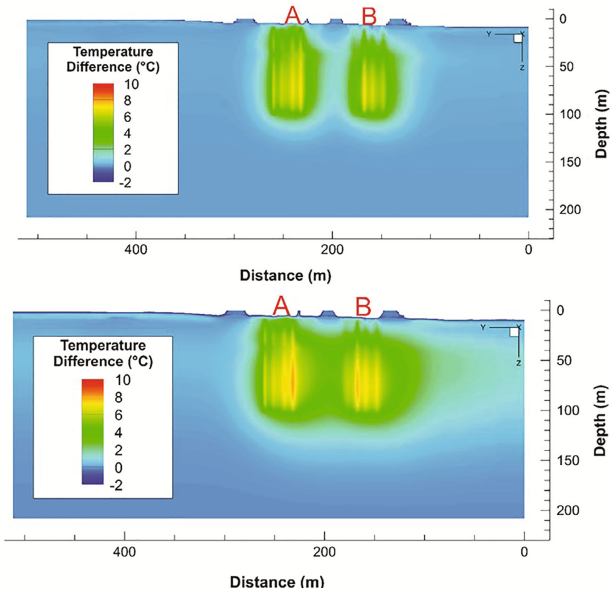


Figure 2.4 Perturbations thermiques autour de deux systèmes géothermiques en boucle fermée avec des puits espacés de 10 m après 5 ans (haut) et 20 ans (bas) de fonctionnement. Tiré de Abesser *et al.* (2023).

De multiples études scientifiques gravitent autour de l'évaluation des perturbations thermiques de systèmes en boucle ouverte (Banks, 2009; Herbert *et al.*, 2013; Perego *et al.*, 2022; Pophillat *et al.*, 2020; Willems *et al.*, 2017). Un exemple tiré de Banks (2009) et illustré à la Figure 2.5 suggère que les altérations de température se produisent dans l'environnement immédiat du PI et que le panache thermique se propage dans le sens de l'écoulement régional de l'eau souterraine. Les lignes d'écoulement de l'eau souterraine montrent dans ce cas une absence de rétroaction hydraulique entre le puits de production et le PI. Il est aussi possible d'observer un abaissement de la nappe phréatique au pourtour du puits de production et, à l'inverse, un rehaussement au pourtour du PI.

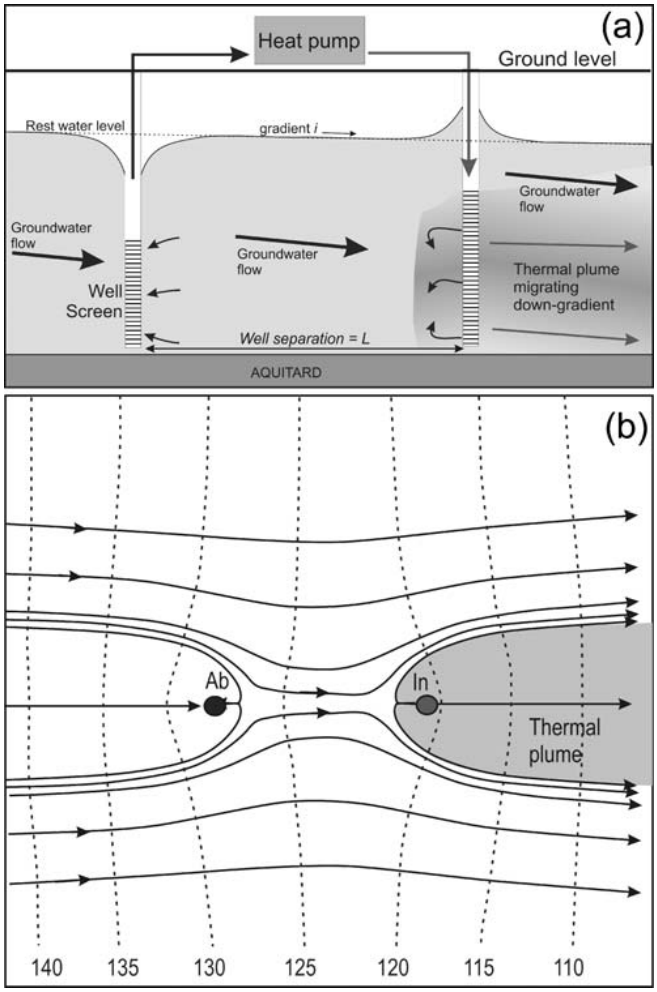


Figure 2.5 (a) Coupe et (b) plan d'un système de puits-doublet (tiré de Banks (2008)). Les flèches correspondent aux lignes d'écoulement des eaux souterraines et les contours en pointillés sont des équipotentielles numérotées arbitrairement. Ab : Abstraction; In : Injection. Tiré de Banks (2009).

Dans le cas particulier des systèmes en boucle ouverte, certains éléments font en sorte que la performance des puits n'est pas uniquement associée aux perturbations thermiques et aux interférences avec des systèmes environnants, mais également aux rétroactions hydraulique et thermique potentielles entre les puits de production et les PI (doublets). En effet, la possibilité d'une percée thermique, aussi nommée court-circuit thermique ou rétroaction thermique, associée à une percée hydraulique (rétroaction hydraulique) entre les puits de production et d'injection doit être minutieusement évaluée, car elle peut compromettre leur performance (Ferguson et Woodbury, 2006; Gringarten et Sauty, 1975). D'abord, la rétroaction hydraulique est définie comme une fraction de l'eau injectée dans les PI qui retourne vers les puits de production (Banks, 2009). Le facteur le plus favorable au développement d'une rétroaction hydraulique est une distance trop courte entre les doublets (Clyde et Madabhushi, 1983). Ensuite, la rétroaction thermique se produit lorsque le front thermique d'eau chaude (ou froide) du PI est capté au puits de production. Le front thermique avançant plus lentement que le front hydraulique (Clyde et Madabhushi, 1983), une rétroaction hydraulique ne signifie pas nécessairement la présence d'une rétroaction thermique. Néanmoins, une rétroaction thermique ne peut avoir lieu qu'en présence d'une rétroaction hydraulique. Lors de la migration de l'eau vers les puits de production, la chaleur se dissipe dans les grains solides et cette dissipation peut être totale entre le PI et le puits de production (Banks, 2012). Pour bien évaluer le potentiel de rétroaction, il faut considérer la vitesse à laquelle l'eau se déplace entre les doublets (Banks, 2012) ainsi que la surface d'échange thermique entre le fluide injecté et les parois de la fracture (Pruess et Doughty, 2010). L'évaluation de ce temps de percée thermique peut être calculé à l'aide d'un modèle numérique ou d'équations analytiques simples (Banks, 2012), telles que celles de Clyde et Madabhushi (1983). À noter que l'angle entre les puits de production et les PI de même que leur position par rapport à la direction régionale de l'écoulement des eaux souterraines affectent le temps de percée thermique (Gringarten et Sauty, 1975).

En ce qui a trait au panache thermique associé à un système géothermique utilisant des PCP, à ce jour une seule étude s'est penchée sur sa délimitation. À l'aide d'une étude numérique, Laroche *et al.* (2022) ont généré les panaches thermiques pour cinq systèmes fictifs constitués de PCP installés dans un milieu rocheux homogène et situés dans la ville de Montréal. Cette étude, dont quelques résultats sont illustrés à la Figure 2.6, a révélé que l'impact thermique de ces systèmes se trouve plus prononcé à proximité des PI et qu'il se veut plus important en surface qu'en profondeur. Tel qu'observé à la Figure 2.6, les résultats ont aussi montré que les altérations thermiques et hydrauliques, à condition d'un positionnement des puits adéquat, peuvent être confinées à l'intérieur des limites d'une propriété donnée pour les conditions spécifiques et les grandeurs de terrain considérées dans l'étude. Il s'avère que, pour le cas simulé,

les fondations des bâtiments ont un effet thermique beaucoup plus marqué. Autrement dit, la perturbation thermique résultant de l'opération des systèmes géothermiques de PCP est négligeable par rapport à celle découlant de l'urbanisation et de la présence des bâtiments à la surface du sol. Aussi, l'étude a révélé que les systèmes de PCP hypothétiques étudiés sont viables à court et moyen terme, c'est-à-dire sur un horizon de 10 ans, sans qu'une dégradation de performance perceptible se manifeste. Un autre élément important tiré des travaux de Laroche *et al.* (2022) est la démonstration du faible potentiel d'interaction entre des systèmes de PCP voisins, lorsque des contraintes de conception adéquates sont considérées. Tout comme pour les systèmes géothermiques en boucle ouverte, en raison de l'importante contribution de l'advection dans le transfert de chaleur, la présence de court-circuit thermique entre les PCP et les PI est possible pour les systèmes géothermiques constitués de PCP. Un court-circuit thermique, tel que celui observé dans l'étude de Laroche *et al.* (2022), peut rendre précaire l'intégrité à long terme de ces systèmes en entraînant, par exemple, en chauffage des températures plus faibles dans les PCP. Ce conflit thermique correspond à une interférence croisée entre les PCP et le PI, c'est-à-dire que les panaches thermiques des PI s'étendent vers les PCP. Dans le cas de Laroche *et al.* (2022), les impacts de ce court-circuit sont plutôt modérés et ne causent pas l'arrêt des PÀC. Pour réduire ces impacts potentiels, deux solutions sont proposées, soit de réduire les charges thermiques au sol ou d'augmenter la distance entre les PCP et les PI de façon à réduire les interférences hydrauliques et donc thermiques (Laroche *et al.*, 2022). À ce jour, aucune étude n'a examiné le panache thermique des systèmes de PCP dans des milieux fracturés non homogènes. Ces environnements, souvent marqués par la présence de chemins d'écoulement préférentiels, peuvent significativement influencer les mécanismes de transfert de chaleur par advection, un aspect particulièrement pertinent pour les systèmes de PCP. Il serait donc important de mener une évaluation du panache thermique de ces systèmes dans ce type de contexte géologique.

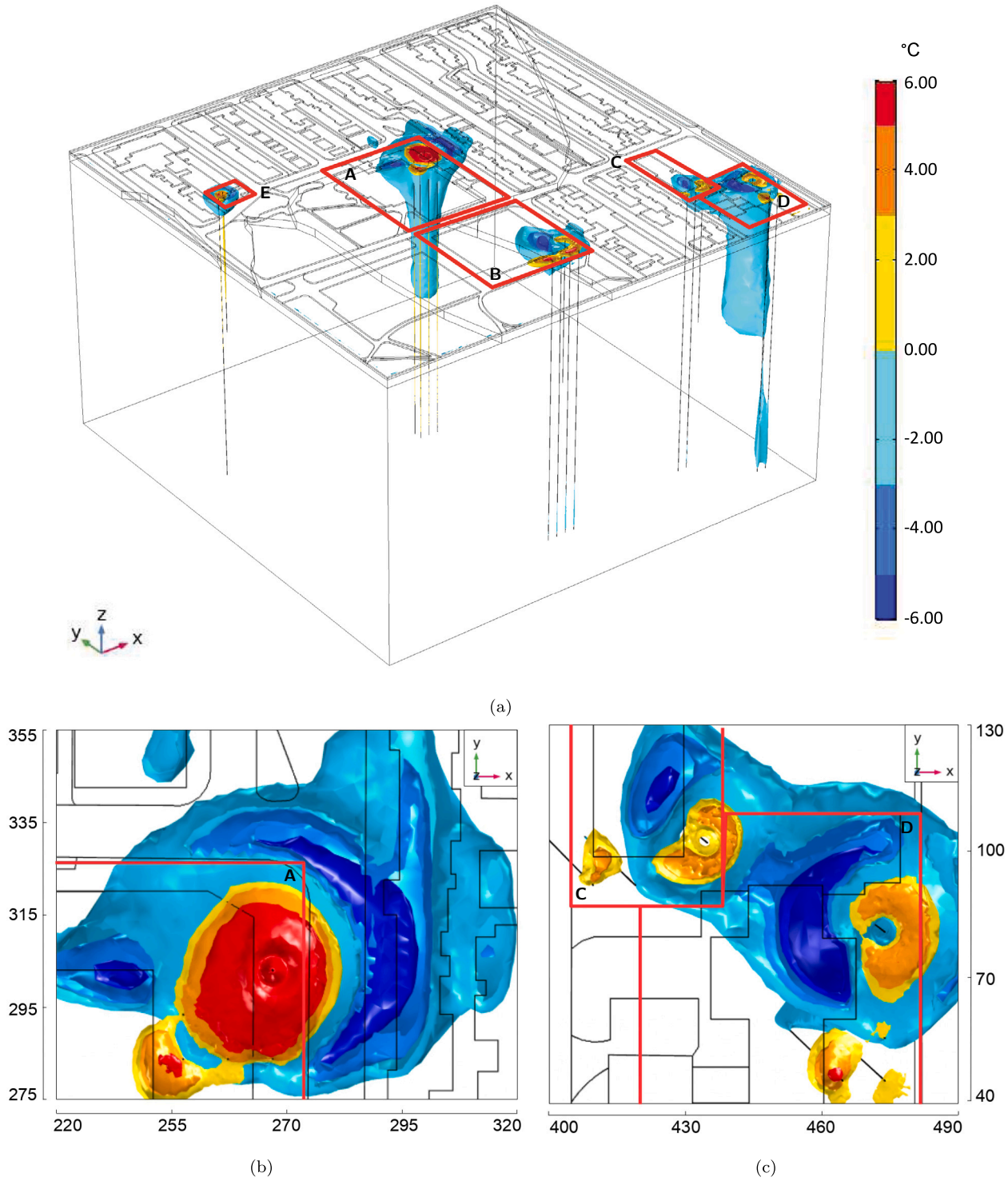


Figure 2.6 (a) Visualisation tridimensionnelle de la différence de température entre une simulation avec et sans PCP. Les résultats sont présentés pour une durée de simulation de 10 ans. Les deux figures inférieures présentent une vue rapprochée (b) du bâtiment A et (c) des bâtiments C et D. L'échelle locale est en mètres. Tiré de Laroche *et al.* (2022).

2.2.3 Influence des charges thermiques au sol

Lors de l'opération des systèmes géothermiques, la chaleur prélevée ou injectée au sol Q_G est fonction de la performance de la PÀC et de la charge thermique associée au chauffage et à la climatisation des locaux Q_{HP}. Cette charge thermique est majoritairement dépendante des conditions météorologiques et de la température extérieure, qui peuvent fortement varier en fonction de la période de l'année et du climat (Shen et Lukes, 2015). La relation entre la charge comblée par les PÀC d'un bâtiment et la charge au sol est donnée par $Q_G{=}Q_{HP}(1{\pm}COP)$.

Dans les climats nordiques modérés tels ceux retrouvés au Québec, les bâtiments sont généralement chauffés en hiver, climatisés en été et les charges thermiques associées au chauffage sont généralement dominantes, ce qui crée un déséquilibre. L'intensité des charges thermiques a un rôle notable dans le développement des panaches thermiques, mais c'est le déséquilibre de ces charges qui a le poids le plus significatif dans la définition d'un panache thermique et dans son évolution (Daemi et M. Krol, 2019). L'exploitation de systèmes géothermiques où le chauffage est dominant mène au développement de panaches thermiques froids et, à l'inverse, une opération principalement en refroidissement génère des panaches thermiques chauds. Un consensus est établi en ce qui a trait aux bénéfices d'exploiter les systèmes géothermiques avec une alternance de cycle d'injection et d'extraction de chaleur pour favoriser la restitution des températures du sol et diminuer les perturbations thermiques (Banks, 2009; Daemi et M. Krol, 2019; Dehkordi *et al.*, 2015; Walch *et al.*, 2022). Cette alternance peut se faire par le biais d'une utilisation en mode chauffage et climatisation ainsi que par le stockage de chaleur (Banks, 2009). L'énergie solaire ou la récupération de chaleur d'une industrie peuvent être utilisées comme énergie de stockage afin d'équilibrer les charges au sol.

L'impact des charges thermiques des bâtiments sur le développement des panaches thermiques de systèmes de PÀC couplés à des ÉCS situés dans différentes villes canadiennes a été analysé dans l'étude de Daemi et M. Krol (2019). Il est ressorti que la ville où les bâtiments ont les plus hautes charges thermiques a été associée au plus important panache thermique souterrain, démontrant ainsi l'importance de leur rôle sur le développement des panaches thermiques. Une étude réalisée par Russo *et al.* (2014) a souligné l'importance de se baser sur des pas de temps horaires, journaliers ou mensuels afin de bien représenter les températures maximales des ZAT (panache thermique) plutôt que des températures moyennes saisonnières. À noter que la température d'injection T_{in} est liée à la charge thermique au sol Q_G, à la température du fluide à la sortie de l'ÉCS T_{out}, au débit de circulation du fluide $\dot{V}$ et à la capacité thermique volumique du fluide caloporteur C_f par $T_{in}{=}T_{out} + Q_G/(\dot{V}C_f)$.

2.2.4 Influence des paramètres hydrauliques

Le développement du panache thermique dépend aussi des paramètres thermiques et hydrauliques du milieu géologique dans lequel il est implanté (Dehkordi et Schincariol, 2014; Russo et Taddia, 2010). Les paramètres thermiques comprennent principalement la capacité thermique et la conductivité thermique, tandis que les paramètres hydrauliques comprennent la profondeur de la nappe phréatique, la conductivité hydraulique, le gradient hydraulique et l'emmagasinement de l'aquifère.

Bien que les puits géothermiques des systèmes en boucle fermée ne prélèvent pas d'eau de l'aquifère et que la conduction soit le principal mécanisme d'échange de chaleur entre le fluide caloporteur et le milieu géologique, de nombreuses études ont démontré que l'advection doit être considérée dans les outils de conception et d'analyse lorsque les flux hydrauliques de l'environnement hydrogéologique sont élevés (Abesser *et al.*, 2023; Dehkordi et Schincariol, 2014; Ferguson, 2015; Luo *et al.*, 2016). L'écoulement régional de l'eau souterraine peut augmenter les performances thermiques pour ce type de système en diminuant les perturbations thermiques et en dispersant le panache thermique dans le sens de l'écoulement de l'eau souterraine (Abesser *et al.*, 2023; Dehkordi et Schincariol, 2014). Plus précisément, Dehkordi et Schincariol (2014) suggèrent d'intégrer les phénomènes par advection dans les outils lorsque les flux hydrauliques sont supérieurs à 10^{-7} m s^{-1} et mentionnent qu'ils deviennent les principaux contributeurs à la restitution des températures du sol lorsque ces flux sont supérieurs à 10^{-8} m s^{-1}. Luo *et al.* (2014) ont pour leur part montré qu'en présence d'un roc stratifié, l'échange de chaleur dans un système en boucle fermée est réduit dans les couches moins perméables.

Dans les systèmes en boucle ouverte, les paramètres associés à l'écoulement de l'eau souterraine et au transfert de chaleur par advection tels que la conductivité hydraulique, le gradient hydraulique et la porosité influencent grandement le développement du panache thermique, ce qui fait que les investigations de terrain et la modélisation devraient se concentrer sur leur acquisition et détermination (Piga *et al.*, 2017; Russo *et al.*, 2012).

Pour les systèmes géothermiques de type PCP, les propriétés thermiques et hydrauliques doivent être évaluées à chaque site d'implantation respectif, puisque l'importance de leur contribution varie selon le mode d'opération du PCP (recirculation continue ou saignée). Robert *et al.* (2022) soulignent que, dans des environnements hydrogéologiques très perméables, le profil de conductivité hydraulique et la conductivité hydraulique moyenne ont un fort impact sur la réponse thermique d'un PCP, et ce même sans saignée. Kastrinos *et al.* (2019) ont, pour leur part, démontré que dans des environnements hydrogéologiques peu perméables, caractérisés par des vitesses de Darcy inférieures à 7 m y^{-1} (2.2 x 10^{-7} m s^{-1}),

le transport de chaleur advectif a un effet négligeable sur les performances thermiques d'un PCP. Ces deux résultats démontrent l'importance d'investiguer localement les propriétés thermiques et hydrauliques d'un site préalablement à l'installation d'un système de PCP.

2.2.5 Influence des hétérogénéités

Les paramètres hydrauliques d'un milieu géologique peuvent être influencés par la présence d'hétérogénéités et d'anisotropies. À titre d'exemple, la conductivité hydraulique secondaire fournie par les fractures productives peut notamment entraîner une conductivité hydraulique effective plusieurs fois supérieure à la conductivité hydraulique primaire fournie par les pores connectés d'une matrice rocheuse (Berre *et al.*, 2019).

Un exemple présenté à la Figure 2.7 tiré de Dehkordi *et al.* (2015) peut servir à illustrer l'importance des hétérogénéités sur la forme du panache thermique associé à l'opération d'un système géothermique en boucle fermée en mode d'extraction de chaleur. La figure montre des plans en coupe à trois profondeurs différentes, soit à 45 m (5 m au-dessus de la fracture), 50 m (fracture) et 55 m (5 m au-dessous de la fracture). À la profondeur de 50 m qui correspond à l'intersection d'une fracture horizontale ouverte de 1 mm, la largeur du panache thermique est réduite, alors que sa dispersion longitudinale est augmentée. Aux profondeurs de 45 m et 55 m, soit à 5 m au-dessus et au-dessous de cette fracture, la forme du panache thermique semble affectée par l'écoulement de l'eau souterraine de la fracture à l'échelle régionale. Or, à ces mêmes profondeurs, localement autour de l'ÉCS, les équipotentielles de température suivent un schéma circulaire plutôt associé à un transport de chaleur dominé par la conduction. Ces observations montrent que la zone d'influence thermique de la fracture s'étend bien au-delà de son épaisseur et que les fractures jouent un rôle clé dans le fonctionnement des systèmes en boucle fermée en contrôlant le transport de chaleur ainsi qu'en dictant les contours des perturbations thermiques et leur restitution. Les auteurs de cette étude recommandent donc de cartographier les fractures, de réaliser des diagraphies géophysiques ou de procéder à d'autres investigations géophysiques, pour bien évaluer les performances à long terme de larges systèmes géothermiques dans des milieux rocheux hétérogènes.

Une étude effectuée par Ferguson et Woodbury (2005) a montré que l'intégration d'hétérogénéités dans un modèle numérique peut être la cause d'importants écarts par rapport aux températures prédites par un modèle de référence et que la perméabilité et le gradient hydraulique induit par le pompage d'eau souterraine sont des éléments prépondérants dans le transfert de chaleur dans des environnements hétérogènes.

La présence d'hétérogénéités dans un environnement géologique peut impacter les temps de parcours et de percée thermique discutés à la sous-section 2.2.2. En effet, les équations ana-

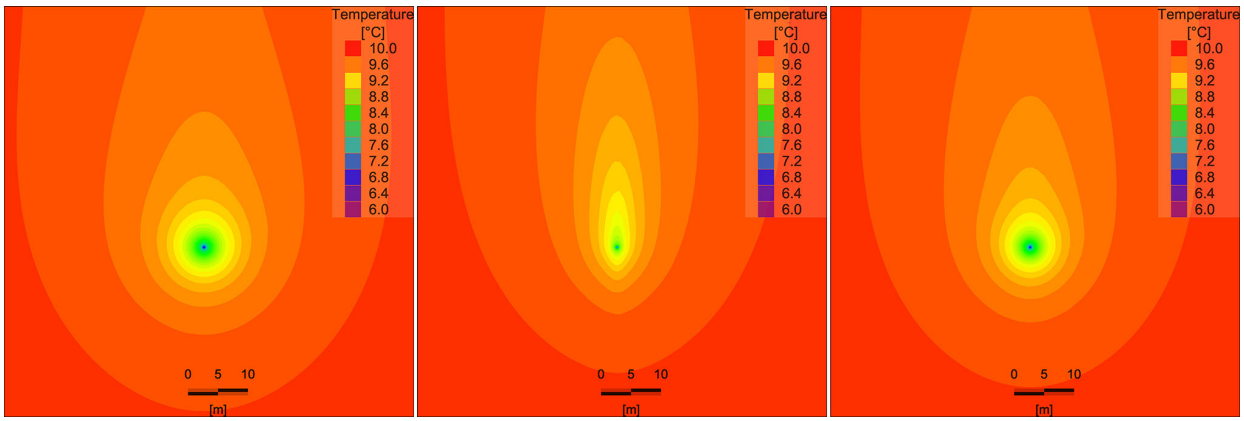


Figure 2.7 Panache thermique avec une fracture horizontale ouverte de 1 mm à 50 m de profondeur, à 45 m (gauche), 50 m (centre) et 55 m (droite) de la surface. Tiré de Dehkordi *et al.* (2015).

lytiques de Clyde et Madabhushi (1983) permettant de calculer le temps de percée thermique abordées ci-haut considèrent que l'équilibre thermique est instantané entre l'eau souterraine et la matrice de l'aquifère. Or, si l'écoulement de l'eau souterraine se fait via un nombre limité de fractures largement espacées, soit des fractures discrètes plutôt que dans un milieu poreux ou dans un réseau dense de petites fractures, l'équilibre thermique entre l'eau et le bloc rocheux ne sera pas instantané (Banks, 2012). Les équations analytiques de Clyde et Madabhushi (1983) tendent alors à surestimer les temps de percée thermique. Ajoutons que l'hétérogénéité au niveau des conductivités hydrauliques a un fort impact sur le temps d'opération initial des systèmes en boucle ouverte, c'est-à-dire lors des premiers jours d'opération, et qu'en raison des chemins d'écoulement préférentiels, le panache thermique se déplace plus rapidement dans les couches hautement conductrices hydrauliquement (Di Dato *et al.*, 2022).

Dans le cas des systèmes de PCP, Beaudry *et al.* (2019) ont développé un modèle numérique dans le but d'analyser l'impact de la fracturation du roc sur la restitution thermique. Vu la forte influence des conditions extérieures saisonnières sur la température des horizons rocheux superficiels, la présence d'une zone fracturée superficielle semble détériorer légèrement les performances du système en mode chauffage en favorisant une recharge d'eau plus froide. La présence d'une zone fracturée en profondeur améliore l'efficacité de la saignée et donc le fonctionnement de la PÀC en comparaison à un roc homogène. Surtout, cette étude souligne l'importance d'évaluer la fracturation du roc pour des systèmes de PCP opérant avec une saignée en climat froid, puisqu'elle a le potentiel d'affecter leur récupération thermique. Finalement, Robert *et al.* (2022) ont montré que l'hétérogénéité des couches et la conductivité

hydraulique moyenne peuvent affecter le transfert de chaleur dans un PCP en influençant notamment la position du point d'équilibre hydraulique dont il a été mention à la Section 2.1.2.

2.2.6 Approches pour la délimitation des panaches thermiques

De multiples méthodes, regroupées sous des approches analytique et numérique, peuvent être employées pour délimiter les panaches thermiques de systèmes géothermiques en boucle fermée (Abesser *et al.*, 2023; Daemi et M. Krol, 2019; Molina-Giraldo *et al.*, 2011; Perego *et al.*, 2022; Rivera *et al.*, 2015) et en boucle ouverte (Banks, 2009; Herbert *et al.*, 2013; Perego *et al.*, 2022; Pophillat *et al.*, 2020; Willems *et al.*, 2017). En raison de la complexité des phénomènes hydrauliques et thermiques résultant de l'opération des PCP avec une saignée dynamique, les approches numériques sont favorisées pour les représenter (Beaudry, 2021). Il est important de souligner qu'une toute récente étude de Nguyen *et al.* (2025) proposant un modèle analytique pour représenter le problème d'advection-diffusion de chaleur dans un PCP opérant avec une saignée vient d'être publiée. Toutefois, cette méthode analytique n'a été testée que pour des conditions spécifiques dont notamment un aquifère homogène et isotrope.

Les approches numériques, contrairement aux approches analytiques, permettent d'intégrer des paramètres d'opération dynamiques, des conditions frontières transitoires (températures ambiantes, infiltration d'eau, etc.), des hétérogénéités par rapport aux propriétés thermiques et hydrauliques ainsi que des géométries complexes et, pour ces raisons, sont jugées plus robustes (García-Gil *et al.*, 2015). Il faut préciser que, peu importe la méthode employée, en l'absence de paramètres thermiques et hydrauliques mesurés à l'échelle locale du système étudié, la représentativité de son panache thermique sera nuancée (Luo *et al.*, 2016; Russo *et al.*, 2012). Finalement, dans le processus de prise de décision quant à la méthode à employer pour délimiter le panache thermique d'un ÉCS vertical, il faut se questionner sur le niveau de précision requis qui dépend bien évidemment des objectifs à atteindre et des enjeux qui y sont liés (Pophillat *et al.*, 2020).

Beaudry *et al.* (2018, 2019) et Robert (2022) ont simulé numériquement des PCP en utilisant des modèles 2D axisymétriques dans l'environnement de COMSOL Multiphysics® (2021) et en considérant la recirculation du fluide et son contact direct avec l'aquifère. La validation de ces méthodes par Beaudry *et al.* (2018, 2019) et Robert (2022) a permis de démontrer leur capacité à bien représenter le comportement thermique et hydraulique des PCP et de leur environnement. Sur la base de ces travaux, Laroche *et al.* (2022) ont adapté la méthode pour développer un modèle numérique 3D à l'échelle semi-régionale intégrant l'influence thermique de cinq bâtiments, de 14 PCP et de 5 PI dans le but de simuler l'évolution des températures

souterraines et les panaches thermiques associés à ces systèmes géothermiques.

Il est clair que les approches numériques sont les plus appropriées pour évaluer le panache thermique des systèmes de PCP. Il faut maintenant se pencher sur la méthode la plus adaptée pour représenter un milieu géologique fracturé. Dans des contextes géothermiques, celui-ci est régulièrement représenté par un milieu poreux équivalent, aussi nommé milieu poreux continu. Un milieu poreux équivalent consiste à représenter un certain volume élémentaire de fractures et de blocs rocheux par une matrice poreuse homogène et à établir des propriétés hydrauliques et thermiques moyennes pour ce volume. Cette simplification est généralement utilisée, car l'obtention de données de terrain sur les propriétés individuelles des fractures est plutôt complexe et fastidieuse. L'hypothèse d'un milieu poreux équivalent est valable pour un réseau de fractures dense et hautement interconnecté ou quand un équilibre local est rapidement établi entre les fractures et les blocs matriciels (Berkowitz, 2002). Lorsque cette hypothèse n'est pas applicable, des modèles à double continuum peuvent être employés. Ils consistent à définir les fractures discrètes et à tenir compte de leurs effets individuels sur l'écoulement des fluides. Advenant la disponibilité de données hydrogéologiques suffisantes, le fait d'inclure les fractures explicitement serait bénéfique à l'analyse du transfert de chaleur (Ferguson et Woodbury, 2005).

Les modèles numériques développés pour simuler la réponse hydraulique et thermique des PCP ont utilisé un milieu poreux équivalent pour représenter les milieux rocheux dans lesquels ils sont implantés. Dans les études de Nguyen *et al.* (2015) et de Beaudry *et al.* (2019), un horizon avec une conductivité hydraulique et une capacité spécifique plus élevées a été défini pour représenter une zone fracturée. Croteau (2011) avait utilisé une stratégie similaire pour représenter une zone fracturée autour d'un PCP à la différence que seule une conductivité hydraulique plus élevée lui avait été assignée. Dans les cas de Robert *et al.* (2022) et Jacques et Pasquier (2023), un profil de conductivité hydraulique a été employé pour représenter les couches hétérogènes dont les zones perméables associées à des horizons plus fracturés. Dans l'étude de Laroche *et al.* (2022), le roc est homogène. D'après cette revue de littérature, il n'existerait pas de modèle numérique développé pour des PCP qui inclut la représentation des fractures productives individuelles d'un aquifère régional.

2.3 Site de démonstration de Mirabel

Dans ce mémoire, le projet de démonstration de l'école de la Clé-des-Champs à Mirabel a été sélectionné pour réaliser une étude de cas visant à délimiter le panache thermique découlant de l'opération à long terme d'un système de PCP installé dans un milieu géologique fracturé. Le site de démonstration comprend un système de PÀC couplées à un ÉCS constitué de cinq

PCP, d'un PI et, pour des fins de recherche, de sept puits d'observation afin de combler les besoins thermiques en chauffage et en climatisation du bâtiment qui étaient auparavant satisfaits par une fournaise au mazout. La présente section met à l'avant certains des travaux de recherche qui y ont été menés à ce jour.

Pour répondre aux besoins de conception, Robert *et al.* (2022) ont complété en 2020 une caractérisation hydrogéothermique qui comprenait la réalisation de deux forages exploratoires, l'acquisition d'un profil de température initial, la réalisation d'un essai de réponse thermique (ERT) et d'un essai de pompage. Celle-ci a permis d'identifier les unités géologiques qui consistent d'abord en un dépôt de till d'une dizaine de mètres, suivie d'une dolomie gréseuse de la Formation de Beekmantown d'une épaisseur d'environ 90 m et, finalement, d'une arénite quartzifère de la Formation de Cairnside. Lors de ces forages, d'importantes venues d'eau ont été constatées dans la formation du bas, ce qui, en plus de la forte abrasivité du roc, a mené à l'arrêt des forages à une profondeur d'environ 135 m, alors que la profondeur cible était de 175 m.

La température du roc non affectée par la température de l'air ambiant a été établie à environ 8 °C et aucun gradient de température n'a pu être décelé entre 0 et 135 m de profondeur (Robert, 2022). L'hypothèse posée pour expliquer le gradient de température hors norme est que la présence de fractures subhorizontales hydrauliquement actives apportant une eau plus froide pénètre dans la partie inférieure des forages, ce qui a pour effet d'estomper et d'uniformiser les températures. L'interprétation de l'essai de pompage à l'aide de la solution analytique de Cooper-Jacob a mené à des valeurs de conductivité hydraulique moyenne de 6.5×10^{-5} m s^{-1} et d'emmagasinement spécifique de 2×10^{-8} m^{-1}. L'interprétation de l'ERT avec l'approximation de premier ordre de la source linéique infinie a conduit à une conductivité thermique apparente très élevée et irréaliste d'environ 70 W m^{-1} K^{-1}. Un modèle numérique couplant le transfert de chaleur et l'écoulement des eaux souterraines a donc été développé et calibré pour tenter de comprendre les phénomènes de transfert de chaleur au site de démonstration. Celui-ci a mis en évidence que, même en l'absence de saignée, l'advection joue un rôle majeur sur le site de l'école de la Clé-des-Champs. Des profils de conductivités hydrauliques et thermiques croissants avec la profondeur ont aussi pu être établis. Ces travaux supportent le fait qu'une zone hydraulique plus active est présente à la base des PCP. Pour de plus amples détails sur le contexte géologique et hydrogéologique au site de démonstration, le lecteur est invité à se référer au mémoire de Robert (2022).

Afin d'identifier plus précisément les zones hydrauliques actives, des profils vélocimétriques en descente et en remontée ont été réalisés par Dion (2021) dans quatre puits (SCW-2, SCW-3, SCW-4 et SCW-5) à l'aide d'un vélocimètre à hélice et sont illustrés à la Figure 2.8.

Une certaine imprécision de l'appareil a été notée par le fait que les profils en descente et en remontée ne se superposent pas parfaitement et que les profils ne sont pas strictement croissants, indiquant une lecture de débits sortants par endroits. Les essais vélocimétriques ne sont pas parvenus à fournir un profil détaillé et net des venues d'eau dans le puits, mais ils ont tout de même fourni des informations pertinentes à la compréhension de l'écoulement de l'eau souterraine dans ces PCP. Notamment, ils ont permis de déceler la présence d'un apport d'eau important près du fond des forages à environ 130 m de profondeur (Robert, 2022). Il a été noté par Robert (2022) que cette zone fracturée semble horizontale. Pour ajouter, entre 90 m et 110 m de profondeur, des venues d'eau relativement importantes ont été observées aux SCW-2, SCW-3 et SCW-4. Ces venues se situeraient près de 90 m de profondeur dans le SCW-2 et près de 110 m de profondeur dans le SCW-4. Robert (2022) souligne, qu'en plus de ces deux zones fracturées majeures, des fractures plus mineures participent aussi à l'écoulement de l'eau dans le puits, mais la vélocimétrie ne permet pas de bien les identifier.

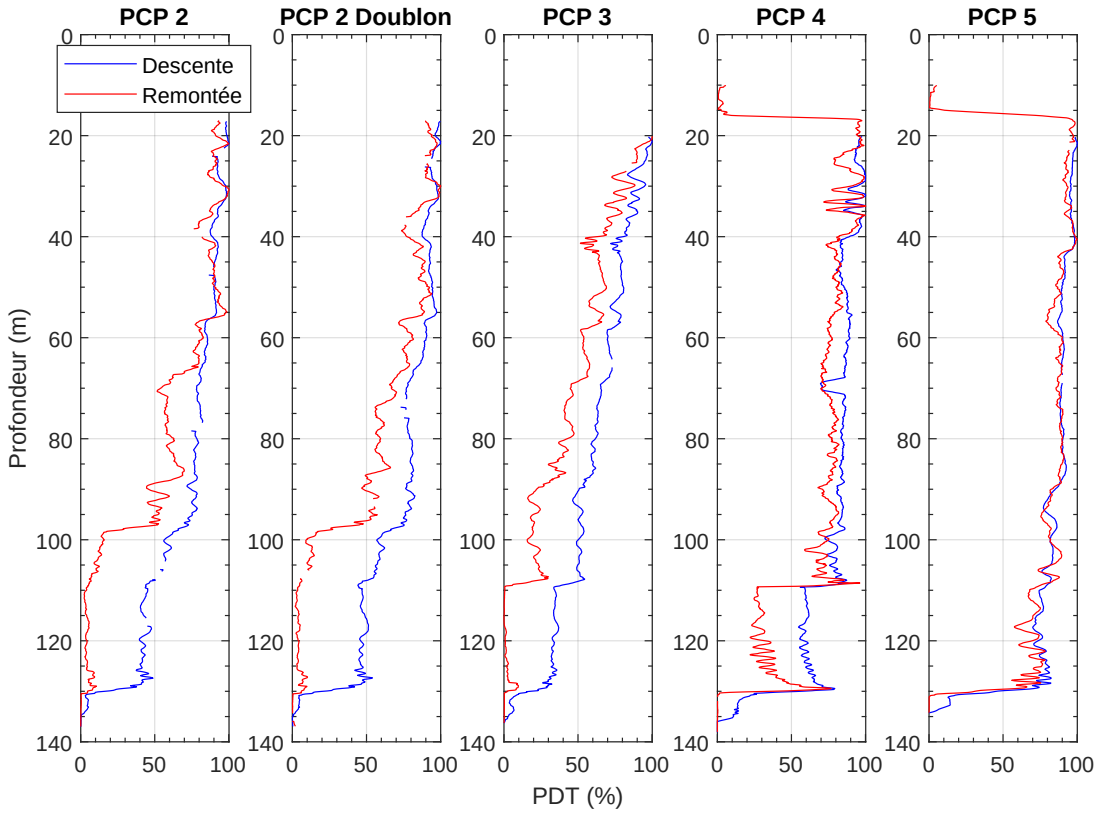


Figure 2.8 Profils vélocimétriques réalisés dans les PCP du site de l'école de la clé-des-Champs. Tiré de Robert (2022).

Jacques et Pasquier (2023) ont, pour leur part, utilisé l'inférence Bayésienne pour définir le profil des conductivités hydrauliques et des propriétés thermiques des unités géologiques

au site de démonstration, en se basant uniquement sur le signal de température provenant de l'ERT. La quantification de la conductivité hydraulique entre la pompe submersible et le tuyau de réinjection, avec des incertitudes relatives de 18%, a été possible. Les propriétés thermiques ont également été obtenues avec des incertitudes de 14% à cet horizon. Un élément important exposé par leur analyse est qu'en dessous du tuyau de réinjection, dans l'arénite quartzifère, la forte advection masque la conduction, rendant difficile la définition des paramètres thermiques à l'aide d'une inférence Bayésienne. Le lecteur est encouragé à se référer à l'article de Jacques et Pasquier (2023) pour visualiser les paramètres hydrauliques et thermiques de chaque unité hydrostratigraphique.

Pour conclure cette section, ces deux études soulignent l'importance de la distribution verticale des propriétés hydrauliques dans les mécanismes de transfert de chaleur au site de démonstration de l'école de la Clé-des-Champs.

CHAPITRE 3 OBJECTIF ET DÉMARCHE DE LA RECHERCHE

Le Chapitre précédent a mis en relief les lacunes dans l'édifice des connaissances quant à l'intégration de PCP en milieux rocheux fracturés. Afin de contribuer à l'avancement des connaissances, l'objectif de ce mémoire est d'évaluer l'influence des fractures productives sur l'étendue et l'amplitude du panache thermique découlant de l'opération de PCP et les interactions thermiques potentielles qui y sont associées. Deux sous-objectifs sont également visés dans ce travail et consistent à :

— réaliser une caractérisation hydrogéologique complémentaire au site de démonstration de Mirabel, et;
— délimiter le panache thermique associé à l'opération réelle du système de PCP de Mirabel.

3.1 Premier objectif spécifique : Réaliser une caractérisation hydrogéologique complémentaire au site de démonstration de Mirabel

De nombreuses études scientifiques, abordées dans la revue de littérature, relatent l'importance des propriétés hydrauliques dans les mécanismes de transfert de chaleur, et ce même pour des systèmes géothermiques ne prélevant pas d'eau de l'aquifère. Les travaux antérieurs menés au site de démonstration ont montré que le transfert de chaleur par advection dans les PCP était prédominant, même en l'absence de saignée. Certaines incertitudes demeurent quant à la distribution des propriétés hydrauliques verticales de l'environnement hydrogéologique de cette école. La Section 2 précédente a aussi mis en évidence le fait que la présence d'hétérogénéités peut avoir des effets importants sur l'étendue des panaches thermiques des ÉCS conventionnels. Or, leur présence n'a pas été intégrée dans la délimitation des panaches thermiques d'ÉCS utilisant des PCP. De même, plusieurs travaux de recherche ont mis en lumière la nécessité de procéder à des investigations de terrain détaillées pour alimenter les outils servant à l'analyse et la conception robuste de systèmes géothermiques. La construction du système géothermique de PCP à Mirabel ayant été finalisée en 2022, le site se prête bien à une étude de cas et une caractérisation exhaustive. Le premier objectif spécifique a donc pour but d'améliorer la compréhension du réseau de fractures hétérogène et du comportement hydrodynamique de l'eau souterraine au site de démonstration de Mirabel (vitesse d'avancement, localisation et connectivité des fractures, etc.) afin de nourrir le modèle numérique dont la fonction est de simuler avec précision le panache thermique du système de PCP. Cet objectif spécifique est développé en partie au Chapitre 5, mais principalement au Chapitre 4.

Afin de pallier ces lacunes, un programme d'investigation complémentaire composé d'un essai de tomographie hydraulique d'une durée de 25 jours, de l'acquisition de profils thermiques, d'un essai de traçage et de levés à la géocaméra est accompli. Des diagraphies en forage ont aussi été réalisées par une équipe de l'Université Laval. Un levé d'arpentage et un levé piézométrique en conditions statiques sont réalisés afin de définir la piézométrie au site et de confirmer la direction de l'écoulement de l'eau souterraine et le gradient hydraulique.

3.2 Deuxième objectif spécifique : Délimiter le panache thermique associé à l'opération réelle du système de PCP de Mirabel

Le deuxième objectif spécifique vise à délimiter le panache thermique du système de PCP de l'école de la Clé-des-Champs installé dans un milieu géologique fracturé et hétérogène. Il s'agit d'une étape importante pour une gestion intégrée des ressources géothermiques et en eaux souterraines à une échelle locale et régionale. Cet objectif permet d'évaluer les perturbations thermiques et hydrauliques générées par ce système spécifique dans cet environnement hydrogéologique précis, d'analyser l'effet interne de rétroaction hydraulique et thermique ainsi que les interactions thermiques potentielles entre des ÉCS voisins dans l'optique d'évaluer sa viabilité à court et moyen terme. Cet objectif est traité au Chapitre 4 sous la forme d'un article scientifique *Deleniation of the thermal plume associated with a standing column well system in a fractured aquifer using numerical modeling* soumis au journal *Geothermics*.

Le second objectif spécifique est atteint au moyen de l'exploitation d'un modèle numérique 3D par éléments finis couplant l'écoulement de l'eau souterraine et le transfert de chaleur, développé dans l'environnement de COMSOL Multiphysics® (2021). Ce logiciel permet de définir la géométrie complexe des PCP, d'inclure des propriétés hydrauliques et thermiques hétérogènes, d'intégrer les fractures productives de l'aquifère étudié et d'illustrer l'évolution des températures dans l'aquifère sur un horizon de 10 ans. Ce logiciel permet aussi de discrétiser finement le pas de temps de simulation pour obtenir une résolution adéquate des charges thermiques imposées aux PCP et PI. La loi de Darcy combinée à l'équation de continuité permet de représenter l'écoulement de l'eau souterraine, alors que l'équation de conservation de la chaleur permet de représenter le transfert de chaleur. Les données acquises dans le cadre du premier objectif spécifique et grâce aux travaux de Robert *et al.* (2022) et de Jacques et Pasquier (2023) servent à nourrir le modèle numérique, alors qu'une calibration hydraulique numérique permet de s'assurer d'une représentativité adéquate du comportement hydraulique dynamique de l'aquifère à l'étude.

CHAPITRE 4 ARTICLE 1 - DELINEATION OF THE THERMAL PLUME ASSOCIATED WITH A STANDING COLUMN WELL SYSTEM IN A FRACTURED AQUIFER USING NUMERICAL MODELING

Laurence Champagne-Péladeau[1*], Philippe Pasquier[1], Denis Millette[1], J. Christian Dupuis[2]

[1] Department of Civil, Geological and Mining Engineering, Polytechnique Montréal, P.O. Box 6079 Station Centre-Ville, Montreal, Canada H3C 3A7

[2] Department of Geology and Geological Engineering, Université Laval, 1065, avenue de la Medecine, Quebec, Canada G1V 0A6

[*] Corresponding author email: laurence.champagne-peladeau@polymtl.ca

Article soumis le 1er novembre 2024 à la revue *Geothermics*

4.1 Abstract

Standing column wells mostly recirculate groundwater in uncased wells. To enhance their thermal performance, a fraction of the flow can be diverted into one or more nearby injection well, which promotes advective heat transfer and can lead to the development of a thermal plume. The thermal plume may affect the capacity of the ground to supply heat and thereby impact the sustainability of a ground-source heat pump system. The effect of fractures on a thermal plume, as well as the potential conflicts of use arising from the operation of a standing column well system, were assessed for a fractured geological environment. A 3D finite-element model was used to simulate the thermal plume of a real ground-source heat pump system consisting of five standing column wells and one injection well at an elementary school located in Mirabel, Canada. The horizontal extent of the thermal plume is approximately 40 m by 45 m over a surface area of 1600 m^2 and the temperature anomalies are more prominent between the standing column wells and the injection well. The study also reveals that permeable fractures are associated with the maximum horizontal extent of the thermal plume and are therefore particularly important to consider in dense and urban areas, where the risk of interference is higher. Moreover, it is shown that productive fractures control thermal feedback and ground temperature recovery and, hence, need to be taken into account to properly design and evaluate the actual performance and sustainability of a standing column well system.

4.2 Introduction

Assessing the long-term efficiency of a ground-source heat pump (GSHP) system is essential to design a system that delivers optimum energy savings over its lifetime. This long-term efficiency depends notably on the evolution of the ground temperature around the ground heat exchanger (GHE) (Law et Dworkin, 2016), which results from the heat exchange between the heat carrier fluid and the ground, and also from the potential thermal interaction between neighboring systems (Abesser *et al.*, 2023; Perego *et al.*, 2022). A variation in ground temperature around the GHE represents a thermal disturbance, which can be defined by a temperature threshold known as a subsurface thermal plume (Attard *et al.*, 2020; Russo *et al.*, 2012). The characteristics of this thermal plume are notably correlated to the ground thermal loads (Daemi et M. Krol, 2019), as well as the thermal and hydraulic properties of the geological environment (Dehkordi et Schincariol, 2014). Moreover, the heterogeneities of a medium, such as fractures, can also play a crucial role in the GHE performances (Beaudry *et al.*, 2019; Nguyen *et al.*, 2015) and in the shape and extent of a thermal plume (Dehkordi *et al.*, 2015). In a heating-dominated GSHP system, imbalanced ground thermal loads lead to a plume of colder temperatures, whereas a cooling-dominated building generates a warm plume. In moderate northern climates, such as in Quebec (Canada), buildings heating thermal loads are generally more important than cooling loads. Balanced thermal ground loads are, however, beneficial to the efficiency of a GHE, as it enables the recovery of the ground temperature (Banks, 2009; Hähnlein *et al.*, 2013; Hein *et al.*, 2016).

Multiple studies have analyzed thermal plumes associated to real or synthetic closed and open-loop systems. The purpose of these studies is generally to assess the sustainability of the GHE caused by thermal disturbance or thermal feedback between production and injection wells (Ferguson et Woodbury, 2006; Milnes et Perrochet, 2013), evaluate thermal interference with neighboring GHE systems (Attard *et al.*, 2020) or assess its impact on groundwater quality (García-Gil *et al.*, 2016). Analytical or numerical approaches are commonly used to delineate the thermal plume. Although analytical solutions are easy to use and readily available, they can only provide an approximate assessment of thermal plume dimensions for complex systems (Piga *et al.*, 2017; Pophillat *et al.*, 2020). As it accounts for heterogeneities of the thermal and hydraulic properties, as well as complex boundary conditions and geometry, numerical modeling is considered more robust for evaluating the thermal aquifer response of a geothermal system (García-Gil *et al.*, 2015), which can be significant in densely populated areas where several GHEs can interact.

Because they require fewer wells than the more common closed and open-loop systems and since they can be integrated into more hydrogeological environments than open-loop systems

(Ng *et al.*, 2009), standing column wells (SCW) can be highly appealing in dense urban areas (McGowan, 2018; Pasquier *et al.*, 2016). In a SCW, groundwater is mainly recirculated into an uncased borehole and, occasionally, a fraction of the pumped groundwater can be diverted to one or more nearby injection well (IW) to enhance thermal performances and stimulate advection (Banks, 2012; Spliter *et al.*, 2002). This action, called *bleed*, is useful for meeting high thermal demand from buildings and helps reduce peak demand to the power grid (Beaudry *et al.*, 2024).

SCWs are mainly implanted in fractured bedrock, which is conveniently modeled as an equivalent porous medium. Indeed, in the studies of Nguyen *et al.* (2015) and Beaudry *et al.* (2019), a horizon with higher hydraulic conductivity and specific storage was defined to represent a fractured zone. In the cases of Robert *et al.* (2022) and Jacques et Pasquier (2023), a hydraulic conductivity profile was used to represent heterogeneous layers, including permeable zones associated with more fractured horizons. Using an equivalent porous medium to represent a fractured aquifer is generally applicable in cases where a dense and highly interconnected fracture network is observed, or when the interaction between the fractures and the host rock is significant and allows a local equilibrium (Berkowitz, 2002). In other cases, models that include both primary (matrix) and secondary (fractures) porosity should be preferred. In a geothermal context, given that heterogeneities can lead to deviations from generic model-predicted temperatures and that variations in the fracture network can modify heat transport (Ferguson et Woodbury, 2005), integration of fractures when modeling a geothermal system seems appropriate.

Laroche *et al.* (2022) numerically investigated the interference between nearby GHEs on a semi-regional scale by evaluating the thermal plumes of five hypothetical SCW systems associated with buildings located in the city of Montreal. It is worth noticing that the annual heating energy requirement of buildings was at least twice as high as the cooling energy. Also, the rock aquifer studied was considered to be homogeneous and, hence, represented as an equivalent porous medium over the entire rock domain. For this type of GHE, Laroche *et al.* (2022) observed that the most significant temperature disturbances are located around the IW since this well is used to dissipate the warmer (or colder) groundwater discharged from the SCWs. Results of Laroche *et al.* (2022) also showed that nearby infrastructures, such as roads and basements of buildings, have a greater impact on ground temperature than the thermally imbalanced GSHP systems. Nevertheless, delineation of thermal plumes associated to a real SCW system installed in a heterogeneous and fractured rock geological environment has not been determined. In addition, since thermal and hydrogeological properties play a crucial role in the design and long-term performance of GHEs (Luo *et al.*, 2016), particularly the hydrodynamics parameters (Russo *et al.*, 2012), ground investigation should be performed

prior to study the temperature disturbances caused by SCWs.

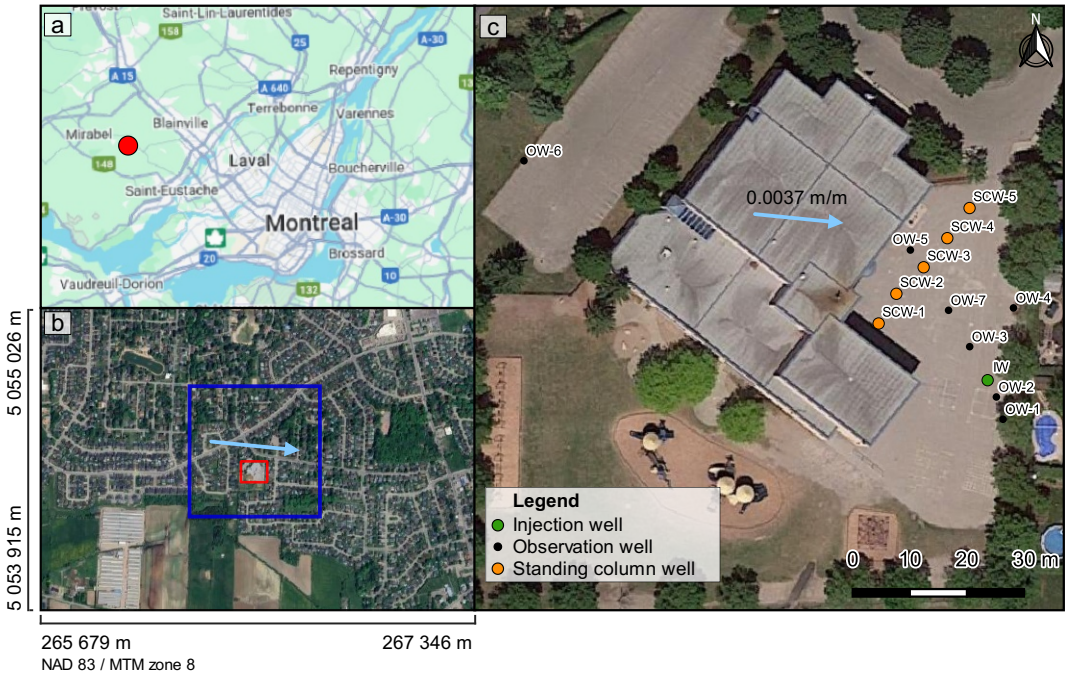


Figure 4.1 Demonstration site location. Geographical location on a regional scale (a), numerical model limits in blue (b) and demonstration site (c). The blue arrow represents the groundwater flow direction, and the red frame corresponds to the boundaries of the demonstration site, which is located at coordinates 5 054 427 N and 266 524 E in zone 8 of the Modified Transverse Mercator (MTM) projection.

To the author's knowledge, there are no studies that delineate the thermal plume of SCWs and IW in a heterogeneous fractured geological environment. Hence, the main goal of this study is to analyze the thermal plume extent and amplitude associated with a real SCW system installed in a fractured heterogeneous rock aquifer, located in a moderate northern climate, and evaluate the risk of interference with other GHEs over a 10-year period. The approach adopted is based on the acquisition of parameters and properties at a case study site, followed by the development and exploitation of a coupled numerical model which represents primary and secondary porosity of the bedrock.

4.3 Description of the demonstration site

The real GSHP system under study replaced an oil furnace heating system in 2021. This GSHP system is now used to cover the heating and cooling demand of an elementary school located in a residential and agricultural area of the city of Mirabel (Canada) (see Figure

4.1). Prior to the installation of the geothermal system, an initial field characterization was conducted for design purposes by Robert *et al.* (2022). This field campaign included two exploratory boreholes that were later converted into a SCW and an observation well (OW), named SCW-1 and OW-1. As part of a demonstration project, a total of five SCWs, one IW, and seven OW were finally installed around the school and were used to perform an extensive experimental program, which notably includes a thermal response test, a 25-day dynamic pumping test, several thermal profiles, a geophysical well logging and a tracer test. This section presents a summary of the geological units and hydrogeological characteristics deduced from these tests, which has contributed to the development of a groundwater flow and heat transfer model presented in Section 4.4.

All wells were drilled to depths ranging from 131.2 to 137.6 m. The geological units observed during drilling were relatively constant throughout the site and a typical stratigraphic column is illustrated in Figure 4.2. The 13 wells include a steel casing which passes through an unconsolidated glacial deposit of sand and clay (till) for around 10 m, and anchored in the first few meters of bedrock. The bedrock consists of a sandy dolomite of the Theresa Formation for the first 90 meters, followed by a fractured quartz arenite of the Cairnside Formation (Robert *et al.*, 2022). It should be noted that wells are 152 mm in diameter, with the exception of the upper part of the SCWs between 0 and about 16.5 m depth, which serves as a pumping chamber and measures 200 mm in diameter.

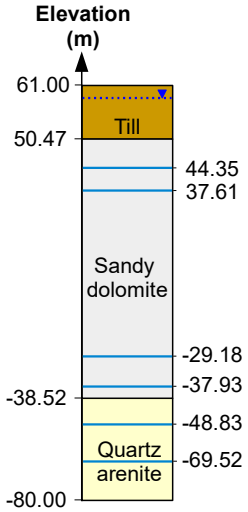


Figure 4.2 Geological units observed during drilling. Location of main contacts (black), productive fractures (light blue) and water table (navy blue dash line) is also shown. Elevations are expressed in the orthometric altitude with the HT2 geoid.

The static piezometric map inferred after the initial characterization was updated with the

hydraulic heads measured at the 13 wells after the completion of the construction phase. Consequently, the flow direction and hydraulic gradient amplitude have been slightly adjusted since the study of Robert *et al.* (2022). In fact, the hydraulic gradient has an azimuth of about 100°, an average magnitude of 0.0037 m/m and the SCWs are approximately perpendicular to it. The IW is installed at a distance of around 22 m downstream of the SCWs.

Initial field characterization by Robert *et al.* (2022) and subsequent data analysis by Jacques et Pasquier (2023) led to a conceptual model composed of five hydrostratigraphic units, with the most productive unit being that below a 110-m depth. Additional fieldwork after the construction phase enabled the conceptual model to evolve into a dual-porosity aquifer, where fractures in the lower rock formation are the most productive. This type of hydrogeological conceptual model implies that the productive fractures mostly contribute to hydraulic conductivity, while the matrix contributes to aquifer storage. Only the dominant horizontal fractures were mapped, although the presence of multiple fractures, which may also contribute to aquifer storage and connectivity, were noted by geophysical well logging, caliper measurements, borehole observations and thermal profiles. Six productive fractures, illustrated in Figure 4.2, were identified through combined analysis of the available data.

4.4 Numerical model development and calibration

In order to assess the hydraulic and thermal response of the SCW system over a 10-year operational period, it was deemed essential to build a 3D finite element model that accurately represents this particular GHE and its fractured heterogeneous environment. The numerical model was developed from the hydrogeological conceptual model presented in the previous section and calibrated on hydraulic heads measured during a 25-day dynamic pumping test. The simulations reflect the use of the five SCWs to meet the ground thermal loads imposed. In the SCWs, groundwater recirculation is active with a constant bleed corresponding to 15% of the total flow rate of each SCW. The bleed flow rate is all transferred to the IW. This section describes the construction process of the numerical model used to simulate the impacts of the SCW system analyzed in Section 4.5.

4.4.1 Coupled heat transfer and groundwater flow model

The numerical model developed in this work was based on previous work from Laroche *et al.* (2022), Robert *et al.* (2022) and Beaudry *et al.* (2019). A 500 m by 500 m (see Figure 4.1) and 140 m deep numerical model that combined groundwater flow and heat transfer was built in the COMSOL Multiphysics® (2021) environment. The modeling strategy used to translate

the fractured aquifer consisted in representing the six most productive fractures, identified from field tests and whose depths are illustrated in Figure 4.2, as 2D horizontal planes of an aperture a, and the host rock as an equivalent porous medium. In the field, to recirculate groundwater, the SCWs include a submersible pump installed in the pumping chamber and a high-density polyethylene (HDPE) reinjection pipe inserted into the open wells at a depth of 129.75 m. The IW includes an HDPE pipe that is used for injection at a depth of 14.75 m. Thus, the flow and heat transfer model integrates the HDPE pipes assuming a nominal internal radius of 2.9 cm and a thickness of 3.2 mm. The groundwater in the SCWs and IW is modeled as a highly pervious material. Properties of the groundwater and HDPE pipe are documented in Table 4.1. Darcy's law is used to represent groundwater flow in the matrix blocks. The tangential derivatives of Darcy's law are employed to define the groundwater flow along the fractures. The equations governing hydraulic motions in matrix are therefore given by:

$$\rho S_s \frac{\partial p}{\partial t} = -\nabla \cdot (\rho u) \tag{4.1}$$

and

$$u = -\frac{K}{\rho g}(\nabla p + \rho g \nabla z) \tag{4.2}$$

Heat transfer mechanisms include advection and conduction. Since advection depends on Darcy's velocity u, the governing equation for heat transfer in blocks matrix is expressed by:

$$(\rho C_p)_{eq} \frac{\partial T}{\partial t} + (\rho C_p)_w u \cdot \nabla T = \nabla \cdot (k_{eq} \nabla T) \tag{4.3}$$

Heat transfer in fractures mainly follows the tangential direction. Hence, as with groundwater motions, the tangential derivatives of the heat fluxes are used within the 2D horizontal planes. When fractures are saturated and stiff, they are assumed non-deformable and since they are mainly fluid-filled, it results that the storage of fractures is mostly related to water compressibility (Therrien and Sudicky, 1996). The specific storage of water was therefore applied to productive fractures. Also, for the sake of simplicity, productive fractures are considered as parallel plates and totally open in this study, implying a porosity of 100 %. In accordance with the work of Muldoon *et al.* (2001), Carrera and Martinez-Landa (2000) and Lemieux *et al.* (2006), it is assumed that the fractures controlling the main groundwater flow are related to the bedding-plane of the sedimentary rocks. Here, they are assumed to be horizontal within the limits of the model.

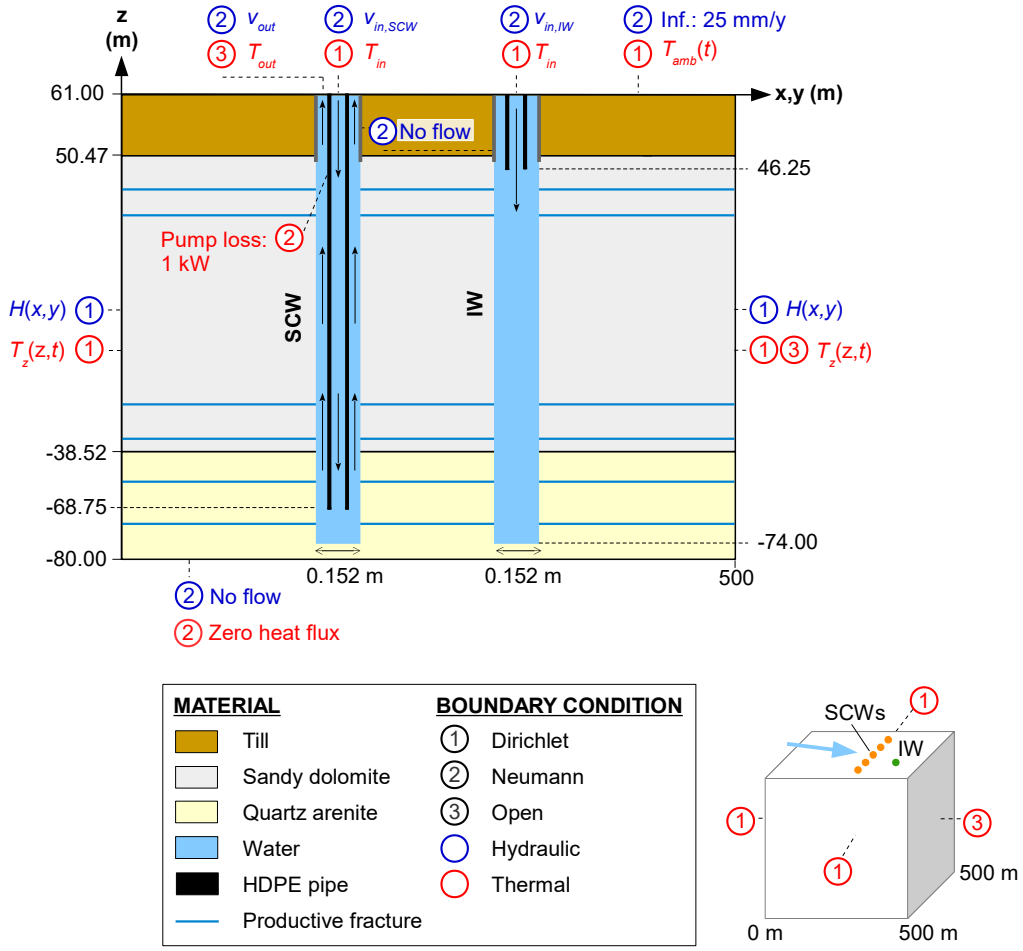


Figure 4.3 Geometry and boundary conditions of the coupled hydraulic and heat transfer numerical model (not to scale). If unspecified, a zero flux boundary condition is used.

4.4.2 Boundary and initial conditions

The boundary conditions used to constrain the study domain are shown in Figure 4.3. Normal velocities derived from the pumping and bleed flow rates were applied at the top of the SCWs using $v_{out}=\dot{V}/A_{out}$ and $v_{in,SCW}=\dot{V}(1\text{-}\beta)/A_{in}$, and at the top of the IW using $v_{in,IW}=\dot{V}\beta/A_{in}$. Simulations were performed with a constant pumping rate $\dot{V}$ of 113.5 L/min at each SCW and a fixed bleed ratio β of 0.15 which corresponds to an injection flow of 85.1 L/min at the IW. Constant values were chosen to reduce computational time, and these values reflect realistic operating flow rates for the system under study. However, note that during the real operation, bleed flow rates are adjusted according to the SCWs outlet temperature and the

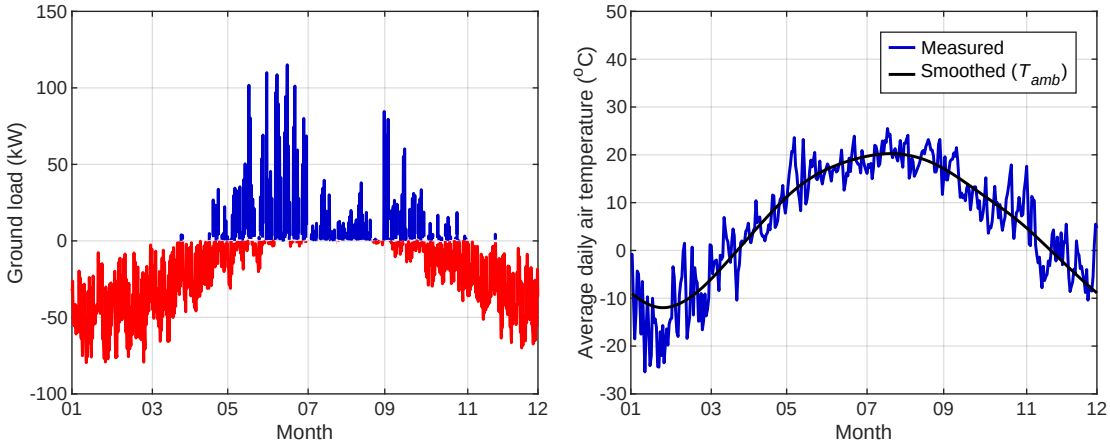


Figure 4.4 Distribution of the design ground thermal loads (Q_g) over a period of one year for the Clé-des-Champs school (left). Average daily air temperature measured in 2022 at nearby Mirabel Airport (ID:7034900) (Environnement et Changement climatique Canada, 2023) and smoothed temperature (T_{amb}) used as a boundary condition (right).

energy demand. The steel casings that are installed to support the unconsolidated sediments are modeled as a no-flow condition between the elevations of 49.00 m and 61.00 m. Doing so, it is understood that no groundwater can enter this horizon. It should be noted that the larger diameter of the pumping chamber was neglected in the upper part of the SCWs. Also, as seen in Figure 4.3, a 1 kW heat source is used to represent the heat losses of the submersible pump' motor as suggested by Beaudry *et al.* (2019).

The inlet temperature was calculated with $T_{in} = T_{out} + Q_g/(\dot{V}(\rho\, C_p)_w)$. The design building loads and constant coefficients of performance of 3.16 in heating mode and 3.5 in cooling mode were used to derive the ground loads Q_g shown in Figure 4.4. It is important to note that the yearly energy extracted from the ground for heating purposes is 163 MWh, while the energy injected for cooling is 34 MWh, which corresponds to a significant ground load imbalance with annual heat extraction of 129 MWh.

A low-pass filter was applied to the daily air temperature measured in 2022 at the nearby Mirabel airport climate station to derive the ambient temperature (T_{amb}) shown in Figure 4.4. The latter was prescribed at the surface along with an infiltration rate of 25 mm/y. As shown in Figure 4.3, hydraulic heads are prescribed to the lateral boundaries and for initial conditions to represent the regional hydraulic gradient. To obtain realistic lateral thermal boundary conditions over the seasons, the model was first exploited without the operation of the geothermal system, using the undisturbed temperature profile measured by Robert *et al.* (2022) as lateral boundary conditions. The resulting solution was then used to generate a

temperature profile that varies with season and depth. This solution was used for the initial solution and the lateral boundary conditions.

TABLEAU 4.1 Hydraulic and thermal properties of model materials.

Properties	**Units**	**Till**	**Matrix**		**Fractures**		**Water**	**HDPE**
			Dolomite	**Arenite**	**Dolomite**	**Arenite**		
Porosity (n)	%	20[a]	2.17[a]	5.86[a]	100	100	100	1E-3
Volumetric heat capacity (ρ C_p)	MJ m^{-3} K^{-1}	2.10[b]	2.55[b]	2.13[b]	2.55[b]	2.13[b]	4.18	2.28
Thermal conductivity (k)	W m^{-1} K^{-1}	2.11[b]	3.58[b]	5.47[b]	3.58[b]	5.47[b]	0.56	0.42
Hydraulic conductivity (K)	m s^{-1}	7.3E-6	5E-8	5E-8	8.7E-3	4.1E-2	10	1E-9
Specific storage (S_s)	m^{-1}	5E-5	5E-5	5E-5	4E-6	4E-6	4E-6	4E-6

[a] From Robert *et al.* (2022).
[b] From Jacques et Pasquier (2023).

4.4.3 Thermal properties used

Average thermal properties, obtained by Jacques et Pasquier (2023), were assigned to each stratigraphic unit in the numerical model (see Table 4.1). The till layer contributes little to the conductive heat exchange, as it is located above the submersible pump. The relative uncertainties for the thermal conductivity and thermal capacity of the sandy dolomite unit were estimated at 14 % (Jacques et Pasquier, 2023), which is considered fairly accurate. The precise identification of the thermal properties of the lower geological unit within a Bayesian framework was nearly impossible due to its very hydraulic conductivity (Jacques et Pasquier, 2023). Indeed, it seems to favor advection and conceal conduction. In that respect, Robert *et al.* (2022) observed through the interpretation of a thermal response test that, even without bleed, advection was the dominant heat transfer mechanism at the Mirabel demonstration site. Consequently, as advection controls the heat transfer in the lower rock formation, the precise consideration and identification of its hydrodynamic properties are deemed very important.

4.4.4 Tracer and pumping tests interpretation

As mentioned in the previous section, advective heat transfer was shown to play a major role at the Mirabel demonstration site and, therefore, field tests were carried out to better understand the hydrodynamic parameters and heterogeneities of the fractured aquifer.

To assess the heterogeneities of the fractured aquifer, multiple pumping tests were performed during 25 days between July 9 and August 5, 2022. Figure 4.5 exhibits the various pumping sequences, pumping rates and the hydraulic heads at the monitored wells. Daily rainfalls compiled by Environnement et Changement climatique Canada (2023), shown in Figure 4.5,

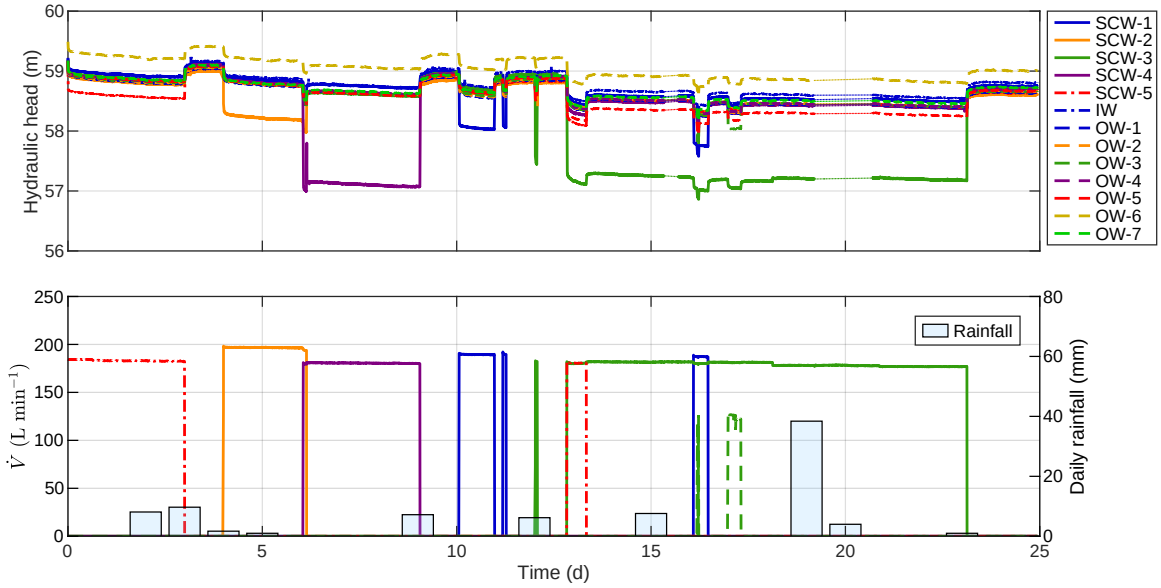


Figure 4.5 Hydraulic heads (top) and flow rates (bottom) at the monitoring wells during the dynamic pumping test.

were used to estimate the recharge of the fractured aquifer during the test. The drawdown measured at the monitoring wells, during the sequences where a single well was pumped, were interpreted using the analytical solution of Warren et Root (1963), which is applicable to a dual-porosity aquifer. The geometric mean of the fracture transmissivity, fracture storage coefficient and matrix storage coefficient obtained are respectively 5.13×10^{-3} m^2 s^{-1}, 5.12×10^{-4} and 6.14×10^{-3}.

In order to evaluate the average velocity in the productive fractures, a radial convergent tracer test was carried out at the SCW-3 during the longest pumping sequence of the 25-day dynamic pumping test. Uranine was injected at an elevation of -29 m in the OW-7, which is located at a distance of 8.71 m from SCW-3, once a steady state was established. An average velocity of approximately 1.3×10^{-3} m s^{-1} was calculated based on the distance between the injection and recuperation points and the time associated with the centroid of the tracer-breakthrough curve. The shape of this curve indicates that the tracer moved through a fracture as a pronounced peak and no tailing effect were observed. Given that uranine only migrated through the fracture located at an elevation of -29.18 m, that the porosity inside the fracture is 100% and considering the measured hydraulic gradient induced by pumping, a hydraulic conductivity of 8.7×10^{-3} m s^{-1} was obtained. This hydraulic conductivity value was attributed to all the fractures located in the sandy dolomite.

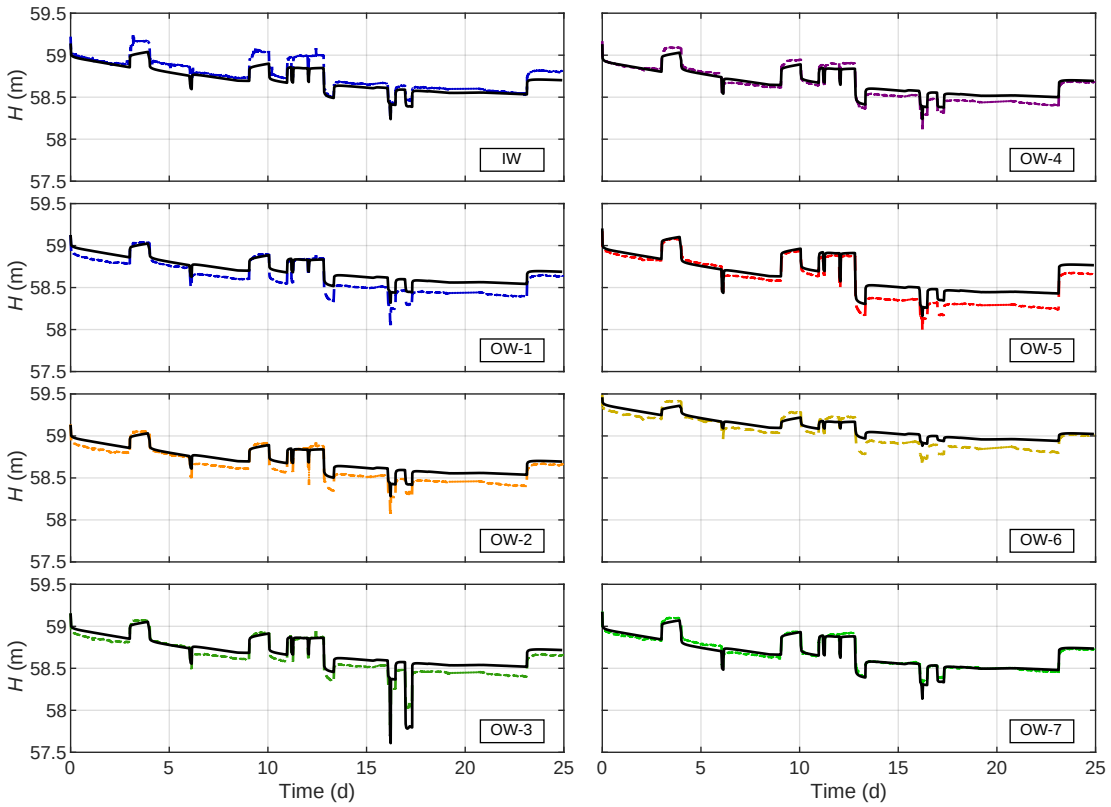


Figure 4.6 Modeled (black) and measured (colors) hydraulic heads during the 25-day test.

4.4.5 Calibration of hydraulic properties

Pumping rates and hydraulic heads at the IW and at OW-1 to OW-7 measured during the 25-day test were used to calibrate the groundwater flow model. In particular, the fracture aperture a, hydraulic conductivity of matrix and fractures located in the quartz arenite and specific storage of the matrix were adjusted to reduce the mean absolute error (MAE) between the modeled and measured hydraulic heads. Hydraulic parameters obtained by calibration are shown in Table 4.1 while Figures 4.6 and 4.12 compare the modeled and measured heads. It is worth noting that a MAE of 6.7 cm was obtained for the eight wells used for the calibration, which is considered quite good.

The calibration leads to an undifferentiated hydraulic conductivity of 5×10^{-8} m s^{-1} for the matrix of the dolomite and arenite layers. This value lies between the values found by Lemieux *et al.* (2006) and Tran Ngoc *et al.* (2014), both of whom studied the same rock formations, but at different locations. Finally, a specific storage of 5×10^{-5} m^{-1} was used for the matrix. This value corresponds to the same value as the one obtained from the interpretation of the pumping tests mentioned previously.

Fractures aperture a determined by the hydraulic calibration range from 57 to 67 mm with a hydraulic conductivity of 4.1×10^{-2} m s^{-1} for the two fractures located in the quartz arenite. Although this hydraulic conductivity may seem surprising, this value is plausible for the study-site. Indeed, geophysical well logs in SCW-1 to SCW-4, OW-1 to OW-4, OW-6, OW-7 revealed fracture openings ranging from 1 to 80 mm, which corresponds to hydraulic conductivity values exceeding 8×10^{-1} m s^{-1}, as evaluated by the equation $\tau = a^3 \rho g / 12\mu$ (Bear *et al.*, 1993), which relate the transmissivity to the fracture aperture with the parallel plate model for a single fracture. Also, the average transmissivity for the productive fractures (6.0×10^{-3} m^2 s^{-1}) differs by only 16% from the mean value obtained from the pumping tests, indicating a proper model calibration.

4.5 Results

The following section uses the calibrated numerical model described previously to predict the long-term impacts of the GSHP system installed at the Mirabel demonstration site. Two simulations were performed over a 10-year period using a maximal time step of 3 hours. The first simulation considered the five SCWs and the IW exploited by the heat pump of the building. The second simulation was performed without the SCWs but with the same surface and lateral boundary conditions. By subtracting both solutions, it is then possible to explicitly illustrate the ground temperature disturbances and the modifications of the groundwater flow pattern caused by the GSHP system. It is worth noticing that both simulations were completed in approximately 20 days on a dedicated server.

4.5.1 Thermal plume extension and features

To appreciate the geometry of the thermal plume and its relation with ground heat loads and fracture flow, Figure 4.7 presents the temporal evolution of the thermal plume, both for the peak energy demanding heating and cooling days after 1, 5 and 10 years of operation. It should be noted that all the temperature difference isosurfaces representing the thermal plume have been analyzed, although only isosurfaces of $\pm$ 0.5, 1.0 and 1.5 are illustrated. For the peak heating and cooling days, temperature differences ranging from -6.8 to 10.5 °C and from -6.7 to 9.5 °C were found, respectively. As expected, since heat extraction is dominant with an annual balance of 129 MWh, a negative temperature difference, characterizing a cold plume, is present both in February and June. Necessarily, the maximal temperature difference occurs near the center of the wells.

It is particularly interesting to see the influence of fracture planes on the development of

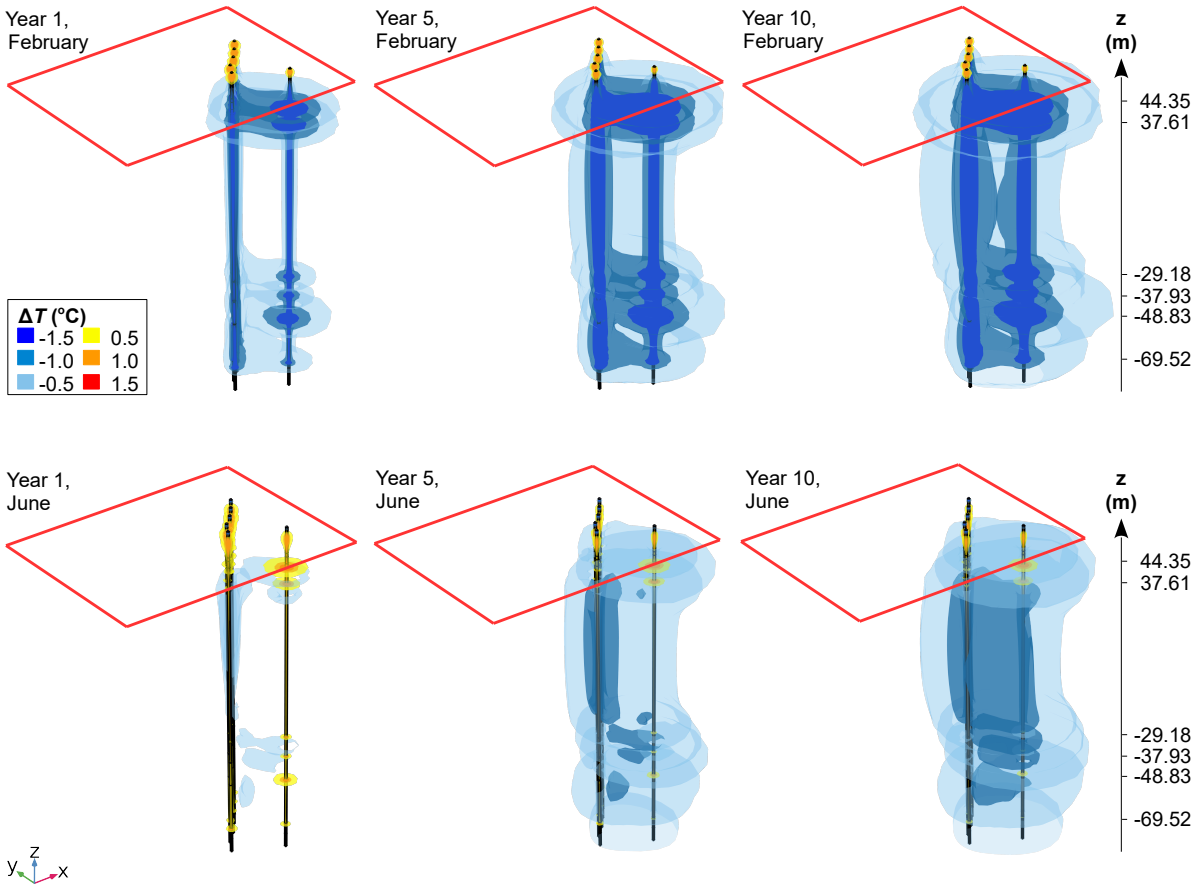


Figure 4.7 Evolution of the thermal plume over 10 years during the peak heating day observed on February 26 (top) and peak cooling day observed on June 18 (bottom). The red frame corresponds to the site boundary (101 m × 80 m). The vertical axis has a height of 141 m. The elevation of each productive fracture is indicated.

the cold thermal plume in winter and their preferential contribution to the warming of the thermal plume in summer when heat is released into the SCWs and IW. Most ground volume affected by a temperature difference of more than 1 °C is located between the SCWs and the IW, or in the immediate vicinity of these wells. However, near the SCWs and between elevations of -25 to 35 m, and -68 to -50 m, where no productive fracture is present, a lower temperature recovery is observed (see bottom of Figure 4.7). This is because advection along the fracture planes allows rapid temperature recovery, while in the rock matrix, conduction also facilitates some thermal recovery, although at a slower pace. This observation confirms the advantages of using a GSHP system in a cyclic mode to dampen thermal disturbances. From these first results, one can see the importance of a proper definition of the productive

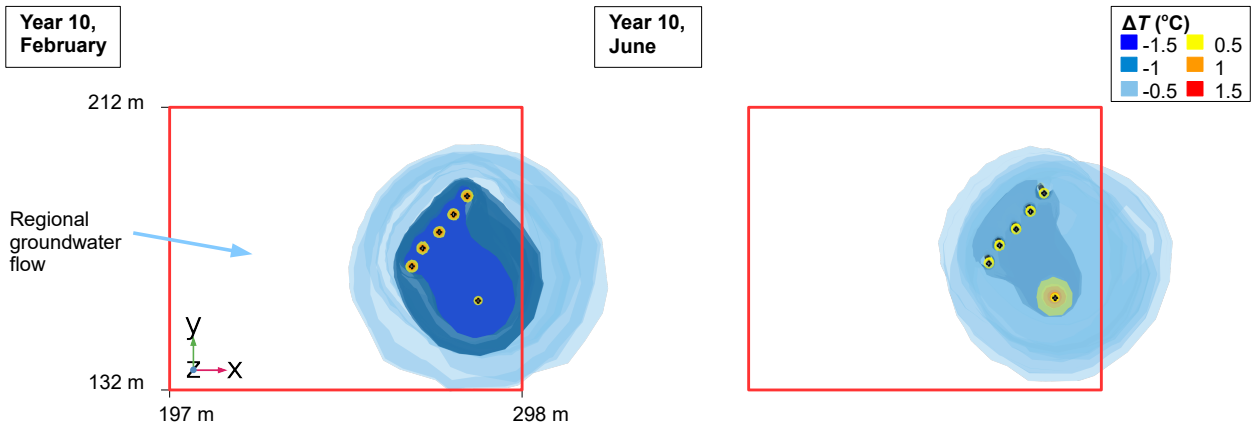


Figure 4.8 Thermal plume caused by the operation of the SCWs and IW over 10 years. The left-hand site corresponds to the peak heating day observed on February 26, while the peak cooling day observed on June 18 is shown on the right column. The red frame corresponds to the site boundary (101 m × 80 m).

fractures for the delineation of the thermal plume associated with the operation of SCWs.

The maximum horizontal extent of the thermal plume is shown in Figure 4.8 for both operation modes with the site boundary shown in red. Unsurprisingly, results indicate that the maximum horizontal extent of the plume of 1 °C corresponds to the heating mode, with a lateral extent of around 40 m by 45 m for an area of approximately 1 600 m^2, and a vertical thickness of approximately 100 m. The shape of the thermal plume is somewhat elliptical with the main axis parallel to the direction between the SCWs and the IW. From Figure 4.8, one can see that the thermal plume of 1 °C is almost contained within the boundaries of the school site. However, the thermal plume of 0.5 °C extends to the private properties bordering the site. From Figure 4.7 and 4.8, it can be deduced that even if a thermal plume is present under the private properties, the maximum temperature disturbances in heating mode mainly developed in the first two fractures at elevations of 44.35 m and 37.61 m, which corresponds to depths of more than 15 m below the nearby buildings. The impact caused by the SCW system is thus deemed not significant.

4.5.2 Thermal pattern due to recirculation and bleed of SCWs

Around a SCW operated with an IW, a complex groundwater flow pattern can develop and depends on the pressure gradient induced by the submersible pump and the return pipe. To illustrate this flow pattern, Figure 4.9 shows the hydraulic heads and ground temperatures on a series of vertical planes crossing the SCWs and the IW. The scale of temperature ranges from 4 to 8.5 °C, but temperatures ranging from -8.87 to 8.55 °C in December and 4.7 to

19.6 °C in June are present in the domain. The lowest/highest temperatures were mostly observed along the ground surface of the domain, which corresponds to ambient temperature. In addition, Figure 4.10 shows the groundwater streamlines in the productive fractures over the whole simulation domain.

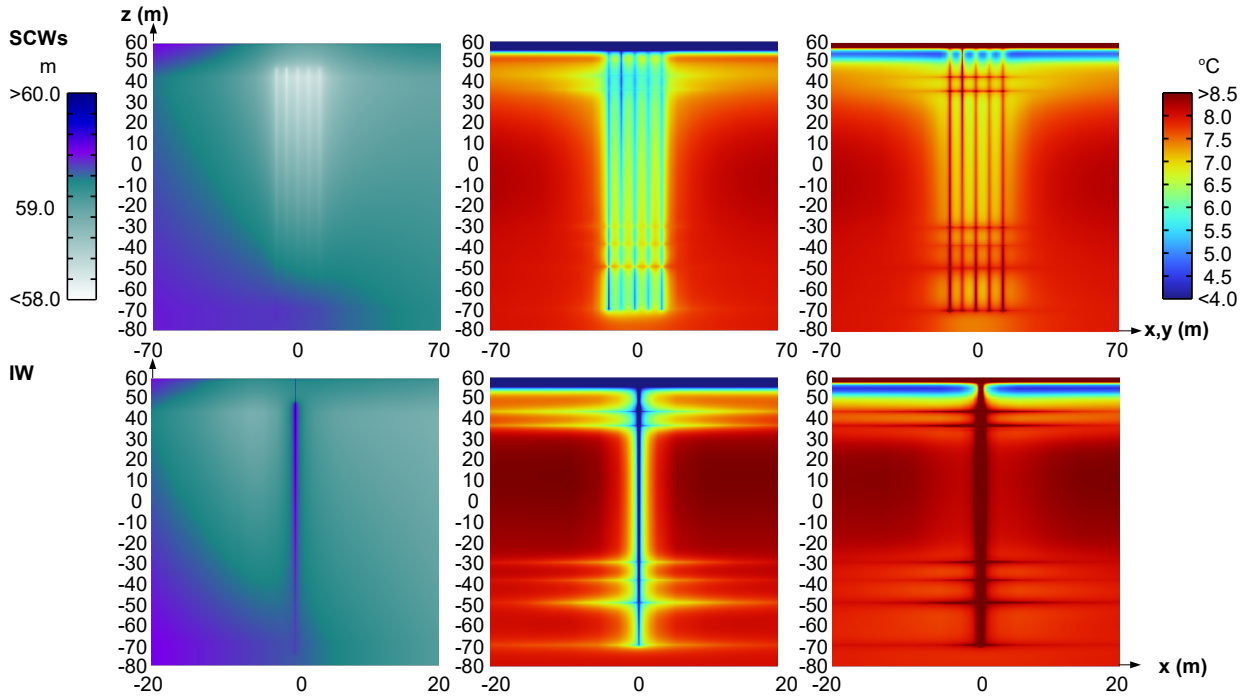


Figure 4.9 Steady-state hydraulic head (left), ground temperature during the 10^{th} simulation year on February 26 (center) and on June 18 (right) at the location of the SCWs (top) and the IW (bottom). In the simulations, the hydraulic and thermal location of the submersible pump is at an elevation of 61.00 m and 46.25 m respectively (see Figure 4.3).

One can see, in Figure 4.9, a lower hydraulic head near the submersible pumps in the SCWs, and a higher hydraulic head near the injection point at the top of the IW and also, but a slightly less, at the bottom of the SCWs. This pattern induces high horizontal velocities near the submersible pumps located in the upper part of the well and, as a result, groundwater enters the SCWs mainly through the two shallowest fractures (44.35 m and 37.61 m). Some streamlines on Figure 4.10 run from the IW to the SCWs, indicating a hydraulic feedback. This stems mainly from the high fracture conductivity and connectivity, but also from the relatively short distance between the SCWs and the IW. It is worth noting that, overall, most of the groundwater entering the SCWs at these levels comes from the hydraulic upstream. Concerning the ground temperature in Figure 4.9, the temperature disturbances are particularly visible near the two shallowest fractures in the vicinity of the SCWs (see also Figure 4.7). Indeed, the hydraulic flow from the IW brings to the SCWs cold water in winter,

and warm water in summer, which is referred to as a thermal feedback and is not optimal for the GSHP system performance. In this particular case, because the fractured aquifer is highly productive, the effect of the thermal feedback is compensated by the fresh groundwater entering the well. The impact of fractures on the thermal pattern is also particularly visible around the IW. Indeed, in Figure 4.9, water circulating in the fractures has colder temperatures than the matrix in heating mode, while the opposite is also seen for the cooling mode.

A particularly interesting element is the impact of the deepest fracture on thermal dissipation. Although the SCWs perform a bleed of the recirculated water and are affected by a net pumping rate, the streamlines in Figure 4.10 clearly show that the water injected at the base of the SCW migrates towards the hydraulic downstream of the geothermal field. This result was expected because it had been observed by Robert *et al.* (2022) on the same site, but it reveals the importance of defining the preferential flowpaths to evaluate the real risks of thermal feedback and their fair contribution to the SCW system performance and sustainability.

4.5.3 Hydraulic impacts

Figure 4.11 shows the hydraulic head variation changes caused by the operation of the SCW system after 10 years of operation. The mean drawdown, evaluated with a vertical and horizontal discretization of 0.25 m, is also illustrated on the right side of Figure 4.11. One can see that the spatial extent of the hydraulic head difference and mean drawdown are small over the simulation domain. In fact, the values observed are similar to the natural seasonal variations of the groundwater level in the Mirabel area. Furthermore, the hydraulic disturbances are not limited within the site boundaries, with a mean drawdown of 0.35 m outside the school site. It is worth noticing that, as all the groundwater pumped by the SCWs is reinjected into the aquifer, the mean drawdown over the studied area is necessarily small. These results indicate that the hydraulic disturbances for this specific SCW system are relatively low.

4.6 Conclusions

The thermal plume generated by the operation of a standing column well system, used for heating and cooling an elementary school and installed in a productive fractured aquifer, was modeled over a 10-year period. For this purpose, a numerical model combining groundwater flow and heat transfer was developed based on several field tests and hydraulically calibrated

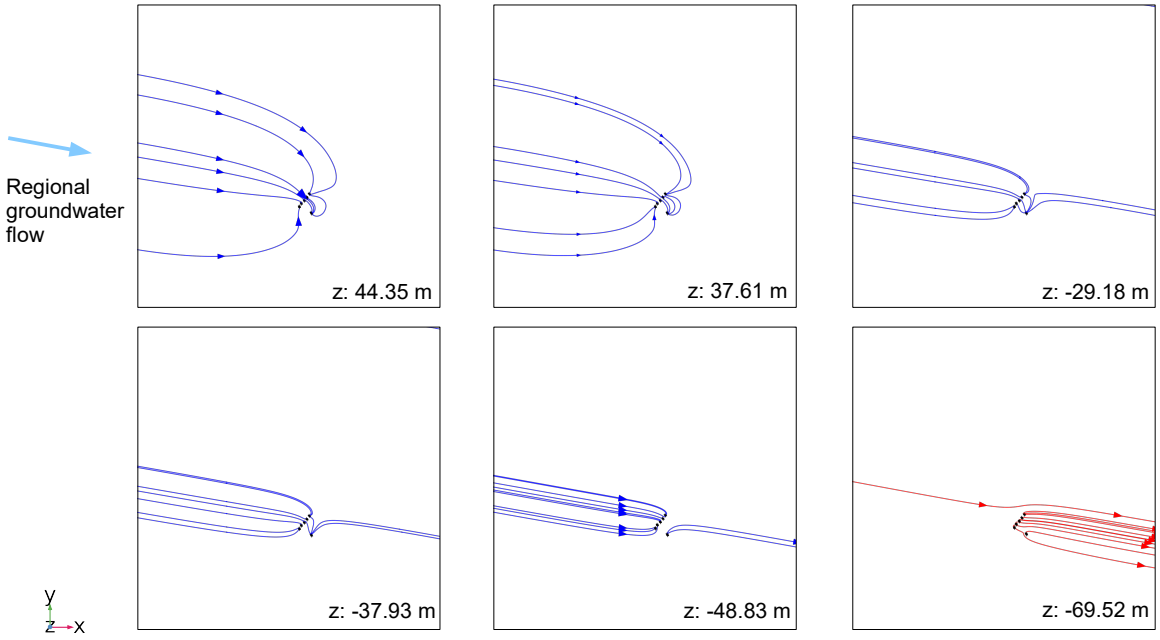


Figure 4.10 Groundwater streamlines at the level of the six productive fractures for the model surface of 500 m × 500 m. Blue streamlines are indicative of groundwater entering the SCWs, while red streamlines correspond to groundwater leaving the SCWs. The arrows on the streamlines represent the direction of the groundwater flow and are shown with a logarithmic scale for clarity. At the fractures located at elevations of -29.18 m and -48.83 m, groundwater velocities are low, resulting in small or absence of arrows, as these areas are near the balance point where the head gradient is zero in the SCWs.

using a 25-day dynamic pumping test.

This study has demonstrated that the productive fractures of an aquifer should be included in the assessment of the thermal plume associated to standing column wells, as they have a clear impact on its shape. In fact, the maximal horizontal extent was observed at the level of the fractures, and, therefore, failure to take productive fractures into account may lead to an underestimation of the maximum extent and the risks of thermal interference. Including fractures is particularly important with imbalanced GSHP system, as they can control the temperature recovery between the two operating modes.

Furthermore, as the fractures can have the greatest impact on the thermal feedback, productive fractures should be included in the design of a system, especially when it comes to choosing the distance between the standing column wells and the injection wells. Not taking fractures into account could lead to an underestimation of the safe distance between the wells

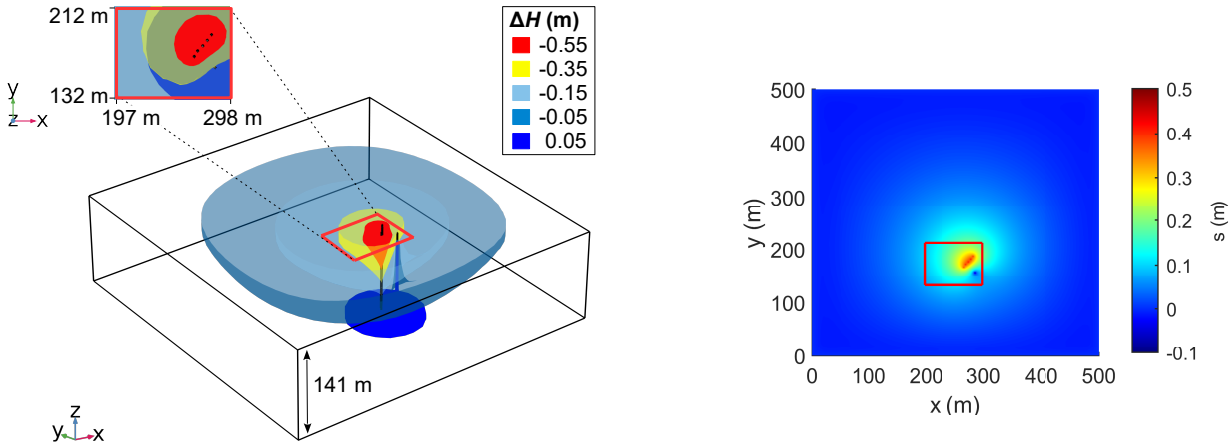


Figure 4.11 Hydraulic impact of the SCWs and IW under steady-state: hydraulic head difference for the entire domain of 500 m × 500 m × 141 m (left) and mean drawdown (right) over the model height. A positive ΔH indicates a rise in the groundwater level while the red frame corresponds to the site boundary (101 m × 80 m).

and an overestimation of the heat pump performance and sustainability.

For the specific geothermal system studied in this work, the thermal plume and hydraulic drawdown are expected to be relatively small, both in area and magnitude, and mainly located around the wells and at least fifteen meters below the buildings located downstream of the demonstration site. The risk of interaction of this particular system with other systems is deemed low, considering that the land surrounding the site is mainly residential and that potential new facilities are small in size and associated with low ground heat loads.

4.7 Appendix A. Complementary hydraulic calibration data.

As a complement of Figure 4.6, Figure 4.12 shows additional results of the hydraulic calibration, i.e. the modeled hydraulic heads as a function of the hydraulic heads measured during the 25-day test.

4.8 Acknowledgments

The authors acknowledge the support from partners of the Geothermal Research Chair on the Integration of SCWs in Institutional Buildings, namely Hydro-Québec, the Ministry of education of Québec, CSSMI, CSSDM, CSSS, Versa Profiles, Marmott Energy, CanmetEnergy

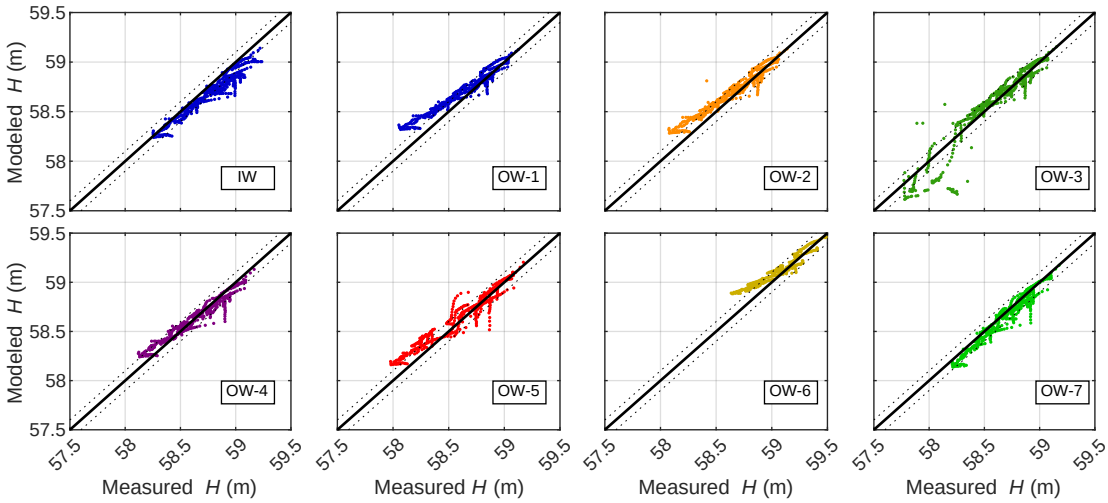


Figure 4.12 Modeled vs measured hydraulic heads. Dotted lines represent an absolute error of ±0.1 m.

and NSERC. Additionally, we thank the anonymous reviewers and colleagues that provided constructive comments. This work was financed by the Natural Sciences and Engineering Research Council of Canada through grant number ALLRP 544477-19.

4.9 Nomenclature

List of acronyms

HDPE	high-density polyethylene
GSHP	ground-source heat pump
GHE	ground heat exchanger
SCW	standing column well
OW	observation well
IW	injection well
MAE	mean absolute error
MTM	modified transverse mercator

List of symbols

a	aperture (m)
A	area (m^2)

z	elevation (m)
ρC_p	volumetric heat capacity (J m^{-3} K^{-1})
ρ	density (kg m^{-3})
$\dot{V}$	flow rate (m^3 s^{-1})
S_S	specific storage (m^{-1})
t	time (s)
T	temperature (K)
τ	transmissivity (m^2 s^{-1})
K	hydraulic conductivity (m s^{-1})
k	thermal conductivity (W m^{-1} K^{-1})
n	porosity (%)
p	pressure (kg m^{-1} s^{-2})
g	gravitational acceleration (m s^{-2})
H	hydraulic head (m)
β	bleed ratio (-)
v	velocity (m s^{-1})
u	Darcy's velocity (m s^{-1})
μ	dynamic viscosity (kg m^{-1} s^{-1})
Δ	difference (-)
Q	heating power (W)

List of subscripts

w	water
g	ground
in	inlet
out	outlet
amb	ambient
eq	equivalent

CHAPITRE 5 RÉSULTATS COMPLÉMENTAIRES

5.1 Caractérisation hydrogéologique complémentaire

Des travaux additionnels ont été réalisés suite à la complétion de la phase de construction pour mieux comprendre les paramètres hydrodynamiques et le réseau de fracturation au site de démonstration de Mirabel. Certains de ces travaux n'ont pas été détaillés précédemment, alors qu'ils nécessitent une certaine attention. Donc, ce chapitre présente quelques résultats acquis dans le cadre de ce mémoire ou par des collègues et collaborateurs durant la phase de construction ou peu après celle-ci. À ce jour, ces travaux n'ont pas fait l'objet d'une publication, mais, puisqu'ils ont contribué à l'élaboration du modèle hydrogéologique conceptuel de ce mémoire, il a été jugé utile de les présenter ici.

5.1.1 Levé d'arpentage

Un levé d'arpentage effectué dans le cadre de cette étude a été réalisé le 5 août 2022 par des techniciens de Polytechnique Montréal. Les coordonnées et les élévations d'une précision de $\pm$ 0.005 m acquises à l'aide d'une station totale et d'un niveau sont affichées au Tableau A.1 de l'Annexe A. Ces données ont servi à produire les cartes piézométriques présentées à la sous-section 5.1.3. Les coordonnées ont aussi été utilisées pour le géoréférencement des puits dans le modèle numérique. À noter que le recouvrement du sol dans l'environnement immédiat des puits est en asphalte et que la topographie est relativement plane.

5.1.2 Observations en forage

Les rapports de forage des 11 puits aménagés lors de la phase de construction du système géothermique de l'école de la Clé-de-Champs se trouvent à l'Annexe A. À noter que les rapports de forage des puits SCW-1 et OW-1 peuvent être consultés dans l'étude de Robert (2022). Les venues d'eau cumulées et mesurées lors des forages durant la phase de construction sont présentées à la Figure 5.1. Les données brutes ayant servies à produire cette figure se trouvent dans les rapports de forage présentés à l'Annexe A et dans l'étude de Robert (2022). Ces valeurs sont approximatives, car elles correspondent à l'eau évacuée du forage grâce au compresseur de la foreuse. En outre, en combinaison à d'autres données, les mesures de débit aident à conceptualiser le modèle hydrogéologique. Plus spécifiquement, ces données sont présentées, puisqu'elles ont aidé à interpréter la localisation des fractures conductrices hydrauliquement et à estimer leur productivité. À titre de rappel, il faut souligner que les

forages SCW-1 et OW-1 ont été supervisés par Stéphanie Robert en 2020, alors que les autres forages ont été supervisés en 2021, ce qui peut expliquer certaines des distinctions de lecture de débit.

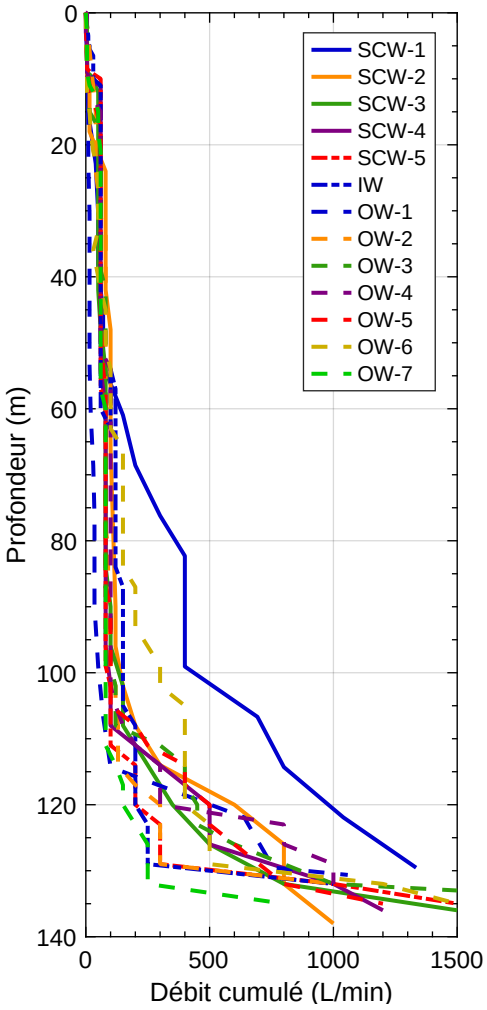


FIGURE 5.1 Débits d'eau cumulés en fonction de la profondeur des forages.

5.1.3 Cartographie piézométrique

Dans le but d'évaluer le gradient hydraulique et la direction de l'écoulement de l'eau souterraine, les niveaux d'eau en condition statique ont été mesurés dans l'ensemble des puits disponibles (13) dans le cadre de ce travail et sont affichés au Tableau A.1. Les cartes piézométriques produites avec les données des campagnes des 9 juillet et 25 août 2022 sont illustrées ci-dessous. Elles ont été réalisées avec le logiciel Surfer de Golden Software en utilisant la méthode de krigeage ordinaire.

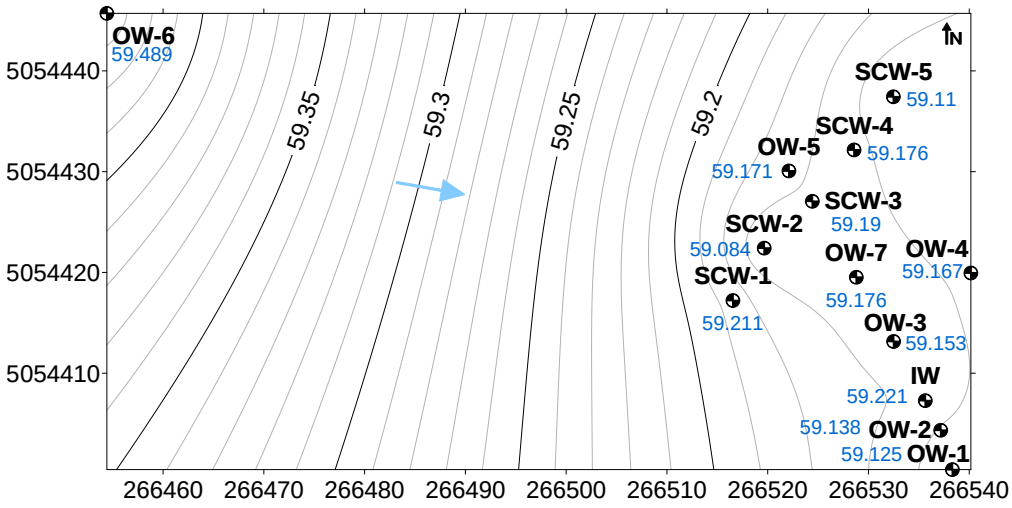


FIGURE 5.2 Piézométrie statique mesurée le 9 juillet 2022. Les charges hydrauliques en mètres sont affichées en bleu. La flèche indique la direction de l'écoulement de l'eau souterraine.

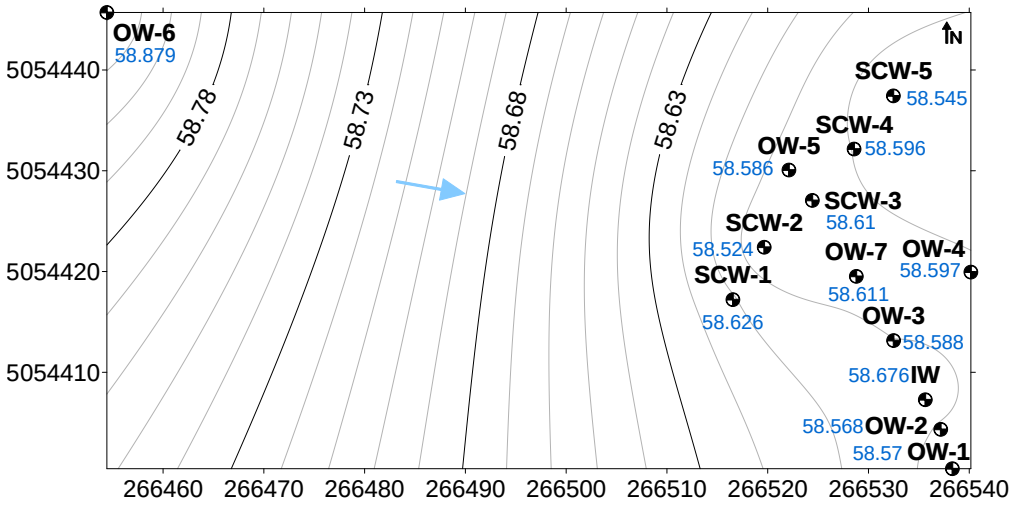


FIGURE 5.3 Piézométrie statique mesurée le 25 août 2022. Les charges hydrauliques en mètres sont affichées en bleu. La flèche indique la direction de l'écoulement de l'eau souterraine.

Le gradient hydraulique a été mesuré par Robert *et al.* (2022) entre les deux seuls puits existants, SCW-1 et OW-1, en 2020. Une valeur de 0.0069 m/m, consistante avec l'étude régionale de Savard (2006), a été obtenue.

Le relevé piézométrique réalisé dans les 13 puits a permis de mieux définir la direction de l'écoulement des eaux souterraines au site et a permis de déceler certaines hétérogénéités au niveau des lignes équipotentielles. La surface piézométrique présente notamment un point

bas à l'endroit du puits SCW-2 et un point haut au puits IW, qui, outre la précision des instruments, peuvent être expliqués par des conditions de captivité de l'aquifère rocheux fracturé variables. Il est aussi possible que le point haut au IW soit associé au fait que l'eau injectée à cet endroit rehausse la nappe phréatique de façon plutôt permanente.

Le gradient hydraulique moyen a été évalué entre les puits OW-6 et SCW-4 qui représente assez bien la direction générale de l'écoulement de l'eau souterraine dans l'aquifère de roc fracturé au site de démonstration. Des valeurs respectives de 0.0042 et 0.0038 ont été obtenues pour les campagnes de juillet et d'août. Le gradient hydraulique mesuré en août permettait de diminuer l'erreur moyenne absolue entre les charges hydrauliques statiques mesurées et simulées lors de la calibration hydraulique du modèle numérique 3D présenté au Chapitre 4. Les résultats de cette comparaison sont présentés à la Figure 5.4.

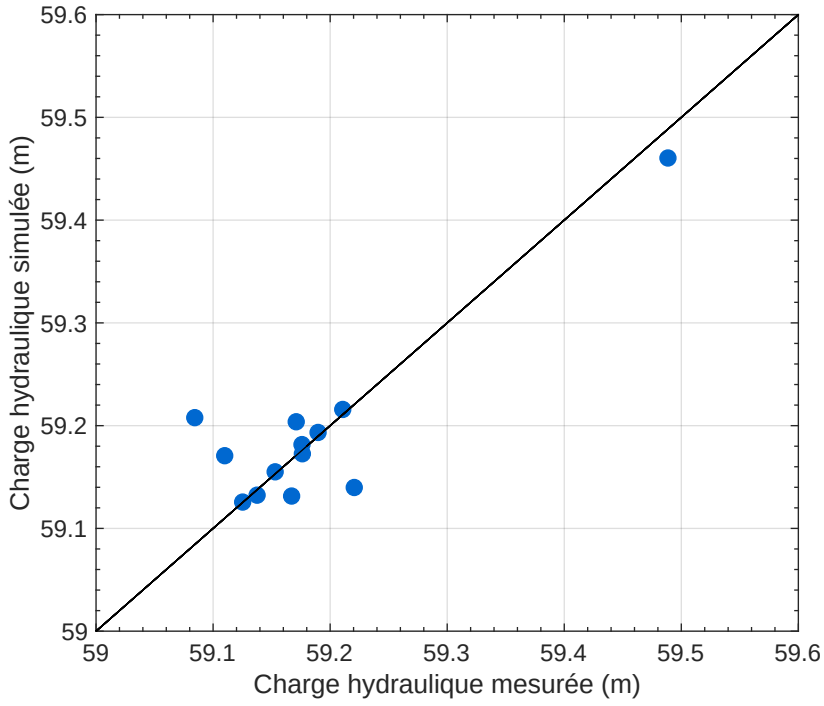


FIGURE 5.4 Charge hydraulique statique simulée à l'aide du modèle numérique 3D selon la charge hydraulique statique mesurée le 25 août 2022.

5.1.4 Essais de pompage

Plusieurs essais de pompage ont été réalisés en continu dans le cadre de ce mémoire. Les séquences où un seul puits a été pompé ont été interprétées. Préalablement à l'interprétation, tel que suggéré par Renard *et al.* (2009), des graphiques diagnostiques qui consistent à montrer

Tableau 5.1 Interprétation de certaines séquences de pompage lors des essais de pompage en continu à l'aide de la solution analytique de Warren et Root (1963).

PP	**Puits interprété**	**Distance (m)**	**T_f (m^2 s^{-1})**	**S_f (-)**	**S_m (-)**	**Interporosité λ**
	SCW-1	0.076	2.60E-3	-	-	-
	SCW-2	6.058	5.40E-3	5.70E-3	8.80E-2	2.70E-2
	SCW-3	16.612	3.90E-3	1.30E-3	2.90E-2	3.16E-2
	SCW-4	19.181	3.50E-3	6.60E-4	2.10E-2	5.49E-2
	SCW-5	25.738	4.50E-3	4.50E-4	8.50E-3	4.56E-2
	IW	21.523	3.20E-3	4.40E-4	2.00E-2	5.31E-2
SCW-1	OW-1	27.492	3.20E-3	1.90E-4	8.00E-3	4.32E-2
	OW-2	24.311	3.10E-3	2.80E-4	1.20E-2	5.03E-2
	OW-3	16.455	3.30E-3	5.50E-4	2.30E-2	4.15E-2
	OW-4	23.772	3.70E-3	3.70E-4	1.10E-2	4.36E-2
	OW-5	15.012	4.00E-3	1.00E-3	2.30E-2	3.40E-2
	OW-6	63.348	4.50E-3	1.00E-4	1.30E-3	4.50E-2
	OW-7	12.463	3.80E-3	1.30E-3	3.60E-2	4.08E-2
	SCW-1	6.058	7.00E-3	3.70E-3	2.10E-2	4.38E-3
	SCW-2	0.076	8.00E-3	-	-	-
	SCW-3	6.662	6.70E-3	2.30E-3	1.20E-2	3.11E-3
	SCW-4	13.208	6.50E-3	7.80E-4	4.20E-3	4.85E-3
	SCW-5	19.745	7.70E-3	4.50E-4	1.10E-3	4.86E-3
	IW	22.013	7.10E-3	3.80E-4	3.30E-3	4.72E-3
SCW-2	OW-1	28.839	7.10E-3	3.80E-4	3.30E-3	4.72E-3
	OW-2	25.169	7.10E-3	2.40E-4	9.00E-4	5.14E-3
	OW-3	15.831	7.00E-3	5.20E-4	2.30E-3	3.05E-3
	OW-4	20.655	7.20E-3	3.60E-4	1.50E-3	4.36E-3
	OW-5	8.045	7.10E-3	1.30E-3	4.80E-3	1.83E-3
	OW-6	69.266	8.20E-3	9.40E-5	2.60E-4	5.19E-3
	OW-7	9.586	7.30E-3	1.20E-3	5.00E-3	2.99E-3
	SCW-1	25.738	5.60E-3	3.80E-4	3.60E-3	2.15E-2
	SCW-2	19.745	5.30E-3	7.00E-4	9.30E-3	3.85E-2
	SCW-3	13.126	4.90E-3	8.90E-4	1.20E-2	1.72E-2
	SCW-4	6.561	4.60E-3	2.80E-3	5.60E-2	1.56E-2
	SCW-5	0.076	5.70E-3	-	-	-
	IW	30.320	4.50E-3	2.80E-4	5.90E-3	4.19E-2
SCW-5	OW-1	37.458	4.70E-3	1.60E-4	2.40E-3	2.59E-2
	OW-2	33.426	5.10E-3	1.70E-4	2.10E-3	1.83E-2
	OW-3	24.281	5.20E-3	2.50E-4	3.00E-3	1.39E-3
	OW-4	19.104	5.70E-3	3.00E-4	2.90E-3	7.77E-3
	OW-5	12.711	5.00E-3	1.00E-3	1.30E-2	1.63E-2
	OW-6	78.486	5.00E-3	8.20E-5	1.30E-3	6.11E-2
	OW-7	18.284	4.60E-3	3.60E-4	7.30E-3	1.56E-2
Moyenne géométrique			5.12E-3	5.12E-4	6.14E-3	1.43E-2

simultanément le rabattement et sa dérivée en fonction du temps sous des échelles normales et logarithmiques ont été analysés pour sélectionner la bonne solution analytique à employer. Ces graphiques diagnostiques sont cohérents avec un aquifère à double porosité, c'est-à-dire que la courbe représentant la dérivée du rabattement est caractérisée par la présence d'un point d'inflexion prononcé. Ce comportement représente le fait que les fractures fournissent l'eau souterraine dans un premier temps, mais sont éventuellement complètement drainées (Singhal et Gupta, 2010). L'eau souterraine contenue dans la matrice rocheuse compense ensuite la perte d'eau des fractures, en se drainant partiellement dans celles-ci. Warren et Root (1963) proposent une solution analytique pour interpréter les essais de pompage réalisés dans des aquifères à double porosité. Les interprétations permettent d'obtenir la transmissivité des fractures, l'emmagasinement des fractures et de la matrice de même qu'un facteur nommé coefficient d'écoulement de l'interporosité (λ) qui représente l'échelle d'hétérogénéité d'un système (Warren et Root, 1963). Les hypothèses concernant cette solution analytique sont que le massif rocheux est constitué de parallélépipèdes rectangles homogènes, isotropes et uniformes, avec des fractures réparties de manière régulière et d'épaisseur constante au sein de l'aquifère, supposé horizontal et de portée infinie. L'ensemble des graphiques diagnostiques et des interprétations des essais de pompage se trouve à l'Annexe B. Les interprétations ont été réalisées à l'aide de la boîte à outils Hytool de Renard (2017). Les résultats de l'interprétation sont montrés au Tableau 5.1.

La séquence où le puits SCW-2 est pompé seul montre les transmissivités les plus élevées avec une moyenne géométrique de 7.19×10^{-3} m^2 s^{-1}, alors que la séquence où le puits SCW-1 est pompé seul montre les transmissivités les plus faibles avec une moyenne géométrique de 3.68×10^{-3} m^2 s^{-1}. La moyenne géométrique des transmissivités pour l'ensemble des séquences interprétées est de 5.13×10^{-3} m^2 s^{-1}. Une moyenne géométrique de 5.12×10^{-4} est obtenue pour le coefficient d'emmagasinement des fractures, alors qu'une moyenne géométrique de 6.14×10^{-3} est obtenue pour le coefficient d'emmagasinement de la matrice. La différence de résultats entre les séquences peuvent s'expliquer par des variations de fracturation qui augmentent ou diminuent localement la perméabilité du roc. La moyenne géométrique du coefficient d'interporosité λ est de 1.43×10^{-2}. Ce coefficient étant près de 0 indique un fort contraste entre les propriétés hydrauliques de la matrice et des fractures.

Robert *et al.* (2022) ont évalué en 2020 la conductivité hydraulique de l'aquifère rocheux fracturé à l'endroit du puits SCW-1 au moyen de la solution analytique de Cooper et Jacob (1946). Une valeur de 6.5×10^{-5} m s^{-1} a été calculée en considérant une épaisseur d'aquifère saturée de 123 m, ce qui revient à une transmissivité de 8.00×10^{-3} m^2 s^{-1}. Une conductivité hydraulique moyenne de 5×10^{-5} m s^{-1} pour une transmissivité de 6.15×10^{-3} m^2 s^{-1} a été estimée en utilisant à la fois la solution analytique de Cooper et Jacob (1946) et celle de Thiem

(1906) entre les puits SCW-1 et OW-1. Un emmagasinement spécifique de 2×10^{-8} m^{-1}, soit un coefficient d'emmagasinement de 2.5×10^{-6}, a été évalué, indiquant que l'aquifère est à nappe captive. Il est constaté que, pour le même puits de pompage SCW-1, quoique dans le même ordre de grandeur, une transmissivité plus faible est obtenue dans l'étude actuelle avec un écart absolu de 5.4×10^{-3} m^2 s^{-1} et un écart relatif de 67 % en comparaison avec la valeur obtenue par Robert *et al.* (2022). Pour le coefficient d'emmagasinement, comme la solution de Warren et Root (1963) présente une valeur pour la matrice et les fractures, ces deux valeurs doivent être additionnées pour fins de comparaison avec la valeur de Robert *et al.* (2022). Un coefficient d'emmagasinement de 6.7×10^{-3} est obtenu, ce qui représente un écart absolu significativement élevé de 6.7×10^{-3}. Or, puisque les valeurs types de coefficients d'emmagasinement pour un aquifère à nappe captive sont dans la plage allant de 10^{-3} à 10^{-6} (Singhal et Gupta, 2010), la conclusion de l'interprétation concernant les conditions de confinement de l'aquifère rocheux demeure la même. Ces écarts pourraient s'expliquer par les différences d'hypothèses entre les solutions analytiques de Warren et Root (1963) et de Cooper et Jacob (1946) ou bien à une réduction de la perméabilité en lien avec un faible colmatage des fractures depuis leur forage et le début de l'opération du système géothermique de Mirabel.

Un élément important à noter est que, pour un même puits d'observation, selon le puits de pompage sollicité, les valeurs de transmissivité suivent la tendance de la séquence, soit des valeurs plus faibles ou plus élevées. Également, à l'activation d'une séquence de pompage, la réaction à tous les puits d'observation environnants est très rapide, ce qui indique une forte connectivité des fractures.

À l'observation des charges hydrauliques des puits de pompage à la Figure 4.5 du Chapitre 4, il est remarqué que, pour des débits de pompage similaires, les rabattements aux puits SCW-3 et SCW-4 sont plus importants. Cela peut indiquer des efficacités moindres de ces puits de pompage ou bien une connectivité des fractures moins importante, et donc une transmissivité plus faible. Pour exploiter entièrement les données provenant de ces essais de pompage, procéder à des analyses géostatistiques serait optimal. La distribution des transmissivités et des coefficients d'emmagasinement au site pourrait alors être évaluée.

5.1.5 Essai de traçage

Un essai de traçage de type radial convergent, brièvement discuté au Chapitre 4, réalisé à l'école de la Clé-des-Champs durant l'essai de tomographie hydraulique et interprété dans le cadre d'un projet de séminaire de Champagne-Péladeau (2023) a notamment été employé pour développer le modèle hydrogéologique conceptuel de la présente étude. Certains seg-

ments du rapport de séminaire ont été adaptés pour ce mémoire et sont joints à l'annexe C. Plus précisément, cet essai a permis d'estimer la vitesse d'avancement de l'eau souterraine dans les fractures de la formation de Theresa (dolomie grèseuse). En complément, pour supporter l'interprétation, la Figure 5.5 a été élaborée. Finalement, la couleur de l'eau récupérée au cours de l'essai de traçage peut être observée à la Figure 5.6.

L'interprétation d'un essai de traçage n'assume pas un approche continuum (Singhal et Gupta, 2010). Il s'agit d'un problème d'inversion n'ayant pas de solution unique. Différents modèles hydrogéologiques conceptuels permettent effectivement de reproduire la courbe de restitution du traceur. En raison de la profondeur d'injection du traceur, du pic bien prononcé et unique, et par les données de terrain complémentaires, l'interprétation la plus plausible est celle présentée au Chapitre 4, soit celle supportant la migration du traceur via la fracture située à une profondeur de 90 m (élévation de -29.18 m). À noter que les courbes de restitution de certains essais de traçage dans des roches fracturées présentent des pics multiples qui sont attribués à l'écoulement dans des canaux individuels (National Research Council , 1996).

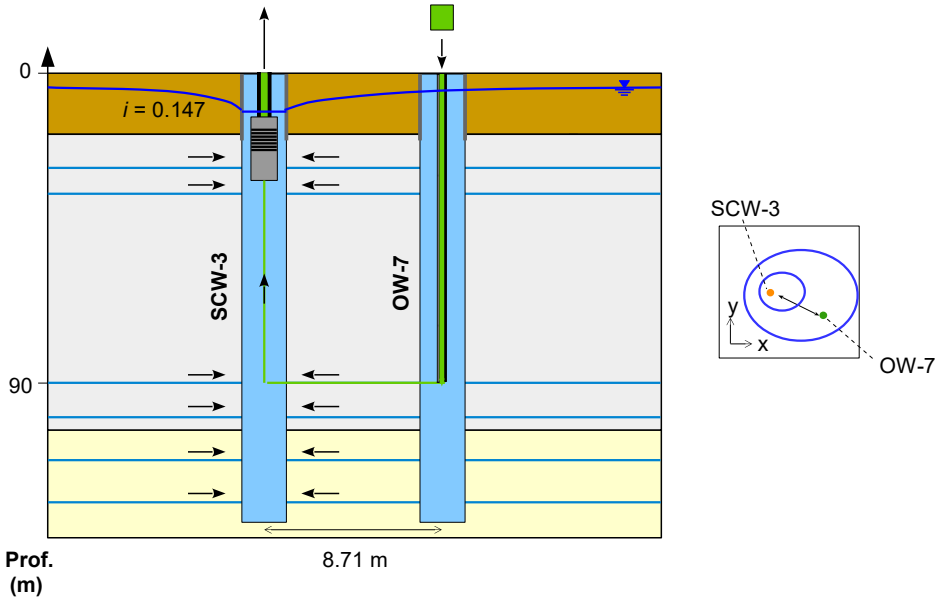


FIGURE 5.5 Déplacement du traceur entre le puits d'injection OW-7 et le puits de récupération SCW-3. Le gradient hydraulique i est celui induit par le pompage entre les deux puits. Les flèches indiquent le sens d'écoulement de l'eau souterraine et de la solution d'uranine. Courbes piézométriques approximatives durant l'essai de traçage.

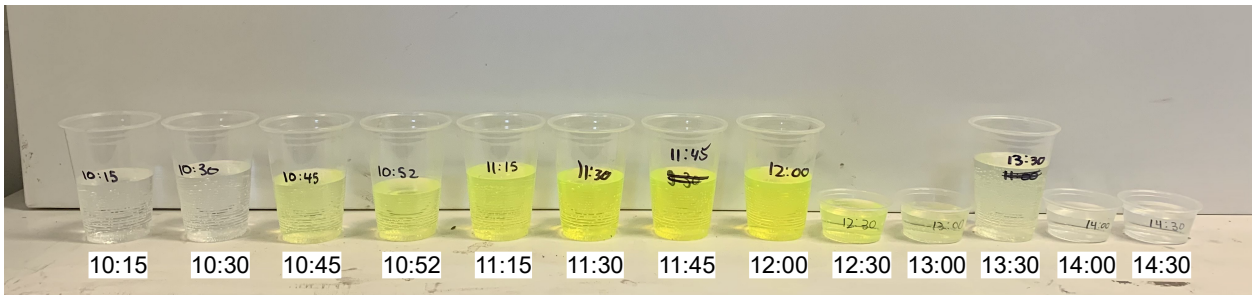


FIGURE 5.6 Observations visuelles de l'eau pendant l'essai de traçage. Le traceur a été injecté de 9h30 à 10h00.

5.1.6 Diagraphies géophysiques

Les diagraphies géophysiques, incluant les mesures de rayons Gamma et de l'extension de l'étrier, réalisées par l'équipe de J. Christian Dupuis de l'Université Laval, avec le soutien du personnel de Polytechnique Montréal à l'été 2021, sont présentées à la Figure 5.7. La présence de fractures dans le forage peut être associée à une augmentation des valeurs des rayonnements Gamma et à une extension de l'étrier. Les rayons Gamma sont liés à la présence d'éléments radioactifs naturellement présents dans le roc qui se concentrent dans les matériaux à grains fins tels que les argiles et le limon, et sont donc un indicateur de leur présence (Singhal et Gupta, 2010). La circulation actuelle ou passée des fluides dans la roche peut parfois être déduite à partir de la diagraphie des rayons Gamma. La présence d'oxyde d'uranium, soluble et très mobile, peut se précipiter sur les surfaces des joints et des fractures qui forment des voies de circulation dans la roche, et la diagraphie Gamma peut permettre de repérer cette activité locale aux endroits où les forages traversent de telles fractures (Singhal et Gupta, 2010). Les horizons fracturés montrent généralement une augmentation du diamètre du trou de forage et, par conséquent, de l'étrier qui peut se produire en raison d'une rupture de la paroi de la formation lors du forage (Singhal et Gupta, 2010).

Les résultats des diagraphies géophysiques sont présentés, car ils ont aidé à l'élaboration du modèle hydrogéologique conceptuel en permettant de localiser les fractures et d'estimer leur ouverture. Les ouvertures locales des fractures se situent entre 1 et 310 mm.

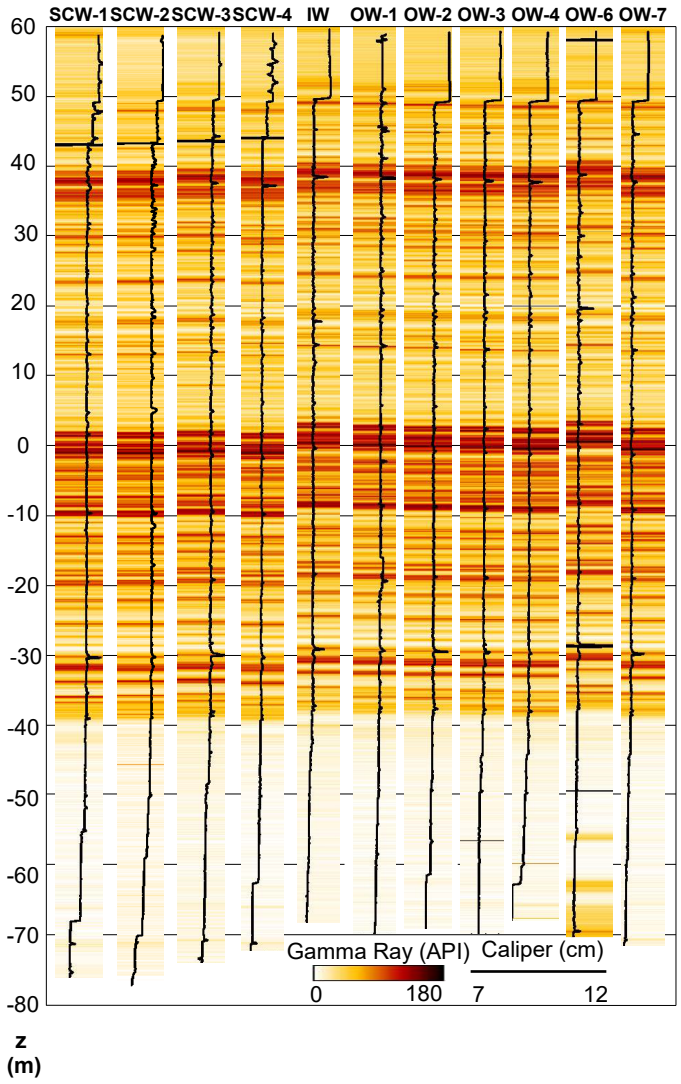


FIGURE 5.7 Diagraphies géophysiques. Une élévation constante du sol a été posée pour simplifier la présentation.

5.1.7 Relevé à la géocaméra

Un relevé par géocaméra a été réalisé à l'automne 2022 dans les puits d'observation OW-4 et OW-5. Ce relevé a permis de localiser les contacts entre les formations géologiques et les principales fractures et, finalement, d'obtenir des observations visuelles des fractures et des lithologies. L'objectif général de la géocaméra a été de confirmer certaines hypothèses du modèle hydrogéologique conceptuel et interprétations dérivées des diagraphies géophysiques.

Le relevé à la géocaméra a notamment permis d'observer que la profondeur des fractures correspond assez bien avec celle des diagraphies géophysiques et que la lithologie principale de la formation de Theresa est de la dolomie gréseuse avec des interlits centimétriques plus shaleux. La dolomie gréseuse s'étend minimalement de la fin du tubage d'acier à environ 99 m de profondeur (élévation -38 m). Le contact de la dolomie gréseuse avec la formation de Cairnside n'est pas net. Une alternance de lits d'arénite quartzifère, de dolomie gréseuse et de shale est observée. Cependant, une fracture a été identifiée à une profondeur de 99,1 m (élévation -38,1 m) dans le puits OW-5, ce qui pourrait correspondre au contact. La baisse significative de l'intensité des rayons Gamma dans les diagraphies géophysiques constatée à cette profondeur dans le puits SCW-3, situé à proximité du OW-5, supporte également cette hypothèse. D'une profondeur de 99 m (élévation de -38 m) jusqu'à la fin du forage, la lithologie présente est l'arénite quartzifère, avec parfois quelques injections millimétriques plus mafiques. Les fractures les plus significatives se trouvent à 16,5 m, à 23,2 m, à 110,2 m et à 131.2 m (élévation de 44.5 m, 37.8 m, -49.2 m et -70.2 m). La présence de dépôts de fer et/ou de manganèse indique un apport d'oxygène et permet de déduire que ces fractures sont fort probablement productives. Une analyse plus avancée des fractures pourrait être réalisée avec des outils de diagraphies optiques, mais les fractures communes identifiées à l'aide de la géocaméra constituent déjà un bon point de départ à la compréhension des voies de circulation de l'eau souterraine au site de Mirabel. Une photo tirée du relevé par géocaméra est présentée à la Figure 5.8.



FIGURE 5.8 Fracture ouverte dans l'arénite quartzifère à une profondeur approximative de 131-132 m dans le puits d'observation OW-4. Une ouverture importante est observée. Des dépôts semblant correspondre à des précipités de manganèse sont remarqués.

5.1.8 Profil de température

Pendant l'essai de tomographie hydraulique, des profils de température, illustrés à la Figure 5.9, ont été acquis en continu à un intervalle de cinq minutes dans les puits SCW-3, SCW-5 et OW-5 à l'aide de fibres optiques utilisant la technologie de « Détection de température distribuée » (DTS). Cette technologie a une précision de 0,1 °C, une résolution temporelle de 60 secondes et une résolution spatiale de 2 mètres. À noter que la résolution temporelle de la DTS a été posée à 10 secondes durant les premiers jours et demi de l'essai. Les mètres les plus profonds des puits n'ont pas été mesurés en raison de la présence du lest à chaque fibre optique et de l'extrémité du tuyau de réinjection dans les PCP.

Une amplitude significative de la température de l'air, corrélée au cycle diurne, a été mesurée à l'aéroport international de Montréal-Mirabel pendant l'essai (Environnement et Changement climatique Canada, 2023). La température minimale journalière de l'air a varié entre 7,8 et 22 °C, alors que la maximale a varié entre 23 et 30,7 °C (Environnement et Changement climatique Canada, 2023). Une perturbation thermique de la DTS, influençant l'ensemble de la fibre optique et associée à la variation de la température de l'air, a été observée. Un filtre passe-bas avec une fenêtre de 12 heures a été appliqué pour lisser le signal. Or, malgré l'utilisation du filtre, les effets du cycle diurne peuvent encore être observés sur les profils thermiques.

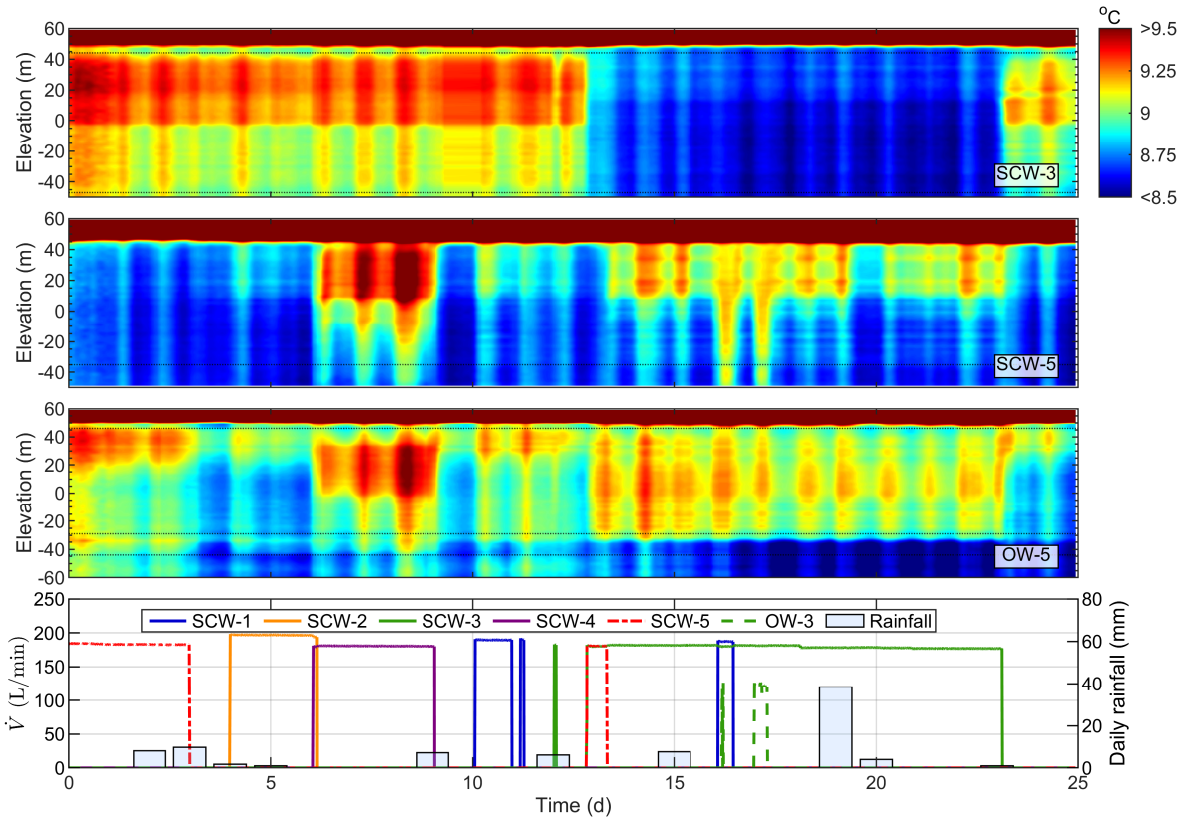


FIGURE 5.9 Profil de température acquis en continu aux puits SCW-3, SCW-5 et OW-5 lors de l'essai de tomographie hydraulique.

L'activation et l'arrêt des séquences de pompage a eu moins d'impact sur la température mesurée au puits SCW-3 comparativement aux deux autres puits suivis. À la Figure 4.5, on constate que, pour un taux de pompage similaire, le rabattement dans ce puits est nettement plus important lorsqu'il est utilisé comme puits de pompage, comparé aux puits SCW-1, SCW-2 et SCW-5. Cette situation pourrait être due au fait que le puits est moins efficace, ce qui entraîne une réponse plus faible au niveau des températures. Quand les puits sont directement pompés, la colonne d'eau devient plutôt homogène et le profil de température devient relativement constant. Le profil de température au puits SCW-5 est resté constant suite à son pompage et pendant le pompage du puits SCW-2. Il n'a changé qu'après le début du pompage du puits SCW-4. Cela pourrait s'expliquer par la présence d'un flux ascendant vertical ambiant dans le puits, qui est parfois généré dans un aquifère fracturé par les différences de charges hydrauliques entre les principales voies d'écoulement préférentielles de l'eau (Klepikova *et al.*, 2011). Notamment, la pompe submersible, située dans le haut des PCP à Mirabel, génère des charges hydrauliques plus faibles dans cette partie. Cette

configuration peut alors créer un gradient ascendant qui homogénéise la colonne d'eau après la fin d'une séquence de pompage, jusqu'à ce qu'un équilibre soit atteint ou qu'un gradient hydraulique induit significatif apparaisse.

En fonction de la connectivité des fractures, des propriétés hydrauliques locales et des pertes de charge aux puits, à l'activation d'une séquence de pompage, la température moyenne a tendance à augmenter dans la partie supérieure d'un puits suivi (z >-30 m). À l'inverse, dans la partie inférieure (z <-30 m), la température moyenne a tendance à rester presque stable ou à refroidir légèrement. Au cours d'une séquence de pompage, les eaux souterraines de la partie supérieure du puits suivi peuvent se déplacer verticalement dans l'espace annulaire depuis le sommet jusqu'à ce qu'elles atteignent l'horizon le plus perméable. Les eaux souterraines proches de la surface du sol, qui sont plus chaudes en été, réchauffent ainsi la colonne d'eau du puits depuis le sommet jusqu'à l'horizon le plus perméable. Ces résultats indiquent que l'eau provient principalement du roc sous une élévation de -30 m.

Dans les roches hétérogènes et fracturées, les profils de température peuvent montrer des changements de température qui sont causés par l'écoulement d'eau plus chaude ou plus froide entrant des zones d'écoulement perméables (Ge, 1998). Les barres en pointillé de la Figure 5.9 illustrent l'interprétation des fractures productives dans les puits, lesquelles sont liées à des arrivées d'eau plus froide. Leur emplacement a été examiné en croisant les données des diagraphies géophysiques, des débits cumulés et de la vélocimétrie.

Une extension de l'étrier et une température plus froide sont observées à une élévation approximative de 44 m. Cela suggère la présence d'une première fracture productive.

Un changement de température significatif est observé autour de 0 mètre d'élévation dans chaque puits surveillé. Cet écart est corrélé à une augmentation des valeurs de rayons Gamma, mais sans augmentation significative du débit cumulé et sans extension importante de l'étrier. La différence de température pourrait être due à un changement de composition minéralogique.

5.2 Simulation numérique

5.2.1 Température d'opération des PCP

Pour évaluer l'effet du panache thermique sur le fonctionnement à long terme du système géothermique, la température à la sortie des PCP peut être analysée. Ce sujet n'a pas été abordé dans l'article scientifique du Chapitre 4 et c'est pourquoi il est discuté ici. La Figure 5.10 montre la température à la sortie et l'entrée des PCP au cours des 10 années d'opération. Une dérive de la température, suivant une tendance asymptotique, est observée. En d'autres

termes, la baisse la plus importante de la température se produit au cours des premières années de fonctionnement, mais se stabilise après environ 6 ans. Cependant, la température de sortie reste supérieure au seuil de 0 °C pour un fonctionnement sécuritaire de la PÀC en hiver et elle n'est pas trop chaude en été, ce qui signifie que les économies d'énergie attendues se maintiendront au fil du temps.

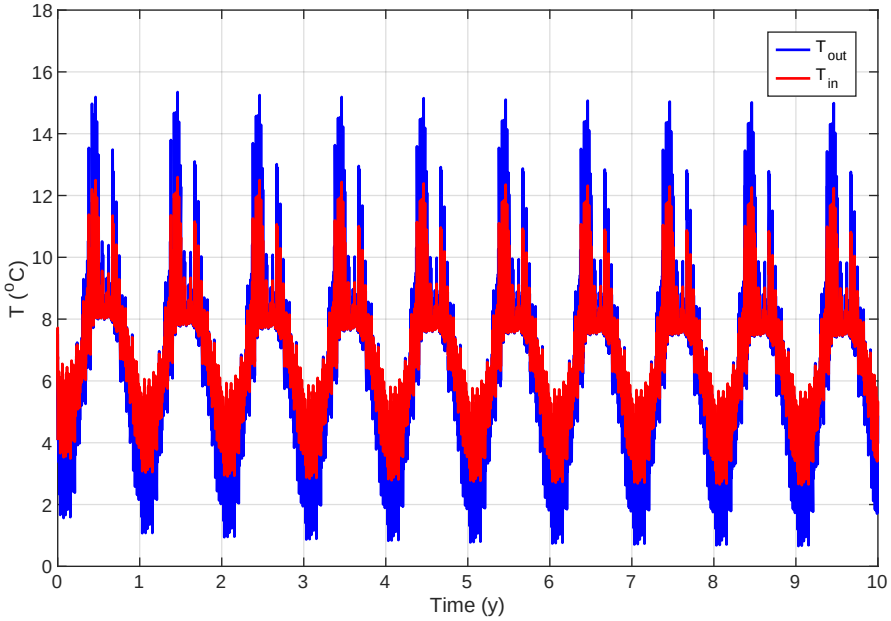


FIGURE 5.10 Températures à l'entrée et à la sortie des PCP de l'école de la Clé-des-Champs, prédites par le modèle numérique développé au Chapitre 4.

CHAPITRE 6 DISCUSSION GÉNÉRALE

Ce mémoire visait à évaluer l'impact des fractures sur l'étendue et l'amplitude des panaches thermiques souterrains associés aux systèmes géothermiques utilisant des PCP. Pour ce faire, un modèle numérique 3D par éléments finis couplant l'écoulement des eaux souterraines et le transfert de chaleur a été développé de façon à traduire le modèle conceptuel hydrogéologique, élaboré à partir des investigations de terrain. Certaines données acquises sur le terrain n'ont pas été exploitées à leur plein potentiel. De même, certaines simplifications et hypothèses ont été nécessaires afin de réduire les temps de développement et de résolution du modèle numérique. Ce chapitre aborde ces hypothèses pour en souligner les limitations et propose des pistes d'amélioration. Finalement, il présente des avenues possibles pour approfondir l'ensemble des données acquises.

6.1 Modèle conceptuel hydrogéologique et investigations de terrain

La localisation des fractures productives a été déterminée selon une analyse combinée des débits cumulés lors des forages, des observations provenant des diagraphies géophysiques, de la géocaméra, des profils de température et de la vélocimétrie. Parfois, certaines observations provenant d'essais variés ne se supportent pas mutuellement, sans toutefois se contredire. Notamment, les profils de température ne montrent pas des changements drastiques de température à toutes les fractures productives identifiées par les diagraphies géophysiques et les mesures de débit cumulé. Les propriétés hydrauliques des fractures proviennent quant à elle de l'interprétation de l'essai de traçage et de la calibration hydraulique du modèle numérique. Comme l'essai de traçage a été réalisé sans obturateur, il y a une certaine incertitude sur le modèle hydrogéologique conceptuel utilisé pour interpréter l'essai, soit le déplacement du traceur via une seule fracture située à une profondeur de 90 m. Pour tenter de mieux définir la localisation des fractures et leurs propriétés hydrauliques, des essais de pompage pourraient être réalisés à l'aide d'obturateurs en ciblant des horizons précis. Finalement, pour renforcer la validité du modèle hydrogéologique conceptuel et du modèle numérique, les résultats de l'essai de traçage pourraient être calibrés numériquement. En simulant l'injection de la masse de traceur au puits OW-7, la concentration captée au puits de récupération SCW-3 pourrait être analysée et le modèle ajusté de façon à réduire l'erreur entre la concentration mesurée et celle simulée.

Les fractures horizontales jugées non productives ou peu productives n'ont pas été intégrées dans le modèle hydrogéologique conceptuel. De même, la présence de fractures verticales n'a

pas été investiguée. Toutefois, ces fractures horizontales et verticales peuvent contribuer à l'emmagasinement de l'aquifère et quelque peu à la conductivité hydraulique. En négligeant ces fractures, l'extension horizontale et le potentiel de court-circuit hydraulique et thermique peuvent être inexactement estimés à certaines élévations.

Le paragraphe qui suit présente une comparaison des propriétés hydrauliques définies dans le cadre de la dernière publication concernant le site de démonstration de Mirabel et de la présente étude. Jacques et Pasquier (2023) ont en effet évalué la transmissivité de l'aquifère fracturé à 9.7×10^{-3} m^2 s^{-1} pour une conductivité hydraulique de 7.9×10^{-5} m s^{-1} à l'aide de la solution analytique d'Agarwal (1980). Cette valeur est légèrement plus élevée que celle déterminée par Robert *et al.* (2022), soit 6.5×10^{-5} m s^{-1}. Il faut noter que la valeur obtenue par la solution d'Agarwal (1980) a permis de se rapprocher de la valeur de conductivité hydraulique moyenne médiane de la distribution obtenue par inférence Bayésienne (Jacques et Pasquier, 2023). Les écarts absolu et relatif entre les transmissivités de l'aquifère rocheux de l'étude de Jacques et Pasquier (2023) et celles de ce projet de recherche sont respectivement de 7.12×10^{-3} m^2/s et 73 %, ce qui est assez faible pour ce type de propriété. Les transmissivités obtenues par inférence Bayésienne pour chacune des cinq unités hydrostratigraphiques définies par Jacques et Pasquier (2023), HU-1 à HU-5, ont été comparées aux transmissivités obtenues dans le cadre de ce travail par la calibration hydraulique du modèle numérique, en considérant la délimitation des mêmes unités hydrostratigraphiques. Cette comparaison est présentée au Tableau 6.1. Des différences sont évidemment observées, particulièrement au niveau de l'unité hydrostratigraphique dénommée HU-4 où elle est de quatre ordres de grandeur. Pour les autres unités hydrostratigraphiques (HU-1 à HU-3 et HU-5), la différence est d'au plus un ordre de grandeur, ce qui est relativement faible. Pour l'unité HU-4, la différence peut s'expliquer par le fait qu'aucune fracture n'a été répertoriée dans cet horizon par les diagraphies géophysiques et donc aucune fracture n'a été intégrée ici dans le modèle conceptuel. Or, il n'est pas impossible que la matrice de l'arénite quartzifère ait une transmissivité plus élevée, contribuant à la transmissivité moyenne de l'aquifère, que celle de la matrice de la dolomie gréseuse. Cette hypothèse pourrait être investiguée dans de futurs travaux.

TABLEAU 6.1 Comparaison des transmissivités obtenues par inférence Bayésienne (T_1) avec celles déterminées par l'essai de tomographie hydraulique et la calibration hydraulique du modèle numérique de la présente étude (T_2) pour les cinq unités hydrostratigraphiques définies par Jacques et Pasquier (2023).

Unité	**Début prof. (m)**	**Fin prof. (m)**	**Épaisseur (m)**	**T_1 (m^2 s^{-1})**	**T_2 (m^2 s^{-1})**	**Écart absolu (m^2 s^{-1})**
HU-1	0	15.24	15.24	-	-	-
HU-2	15.24	68.58	53.34	1.48E-3	3.85E-4	1.10E-3
HU-3	68.58	114.30	45.72	2.25E-3	2.81E-3	5.59E-4
HU-4	114.3	129.54	15.24	5.78E-3	7.62E-7	5.78E-3
HU-5	129.54	133.20	3.66	2.49E-4	2.75E-3	2.50E-3
Moyenne	15.24	133.20	117.96	9.76E-3	5.94E-3	3.82E-3

Pour conclure cette sous-section, il est important de préciser qu'un modèle hydrogéologique conceptuel s'avère être une interprétation subjective de données. Le modèle actuel est supporté par plusieurs observations qualitatives et données quantitatives et il demeure le plus détaillé à ce jour. La réalisation d'investigations de terrain complémentaires ou l'exploitation de nouvelles données pourrait mener à son peaufinage et sa consolidation.

6.2 Écoulement en fracture

Afin de faciliter la construction du modèle numérique, mais aussi à cause d'un manque d'information au sujet des aspérités, de la variabilité des ouvertures et de la rugosité des fractures, ces dernières ont été représentées par deux plans parallèles parfaitement lisses. Cette représentation est nommée le « modèle à plaques parallèles ». Les aspérités, exprimant les irrégularités des parois des fractures, peuvent réduire l'écoulement des fluides et peuvent entraîner un effet de canalisation locale du flux préférentiel (Singhal et Gupta, 2010). En d'autres termes, ces aspérités font varier les vitesses d'écoulement de l'eau souterraine à l'intérieur des fractures et influencent le régime d'écoulement (laminaire ou turbulent). Le fait de les négliger évite d'avoir à incorporer une physique additionnelle, par exemple la loi de Navier-Stokes, pour simuler les écoulements potentiellement turbulents à l'intérieur des fractures, ce qui réduit les temps de calcul. Or, il est possible que ces simplifications puissent mener à des estimations inexactes des temps de transport de chaleur advectif.

La physique utilisée pour reproduire l'écoulement en fracture est la loi de Darcy. Cette loi est valide pour des régimes d'écoulement laminaire, associés à de faibles vitesses, dans des milieux poreux (Bear et Braester, 1972). Plus précisément, cette loi est valide pour des écoulements dont le nombre de Reynolds est compris entre 1 et 10 (Singhal et Gupta, 2010).

Le nombre de Reynolds (R_e) exprime le rapport des forces d'inertie aux forces visqueuses. L'hypothèse d'un écoulement laminaire à l'intérieur de toutes les fractures a été posée, bien que la conductivité hydraulique de 4.1×10^{-2} m s^{-1}, attribuée aux fractures productives dans l'arénite quartzifère, puisse mener à un nombre de Reynolds élevé caractérisant des écoulements turbulents. Le logiciel COMSOL Multiphysics® (2021) permet d'utiliser des corrections pour la loi de Darcy par l'utilisation des équations de Forchheimer ou de Brinkman pour représenter des vitesses d'écoulement élevées et des écoulements turbulents. Cependant, leur utilisation aurait eu pour conséquences d'augmenter grandement les temps de calcul. Dans des études subséquentes, il pourrait être pertinent d'investiguer l'effet de ces corrections sur la délimitation du panache thermique obtenu.

La loi cubique permet d'établir une conductivité hydraulique sur la base de l'ouverture d'une fracture (Snow, 1968) par :

$$Q_f = \left(\frac{\rho g a^3}{12\mu}\right) i \tag{6.1}$$

où Q_f est le débit volumétrique par unité de largeur de fracture (m^3 s^{-1} m^{-1}), ρ est la masse volumique (kg m^{-3}), g est l'accélération gravitationnelle (m^2 s^{-1}), a est l'ouverture de la fracture (m), μ est la viscosité dynamique (kg m^{-1} s^{-1}) et i est le gradient hydraulique (m m^{-1}).

Cette loi est valide pour des écoulements laminaires au travers des fractures à parois parallèles dont les surfaces sont lisses (*Re* entre 1 et 10). En conditions naturelles, ces hypothèses sont peu représentatives et il est difficile de définir la distance précise entre les parois de la fracture (Singhal et Gupta, 2010). À noter que la transmissivité d'une fracture, selon le modèle à plaque parallèle, peut être donnée par (Bear *et al.*, 1993) :

$$T_f = \left(\frac{\rho g a^3}{12\mu}\right) \tag{6.2}$$

où T_f est la transmissivité de la fracture (m^2 s^{-1}).

Il est important de noter que l'ouverture mécanique des fractures est généralement plus large que l'ouverture hydraulique en raison de la rugosité de ses murs. L'ouverture hydraulique exprime le fait que ce n'est pas toute l'ouverture mécanique qui contribue à l'écoulement. La relation les reliant est :

$$a_c = \frac{a_r^2}{JRC^{2.5}} \tag{6.3}$$

où a_c est l'ouverture hydraulique (m), a_r est l'ouverture mécanique (m) et JRC est le coef-

ficient de rugosité du joint. Ce dernier varie entre 0 (surface la plus lisse) et 20 (surface la plus rude).

Les données acquises sur le terrain ne permettent pas de statuer sur une valeur pertinente concernant le coefficient de rugosité du joint. De même, en utilisant les ouvertures de fracture provenant des diagraphies géophysiques et l'équation 6.2, des conductivités hydrauliques supérieures à 8×10^{-1} m s^{-1}, pouvant même aller au-delà de 100 m s^{-1}, sont obtenues, ce qui s'avère plutôt élevé. En bref, l'utilisation de la *loi cubique* ou des équations dérivées de cette loi ne mène pas à des résultats fondés sur de meilleures hypothèses que celles déterminées via l'interprétation de l'essai de traçage et de la calibration du modèle numérique.

Pour conclure cette section, il est important de souligner que cette étude représente un premier effort de caractérisation du milieu rocheux fracturé du site de démonstration de Mirabel. Plusieurs simplifications ont été employées pour le représenter, mais il demeure que cette représentation permettait l'atteinte des objectifs du mémoire. Une étude de mécanique des roches pourrait éventuellement être menée pour confirmer certaines hypothèses et élucider certains questionnements sur le réseau de fracturation (pendage, familles principales, connectivité, etc.).

6.3 Discussion sur le modèle numérique

La modélisation numérique s'avère l'outil le plus robuste pour évaluer la réponse hydraulique et thermique d'un système de PCP. Cette affirmation n'est vraie qu'à condition de respecter une discrétisation suffisamment raffinée et d'utiliser des conditions frontières réalistes. Ainsi, cette section a pour objectif de démontrer la validité du modèle numérique employé pour simuler le système de PCP de l'école de la Clé-des-Champs à Mirabel.

6.3.1 Analyse des hypothèses

6.3.2 Maillage

Un maillage judicieux en est un qui permet une précision suffisante en regard des objectifs de l'étude numérique, un temps de calcul raisonnable et une mémoire vive respectant les capacités de l'ordinateur exécutant la résolution numérique. Une précision insuffisante est générée par un maillage trop grossier qui entraîne des erreurs numériques trop importantes. Une fine analyse est alors requise pour atteindre un compromis entre les trois éléments ci-haut mentionnés.

Dans le présent travail, afin de s'assurer d'une précision adéquate, un test d'indépendance

de maillage, réalisé via une analyse du bilan des flux hydrauliques, a été mené. Le maillage a alors été adapté de manière itérative. Plus précisément, les intégrales de la vitesse de Darcy à la paroi des PCP et du PI, fournissant alors des débits entrants ou sortants, ont été calculées pour chaque itération. Ces vérifications ont été faites en régime permanent, c'est-à-dire pour des charges hydrauliques constantes dans le temps. Une validation, à savoir si ces débits correspondaient bien aux débits de saignée imposés comme conditions frontières en surface des PCP et du PI, a été effectuée.

Le maillage résultant est composé d'un volume de maillage de 3.53 x 10^7 m^3, de 987 120 d'éléments et de 4 507 055 degrés de liberté. La qualité minimale des éléments est de 0.405 pour une qualité moyenne de 0.772. En surface, 115 164 triangles libres dont les dimensions vont de 0.005 à 0.02 m pour les puits (PCP et PI) et de 0.25 à 25 m pour la surface restante ont été tracés. Verticalement, un nombre d'éléments a été appliqué à chaque bloc délimité par les composantes des puits, les contacts géologiques et les fractures. Des distributions symétriques avec un taux de croissance linéaire et un rapport d'aspect des éléments d'une valeur de 2 ont été choisies, ce qui fait que la taille verticale des éléments est plus petite près des fractures. À titre de rappel, environ 20 jours ont été nécessaires pour simuler numériquement le panache thermique sur 10 ans du système de PCP de l'école de la Clé-des-Champs à Mirabel.

6.3.3 Comportement hydraulique et thermique

Pour s'assurer qu'un modèle numérique est fiable, plusieurs vérifications doivent être faites. Effectivement, les erreurs numériques doivent être relativement faibles pour obtenir des comportements hydraulique et thermique valides. Les analyses de contrôle qualité ont inclus le calcul du bilan de masse pour les flux d'eau de l'ensemble du domaine et la vérification des températures et des charges hydrauliques simulées.

Comme l'eau soutirée des PCP est réinjectée dans l'aquifère par le biais du PI, les débits sortants des PCP doivent être équivalents au débit entrant dans le PI. Pour vérifier que l'échange d'eau se fait bien entre le puits et l'aquifère, les débits mentionnés ont été mesurés aux frontières internes des puits. De plus, le bilan de masse doit être nul, c'est-à-dire que les flux aux frontières doivent être égaux aux flux du domaine :

$$J_{in} - J_{out} + \Delta M = 0 \tag{6.4}$$

où J_{in} sont les flux de masse entrants aux limites du modèle (kg/s), J_{out} sont les flux de masse sortants aux limites du modèle (kg/s) et ΔM est le taux de changement de masse dans le domaine (kg/s). Les résultats de la validation du comportement hydraulique du

modèle numérique sont présentés aux Tableaux 6.2, 6.3 et 6.4.

À l'analyse du tableau 6.2, une différence relative de 2.7 % est calculée entre les flux entrants au PI et les flux sortants aux PCP. Par rapport aux valeurs imposées de débit de saignée (condition frontière), une erreur relative de 2.1 % est constatée pour le PCP vs une erreur relative de 0.6 % pour le PI. Le bilan de masse complet affiché au Tableau 6.4 montre une valeur de 3.30 x 10^{-4} kg/s, soit une valeur près de 0, ce qui a été jugé satisfaisant pour la présente étude. Finalement, rappelons qu'une calibration hydraulique du modèle 3D a été réalisée à l'aide des charges hydrauliques mesurées lors de l'essai de pompage dynamique de 25 jours.

Tableau 6.2 Vérification des flux entrants et sortants aux frontières internes des puits.

Élément	**Flux hydraulique (kg/s)**
Frontière interne des PCP	-1.449
Frontière interne du PI	1.411
Bilan	-0.037

Tableau 6.3 Bilan de masse sur les frontières du modèle.

Limite	**Flux hydraulique (kg/s)**
Surface (J_{in})	-0.160
Base (J_{in})	-3.92E-18
Côté Ouest (J_{in})	-10.771
Côté Est (J_{out})	10.856
Côté Nord (J_{in})	-1.920
Côté Sud (J_{out})	1.996

Tableau 6.4 Bilan de masse complet du modèle.

Élément	**Flux hydraulique (kg/s)**
Frontières (J_{in}-J_{out})	3.30E-4
Domaine (ΔM)	1.51E-9
Bilan de masse	3.30E-4

Concernant les aspects thermiques, une vérification de la température sortante des PCP et entrante dans les PCP et le PI a été menée. Plus précisément, la différence de température mesurée entre ces frontières devrait bien correspondre à la variation de température liée au

patron de charges thermiques au sol ($\Delta T = Q_g/(\dot{V}(\rho\ C_p)_w)$. Au temps t=360 jours, alors que le chauffage est actif, l'énergie extraite des puits a été examinée en calculant la différence entre la moyenne des températures à la sortie des PCP versus la température à l'entrée des PCP et du PI. La valeur correspond assez bien à celle provenant du profil des charges thermiques au sol. À noter que, comme l'énergie extraite (ou injectée) du sol est intégrée dans le logiciel via une fonction d'interpolation et que les pas de temps de simulation sont de 3 heures, il n'est pas possible de calculer avec précision une différence absolue ou relative. Pour le temps évalué, la variation de la température au sol imposée se situe entre -1.07 °C à -1.32 °C, alors que celle mesurée est de -1.23 °C.

6.3.4 Limitations et portée de l'analyse numérique

Afin de mettre en lumière l'incidence de certains choix méthodologiques sur les résultats numériques obtenus, cette sous-section présente certaines limitations des travaux de recherche.

Élévation constante du sol

Pour simplifier la géométrie, une élévation du sol fixe de 61 m été posée sur l'entièreté de la surface du modèle numérique de 500 m × 500 m. Les données Lidar (MRNF, 2022) pourraient être employées pour établir une élévation plus réaliste sur l'ensemble du domaine. L'analyse des courbes d'élévation a tout de même révélé une topographie relativement plane variant entre approximativement 55 m au sud et 65 m au nord.

Saignée constante

La saignée constante a été choisie pour diminuer les temps de calcul numérique. En pratique, le débit de saignée dépend de la température du fluide caloporteur à l'entrée de la PÀC et de la demande énergétique. Ce choix a comme conséquences possibles de :

- Surestimer l'impact thermique au PI ;
- Sous-estimer l'impact thermique au PCP ;
- Surestimer la rétroaction hydraulique et thermique entre les PCP et le PI ;

Pour le système étudié, les données d'opération compilées depuis l'activation du système de PCP de l'école de la Clé-des-Champs en 2023 montrent que la saignée a rarement été activée (Beaudry *et al.*, 2024). En effet, la recirculation de l'eau souterraine à elle seule permet de répondre la majeure partie du temps aux besoins énergétiques du bâtiment qui sont, à titre informatif, bien moindres que ceux établis en conception. Pour être certain que le scénario le plus pessimiste ait été considéré dans la présente étude, il pourrait être intéressant de réaliser

une simulation avec l'absence de saignée sur un horizon de 10 ans.

Charges thermiques

Les charges thermiques réelles du bâtiment sont considérablement plus faibles que celles de conception. Le scénario simulé est alors conservateur, puisqu'on surestime la chaleur extraite du sol. Il serait pertinent de simuler le panache thermique avec les charges thermiques réelles au sol pour comparer les résultats.

Des COP fixes ont été sélectionnés pour estimer l'énergie extraite ou injectée au sol. Dans les faits, ces coefficients varient plutôt selon la température à l'entrée de la PÀC. Au détriment du temps de calcul, il aurait été possible d'établir une fonction faisant varier les charges thermiques au sol selon la température de sortie des PCP.

Calibration des paramètres thermiques et hydrauliques

Seule une calibration hydraulique a été effectuée dans la présente étude. Pour les paramètres thermiques, ce sont les valeurs déterminées par Jacques et Pasquier (2023) qui ont été intégrées dans le modèle. Puisque les paramètres thermiques et hydrauliques sont intrinsèquement liés en raison du transfert de chaleur par advection, la décision quant à l'utilisation des paramètres thermiques indépendamment des paramètres hydrauliques pourrait être remise en question.

En ce sens, pour tenter de valider l'hypothèse posée, l'ERT réalisé par Robert (2022) a été répliqué à l'aide du modèle numérique développé et calibré dans le cadre de ce projet. Les températures à la sortie et à l'entrée du PCP testé ont été comparées aux températures mesurées. Il s'est avéré que la température simulée se trouvait au-delà (>1 °C) des températures expérimentales. Mentionnons que le modèle conceptuel développé par Jacques et Pasquier (2023), sur la base de l'étude menée par Robert (2022), repose sur l'analyse de deux puits (SCW-1 et OW-1). Ici, ce sont les observations menées sur 13 puits qui ont servi à développer le modèle conceptuel hydrogéologique. Pour renchérir sur cet aspect, la conductivité hydraulique moyenne de même que le gradient hydraulique déterminés dans leur étude sont plus élevés. Cela peut expliquer en partie l'écart rencontré entre les températures simulées et mesurées. N'empêche que cette constatation implique que le modèle numérique ne représente pas parfaitement le comportement thermique et confirme qu'une calibration hydraulique et thermique combinée est souhaitable. Néanmoins, l'hypothèse posée entraîne des valeurs de température conservatrices.

Écoulement dans le puits

Les PCP sont des puits ouverts au roc dont les diamètres sont généralement d'environ 152 mm (6 po). Sur la base des travaux menés par Beaudry *et al.* (2019), Robert (2022) et Laroche *et al.* (2022), ceux-ci ont été définis dans le modèle numérique par des cylindres creux remplis d'eau et la loi de Darcy a été employée comme physique de ce domaine. Ainsi, une porosité de 1 et une conductivité hydraulique élevée lui ont été attribuée. Des valeurs de conductivité hydraulique allant de 1 à 1000 m s^{-1} ont été expérimentées. Une valeur de 10 m s^{-1} permettait de se rapprocher au mieux du signal de température de l'ERT réalisé par Robert (2022). En théorie, les équations de Navier-Stokes sont plus appropriées pour représenter les écoulements libres à l'intérieur des PCP. Ces équations considèrent l'influence du transfert de chaleur par convection à la paroi du puits (à l'interface liquide-solide), contrairement à la loi de Darcy. L'utilisation des équations de Navier-Stokes aurait cependant mené à des temps de calcul plutôt élevés, puisque la résolution d'un nombre de variables dépendantes supérieur à la loi de Darcy est requise. Néanmoins, des débits de circulation et d'injection associés à des écoulements turbulents sont utilisés dans les simulations. Un régime turbulent est associé à une résistance convective négligeable, ce qui justifie l'utilisation de la loi de Darcy pour représenter les écoulements dans les puits.

CHAPITRE 7 CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS

Les systèmes géothermiques de basse température composés de PÀC couplées à un ÉCS de type PCP s'avèrent un outil pertinent pour réduire et gérer la consommation énergétique dédiée au chauffage et à la climatisation des bâtiments. Une purge peut être activée à des moments opportuns, notamment en périodes de pointe hivernale, de sorte à stimuler le transfert de chaleur par advection et alors bonifier les performances thermiques des PCP. Les cibles gouvernementales de réduction de GES associées au chauffage et à la climatisation des bâtiments québécois auront pour conséquence de favoriser l'installation de PCP, mais aussi d'ÉCS dits conventionnels. Dans des contextes denses et urbains, l'intégration de plusieurs ÉCS peut être la cause de conflits d'usage de la ressource géothermique. Au Québec, les ÉCS sont généralement installés dans le roc, qui, de manière générale, est caractérisé par la présence de composantes hétérogènes, telles que des fractures. Les conflits d'usage potentiels ont donc été étudiés dans ce type d'environnement. L'impact de ce type de milieu géologique sur l'évolution des températures du sol autour de l'ÉCS a aussi été examiné. Ces analyses sont importantes afin d'assurer une saine planification quant au déploiement des systèmes géothermiques dans les années futures, mais aussi pour assurer une conception adéquate et pérenne des nouvelles installations constituées de PCP.

7.1 Synthèse des travaux

Une étude de cas a été menée au site de démonstration de l'école de la Clé-des-Champs à Mirabel pour permettre l'achèvement de ces objectifs. Dans un premier temps, les travaux de recherche ont compris une caractérisation hydrogéologique complémentaire exhaustive incluant principalement la réalisation d'une tomographie hydraulique, d'un essai de traçage, d'un relevé par géocaméra et l'acquisition de profil de température afin d'améliorer la compréhension des propriétés hydrodynamiques du milieu géologique. Des diagraphies géophysiques ont également été acquises. L'ensemble des données qualitatives et quantitatives a permis de développer un modèle hydrogéologique conceptuel comprenant six fractures productives intercalées par des blocs matriciels rocheux. Le modèle hydrogéologique conceptuel a par la suite été traduit en modèle numérique 3D par éléments finis couplant les phénomènes thermiques et hydrauliques. Une fois développé et calibré hydrauliquement à partir des charges hydrauliques mesurées lors de la tomographie hydraulique, le modèle numérique a été employé pour simuler le panache thermique du champ géothermique opérationnel de l'école qui est constitué de cinq PCP et d'un PI. L'évolution des températures du sol autour des PCP

et du PI a ainsi pu être analysée sur un horizon de 10 ans.

Le système géothermique de l'école de la Clé-des-Champs est viable sur un horizon de 10 ans, malgré la présence d'une rétroaction hydraulique et thermique entre les PCP et le PI. Il faut souligner que la forte productivité de l'aquifère rocheux compense ces rétroactions non souhaitables. De même, comme les lots avoisinants sont principalement résidentiels, on peut assumer que les futurs ÉCS seraient de dimensions réduites et associés à des charges thermiques de faible envergure. Il est alors possible de conclure que les interactions thermiques potentielles associées au système de l'école sont relativement faibles. Les impacts thermiques du système de PCP étudié sont plutôt faibles et ils se trouvent principalement autour des PCP et du PI. Sur les lots voisins, les changements de température de plus de 1 °C attribuables à l'opération du système de PCP sont principalement 15 m sous les fondations des résidences situées en aval hydraulique de l'école.

L'examen des résultats a permis de statuer que la prise en compte des fractures productives est importante lorsqu'il est question d'évaluer les interactions thermiques potentielles entre des ÉCS voisins, la récupération thermique entre les cycles d'extraction et d'injection de chaleur et les courts-circuits thermiques potentiels entre les PCP et les PI. Tout d'abord, l'extension horizontale maximale du panache thermique est associée aux fractures productives et alors le fait de négliger leur présence peut minimiser l'impact du chevauchement des panaches thermiques d'ÉCS voisins. Il faut ajouter que, pour des systèmes géothermiques fonctionnant avec des charges thermiques déséquilibrées, la récupération thermique associée à l'alternance des cycles d'extraction et d'injection de chaleur est majoritairement contrôlée par les fractures productives. En ne les représentant pas dans les modèles numériques d'analyse et de conception, la durabilité et la performance réelle des systèmes peuvent être estimées de façon inexacte. Finalement, le transport de chaleur advectif lié aux fractures productives peut mener à des courts-circuits hydraulique et thermique entre les PCP et les PI qui, comparativement aux interférences thermiques pouvant être générées par le transport de chaleur conductif, peuvent se développer bien plus rapidement. Ainsi, pour déterminer une distance sécuritaire entre les PCP et les PI en phase de conception, leur considération est nécessaire. En somme, faire abstraction des fractures productives peut conduire à un design inadéquat, ce qui en conséquence peut engendrer des économies d'énergie et d'émission de GES plus faibles que celle anticipées en phase préliminaire d'un projet. Cette situation peut induire une diminution de la rentabilité d'un système géothermique et, à plus grande échelle, nuire à l'atteinte des cibles nationales de réduction de GES associées aux bâtiments.

7.2 Recommandations et perspectives futures

Quelques recommandations peuvent être émises quant à ce présent travail de recherche afin d'améliorer les résultats obtenus, mais aussi d'augmenter sa portée. En ce qui a trait au projet de démonstration de l'école de la Clé-des-Champs, le profil des conductivités hydrauliques demeure encore quelque peu incertain. Pour le confirmer, des essais de pompage et de traçage par obturateur pourrait être réalisés. Rappelons qu'il s'agit ici d'un premier effort de caractérisation du réseau de fracturation. Des études subséquentes, telles une étude de mécanique des roches, pourraient être menées pour approfondir sa connaissance.

Ensuite, la performance thermique des systèmes géothermiques utilisant des pompes à chaleur couplées à un ÉCS de type PCP semble être influencée par la position des points de prélèvement et d'injection en rapport avec la localisation des fractures productives. Par exemple, au site de démonstration de l'école de la Clé-des-Champs, le positionnement du point d'injection en bas de forage dans le PI pourrait potentiellement augmenter légèrement la performance thermique du système de PCP en réduisant le court-circuit thermique entre les PCP et le PI. Il serait pertinent d'évaluer cette hypothèse dans le cadre de prochains travaux.

De façon plus globale, la méthode utilisée dans cette recherche scientifique pourrait servir au développement d'outils de gestion intégrée des ressources géothermiques. Notamment, un premier pas pourrait être d'intégrer les panaches thermiques dans les systèmes d'information géographique d'aménagement du territoire des municipalités, des villes et des municipalités régionales de comté (MRC) pour assurer une planification adéquate et un déploiement harmonieux des systèmes géothermiques de basse température. Il faut souligner qu'optimalement l'évaluation d'un panache thermique devrait tenir compte des ÉCS voisins dans l'outil d'analyse et de conception, tel que le modèle numérique, puisque l'altération des patrons d'écoulement de l'eau souterraine peut influencer le patron d'écoulement souterrain et donc la réponse thermique du système analysé. En somme, cette délimitation pourrait s'avérer bien pertinente pour gérer les ressources géothermiques, à l'instar des aires de protection des prélèvements d'eau souterraine destinées à la consommation humaine pour gérer les ressources en eaux souterraines.

RÉFÉRENCES

Abesser, C., Schincariol, R. A., Raymond, J., García-Gil, A., Drysdale, R., Piatek, A., Giordano, N., Jaziri, N., et Molson, J. (2023). Case studies of geothermal system response to perturbations in groundwater flow and thermal regimes. *Groundwater*, *61*(2), 255–273.

Agarwal, R.G. (21 septembre 1980). *A new method to account for producing time effects when drawdown type curves are used to analyze pressure buildup and other test data* [Présentation par article]. SPE Annual Technical Conference and Exhibition, Dallas, Texas.

Attard, G., Bayer, P., Rossier, Y., Blum, P., et Eisenlohr, L. (2020). A novel concept for managing thermal interference between geothermal systems in cities. *Renewable Energy*, *145*, 914–924.

Banks, D. (2008). *An introduction to thermogeology : Ground source heating and cooling*. Blackwell Pub.

Banks, D. (2009). Thermogeological assessment of open-loop well-doublet schemes : a review and synthesis of analytical approaches. *Hydrogeology Journal*, *17*(5), 1149–1155.

Banks, D. (2012). *An introduction to thermogeology : Ground source heating and cooling* (2e éd). John Wiley et Sons.

Bayer, P. (2012). Greenhouse gas emission savings of ground source heat pump systems in Europe : A review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, *16*, 1256–1267.

Bear, J. et Braester, C. (1972). On the flow of two immscible fluids in fractured porous media. Dans *Developments in Soil Science* (p. 177–202). Iahr.

Bear J., Tsang C.F., et De Marsily G. (eds) (1993). *Flow and contaminant transport in fractured rock*. Academic Press.

Beaudry, G., Pasquier, P., et Marcotte, D. (18-20 septembre 2018). *Hydrogeothermal Characterization and Modelling of a Standing Column Well Experimental Installation* [Présentation par article]. IGSHPA research track, Stockholm, Suède.

Beaudry, G., Pasquier, P., et Marcotte, D. (2019). The impact of rock fracturing and pump intake location on the thermal recovery of a standing column well : Model development, experimental validation, and numerical analysis. *Science and Technology for the Built Environment*, *25*(8), 1052–1068.

Beaudry, G. (2021). *Convolution non stationnaire de fonctions de transfert pour la simulation efficace des systèmes géothermiques de puits à colonne permanente* [Thèse de doctorat, Polytechnique Montréal]. PolyPublie.

Beaudry, G., Pasquier, P., Faucher, J., Tonellato, G., et Kummert, M. (28-30 mai 2024). *Standing column wells in cold climates : lessons learned after one year of operating a demonstration system in Canada* [Présentation par article]. IGSHPA Research conference, Montréal, Canada.

Berkowitz, B. (2002). Characterizing flow and transport in fractured geological media : A review. *Advances in Water Resources*, *25*, 861–884.

Berre, I., Doster, F., et Keilegavlen, E. (2019). Flow in fractured porous media : A Review of conceptual models and discretization approaches. *Transport in Porous Media*, *130*(1), 215–236.

Carrera, J. et Martinez-Landa, L. (2000). Mixed discrete-continuum models : A summary of experiences in test interpretation and model prediction. Dans B. Faybishenko, P. A. Witherspoon, & S. M. Benson (édit.), *Dynamics of fluids in fractured rock* (p. 251–265). American Geophysical Union.

Champagne-Péladeau, L. (2023). *Traceur : Outil à la caractérisation des échangeurs de chaleur souterrains dans un contexte d'implantation de puits à colonne permanente* [Rapport de séminaire de géomatériaux (GLQ6003), Polytechnique Montréal].

Chang, K. S., Kim, M. J., et Kim, Y. J. (2017). An experimental study on the thermal performance evaluation of SCW ground heat exchanger. *International Journal of Air-Conditioning and Refrigeration*, *25*(01), 1750006.

Clyde, C. G. et Madabhushi, G. V. (1983). Spacing of wells for heat pumps. *Journal of Water Resources Planning and Management*, *109*(3), 203–212.

Comeau, F. et Raymond J. (2018). *Revue de la littérature sur les règlements et les normes relatifs aux systèmes de pompes à chaleur géothermique face à la protection des prélèvements d'eau* (Rapport n° 1850) [Rapport de recherche]. Institut national de la recherche scientifique - Centre Eau Terre Environnement.

COMSOL Multiphysics® (2021). (Version 6.0) [Logiciel].

Cooper, H. H. et Jacob, C. E. (1946). A generalized graphical method for evaluating formation constants and summarizing well-field history. *EOS Transactions American Geophysical Union*, *27*(4), 526–534.

Croteau, J. É. (2011). *Évaluation des paramètres influençant les températures d'opération des puits à colonne permanente* [Mémoire de maîtrise, Polytechnique Montréal]. PolyPublie.

Daemi, N. et M. Krol, M. (2019). Impact of building thermal load on the developed thermal plumes of a multi-borehole GSHP system in different canadian climates. *Renewable Energy*, *134*, 550-557.

Dehkordi, S.E. et Schincariol., R.A. (2014). Effect of thermal-hydrogeological and borehole heat exchanger properties on performance and impact of vertical closed-loop geothermal heat pump systems. *Hydrogeology Journal*, *22*, 189–203.

Dehkordi, S. E. et Schincariol, R. A. (2014). Guidelines and the design approach for vertical geothermal heat pump systems : Current status and perspective. *Canadian Geotechnical Journal*, *51*, 647-662.

Dehkordi, S. E., Olofsson, B., et Schincariol, R. A. (2015). Effect of groundwater flow in vertical and horizontal fractures on borehole heat exchanger temperatures. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, *74*(2), 479–491.

Dehkordi, S.E., Schincariol, R. A., et Olofsson, B. (2015). Impact of groundwater flow and energy load on multiple borehole heat exchangers. *Groundwater*, *53*(4), 558–571.

Deng O'Neill, Z., Spitler, J. D., et Rees, S. J. (2006). Performance analysis of standing column well ground heat exchanger systems. *ASHRAE Transactions*, 112(2), 633–643.

Di Dato, M., D'Angelo, C., Casasso, A., et Zarlenga, A. (2022). The impact of porous medium heterogeneity on the thermal feedback of open-loop shallow geothermal systems. *Journal of Hydrology*, *604*, 127205.

Dion, G. (2021). *Vélocimétrie de forage - vélocimètres à hélice et à pulsation de chaleur* [Rapport de séminaire de géomatériaux (GLQ6003), Polytechnique Montréal].

Environment and natural resources, Canada (2023). Historical Climate Data : Climate [Ensemble de données].

FascÌ, M. L., Lazzarotto, A., Acuna, J., et Claesson, J. (2019). Analysis of the thermal interference between ground source heat pump systems in dense neighborhoods. *Science and Technology for the Built Environment*, *25*(8), 1069–1080.

Ferguson, G. et Woodbury, A. D. (2005). Thermal sustainability of groundwater-source cooling in Winnipeg, Manitoba. *Canadian Geotechnical Journal*, *42*(5), 1290–1301.

Ferguson, G. et Woodbury, A. D. (2006). Observed thermal pollution and post-development simulations of low-temperature geothermal systems in Winnipeg, Canada. *Hydrogeology Journal*, *14*(7), 1206–1215.

Ferguson, G. (2015). Screening for heat transport by groundwater in closed geothermal systems. *Groundwater*, *53*(3), 503–506.

Freeze, R. A. et Cherry, J. A. (1979). *Groundwater*. Prentice-Hall.

García-Gil, A., Vázquez-Suñez, E., Garrido Schneider, E., Sánchez-Navarro, J.A., et Mateo-Lázaro, J. (2015). Relaxation factor for geothermal use development – Criteria for a more fair and sustainable geothermal use of shallow energy resources. *Geothermics*, *56*, 128-137.

García-Gil, A., Epting, J., Garrido, E., Vázquez-Suñé, E., Lázaro, J. M., Navarro, J. Á. S., Huggenberger, P., et Calvo, M. Á. M. (2016). A city scale study on the effects of intensive groundwater heat pump systems on heavy metal contents in groundwater. *Science of the Total Environment*, *572*, 1047-1058.

Ge, S. (1998). Estimation of groundwater velocity in localized fracture zones from well temperature profiles. *Journal of Volcanology and Geothermal Research*, *84*(1–2), 93–101.

Global Alliance for Buildings and Construction and United Nations Environment Programme (2021). *2021 Global status report for buildings and construction : Towards a zero-emissions, efficient and resilient buildings and construction sector*.

Gringarten, A. C. et Sauty, J. P. (1975). A theoretical study of heat extraction from aquifers with uniform regional flow. *Journal of Geophysical Research*, *80*(35), 4956–4962.

Hähnlein, S., Bayer, P., Ferguson, G., et Blum, P. (2013). Sustainability and policy for the thermal use of shallow geothermal energy. *Energy Policy*, *59*, 914-925.

Hein, P., Kolditz, O., Görke, U.-J., Bucher, A., et Shao, H. (2016). A numerical study on the sustainability and efficiency of borehole heat exchanger coupled ground source heat pump systems. *Applied Thermal Engineering*, *100*, 421-433.

Herbert, A., Arthur, S., et 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.

Hydro-Québec (2023). *Rapport annuel 2022*.

Jacques, L. et Pasquier, P. (2023). Obtaining the hydraulic and thermal properties of the main hydrostratigraphic units surrounding a standing column well using a thermal response test. *Journal of Hydrology*, *623*, 129823.

Jacques, L., Pasquier, P., et Dion, G. (28-30 mai 2024). *Investigation of effective bleed strategies for standing column wells using experimental transfer functions* [Présentation par article]. IGSHPA Research conference, Montréal, Canada.

Kastrinos, J. R., Chiasson, A., et Ormond P. (2019). Estimating groundwater heat exchange in a standing-column well by injection of a bromide tracer. *Geothermics*, *82*, 121–127.

Klepikova, M. V., Le Borgne, T., Bour, O., et Davy, P. (2011). A methodology for using borehole temperature-depth profiles under ambient, single and cross-borehole pumping conditions to estimate fracture hydraulic properties. *Journal of Hydrology*, *407*, 145-152.

Laroche, V., Pasquier, P., et Courcelles, B. (2022). Integration of standing column wells in urban context : A numerical investigation-case in the City of Montreal. *Sustainable Cities and Society*, *78*, 103513.

Law, Y. L. E. et Dworkin, S.B. (2016). Characterization of the effects of borehole configuration and interference with long term ground temperature modelling of ground source heat pumps. *Applied Energy*, *179*, 1032-1047.

Lee, S., Lee, C., Moon, H., Jeong, J., Lee, Y., Kim, H., Han, J., et Jo, S. (2016). Thermal response performance of the heat exchanger of a standing column well based on the location of the return pipe. *JP Journal of Heat and Mass Transfer*, *13*(4), 559-573.

Lemieux, J.-M., Therrien, R., et Kirkwood, D. (2006). Small scale study of groundwater flow in a fractured carbonate-rock aquifer at the St-Eustache quarry, Québec, Canada. *Hydrogeology Journal*, *14*(4), 603–612.

Luo, J., Rohn, J., Bayer, M., Priess, A., et Xiang, W. (2014). Analysis on performance of borehole heat exchanger in a layered subsurface. *Applied Energy*, *123*, 55–65.

Luo, J., Rohn, J., Xiang W., Bertermann, D., et Blum, P. (2016). A review of ground investigations for ground source heat pump (GSHP) systems. *Energy and Buildings*, *117*, 160-175.

McGowan, M. K. (2018). Propelling St. Patrick's Cathedral Forward. *ASHRAE Journa*l, *60*(8), 54–60.

Milnes, E. et Perrochet, P. (2013). Assessing the impact of thermal feedback and recycling in open-loop groundwater heat pump (GWHP) systems : A complementary design tool. *Hydrogeology Journal*, *21*(2), 505–514.

Ministère de l'environnement et de la lutte contre les changements climatiques (2020). *Plan pour une économie verte 2030. Politique-cadre d'électrification et de lutte contre les changements climatiques.*

Ministère des Ressources naturelles et des forêts (2023). *LiDAR - Modèles numériques (terrain, canopée, pente)* [Ensemble de données].

Molina-Giraldo, N., Bayer, P., et Blum, P. (2011). Evaluating the influence of thermal dispersion on temperature plumes from geothermal systems using analytical solutions. *International Journal of Thermal Sciences*, *50*, 1223-1231.

Muldoon, M.A., Simo, J.A. (Toni), et Bradbury, K.R. (2001). Correlation of hydraulic conductivity with stratigraphy in a fractured-dolomite aquifer, northeastern Wisconsin, USA. *Hydrogeology Journal*, *9*(6), 570–583.

Mustafa Omer, A. (2008). Ground-source heat pumps systems and applications. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, *12*(2), 344–371.

National Research Council, USA NRC (1996). *Rock fractures and fluid flow - Contemporary understanding and applications.* National Academic Press.

Ng, B. M., Underwood, C., et Walker, S. (27-30 juillet 2009). *Numerical modelling of multiple standing column wells for heating and cooling buildings* [Présentation par article]. Building simulation, Eleventh International IBPSA Conference, Glasgow, Écosse.

Nguyen, A., Pasquier, P., et Marcotte, D. (2015). Influence of groundwater flow in fractured aquifers on standing column wells performance. *Geothermics*, *58*, 39–48.

Nguyen, A., Jacques, L., et Pasquier, P. (2025). An easy-to-use analytical model for standing column wells operating with bleed. *Applied Thermal Engineering*, *258*, 124543.

Orio, C. D., Chiasson, A., Johnson, C. N., Deng, Z., Rees, S. J., et Spitler, J. D. (2005). A survey of standing column well installations in North America. *ASHRAE Transactions*, *111*(2), 109-121.

Pasquier, P., Nguyen, A., Eppner, F., Marcotte, D., et Baudron, P. (2016). Standing column wells. Dans S.J. Rees (édit.), *Advances in ground-source heat pump systems* (p. 269–294). Woodhead Publishing.

Perego, R., Dalla Santa, G., Galgaro, A., et Pera, S. (2022). Intensive thermal exploitation from closed and open shallow geothermal systems at urban scale : Unmanaged conflicts and potential synergies. *Geothermics*, *103*, 102417.

Piga, B., Casasso, A., Pace, F., Godio, A., et Sethi, R. (2017). Thermal Impact Assessment of Groundwater Heat Pumps (GWHPs) : Rigorous vs. Simplified Models. *Energies*, *10*(9), 1385.

Pophillat, W., Attard, Guillaume, Bayer, Peter, Hecht-Méndez, J., et Blum, P. (2020). Analytical solutions for predicting thermal plumes of groundwater heat pump systems. *Renewable Energy*, *147*, 2696–2707.

Pruess, K. et Doughty, C. (13 février 2010). *Thermal single-well injection-withdrawal tracer tests for determining fracture-matrix heat transfer area* [Présentation par article]. 35th Workshop on Geothermal Reservoir Engineering, Stanford, USA.

Rees, S.J. (2016). *Advances in ground-source heat pump systems*. Woodhead Publishing.

Règlement sur le prélèvement des eaux et leur protection, RLRQ Q-2, r. 35.2.

Renard, P., Glenz, D., et Mejias, M. (2009). Understanding diagnostic plots for well-test interpretation. *Hydrogeology Journal*, *17*(3), 589–600.

Renard, P. (2017). Hytool : An open source matlab toolbox for the interpretation of hydraulic tests using analytical solutions. *Journal of Open Source Software*, *2*(19), 441.

Rivera, J. A., Blum, P., et Bayer, P. (2015). Analytical simulation of groundwater flow and land surface effects on thermal plumes of borehole heat exchangers. *Applied Energy*, *146*, 421-433.

Robert, S., Pasquier, P., et Nguyen, A. (2022). Impact of layered heterogeneity on thermal response test interpretation performed on a standing column well operated without bleed. *Geothermics*, *101*, 102353.

Robert, S. (2022). *Caractérisation hydrogéothermique d'un aquifère fracturé accueillant un système géothermique avec puits à colonne permanente* [Mémoire de maîtrise, Polytechnique Montréal]. PolyPublie.

Russo, S. L. et Taddia, G. (2010). Advective Heat Transport in an Unconfined Aquifer Induced by the Field Injection of an Open-Loop Groundwater Heat Pump. *American Journal of Environmental Sciences*, *6*(3), 253-259.

Russo, S. L., Taddia, G., et Verda V. (2012). Development of the thermally affected zone (TAZ) around a groundwater heat pump (GWHP) system : A sensitivity analysis. *Geothermics*, *43*, 66-74.

Russo, S. L., Gnavi, L., Roccia, E., Taddia, G., et Verda, V. (2014). Groundwater Heat Pump (GWHP) system modeling and Thermal Affected Zone (TAZ) prediction reliability : Influence of temporal variations in flow discharge and injection temperature. *Geothermics*, *51*, 103-112.

Savard, M.M. (2006). *Inventaire canadien des ressources en eau souterraine : Caractérisation hydrogéologique régionale et intégrée du système aquifère fracturé du sud-ouest du Québec* (rapport bulletin n° 587). Commission géologique du Canada.

Shen, P. et Lukes, J.R. (2015). Impact of global warming on performance of ground source heat pumps in US climate zones. *Energy Conversion and Management*, *101*, 632-643.

Singhal, B. B. S. et Gupta, R. P. (2010). *Applied hydrogeology of fractured rocks* (2e éd.). Springer Science & Business Media.

Snijders, A.L. et Drijver, B.C. (2016). Open-loop heat pump and thermal energy storage systems. Dans S.J. Rees (édit.), *Advances in ground-source heat pump systems* (p. 269–294). Woodhead Publishing.

Snow, D. T. (1968). Rock fracture spacings, openings, and porosities. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, *94*(1), 73–91.

Spitler, J. D., Rees, S. J., Deng, Z., Chiasson, A., Orio, C. D., et Johnson, C. (2002). *R&D studies applied to standing column well design* (Rapport n° 1119-RP) [Rapport technique]. ASHRAE.

Therrien, R. et Sudicky, E. A. (1996). Three-dimensional analysis of variably-saturated flow and solute transport in discretely-fractured porous media. *Journal of Contaminant Hydrology*, *23*, 1–44.

Thiem G. (1906). Hydrologische Methoden. Leipzig, *Gebhardt*.

Tran Ngoc, T. D., Lefebvre, R., Konstantinovskaya, E., et Malo, M. (2014). Characterization of deep saline aquifers in the Bécancour area, St. Lawrence Lowlands, Québec, Canada : Implications for CO_2 geological storage. *Environmental Earth Sciences*, *72*(1), 119–146.

Walch, A., Li, X., Chambers, J., Mohajeri, N., Yilmaz, S., Patel, M., et Scartezzini, J.-L. (2022). Shallow geothermal energy potential for heating and cooling of buildings with regeneration under climate change scenarios. *Energy*, *244*, 123086.

Warren, J. E. et Root, P. J. (1963). The behavior of naturally fractured reservoirs. *Society of Petroleum Engineers Journal*, *3*(03), 245–255.

Whitmore, J. et Pineau, P.-O. (2023). *État de l'énergie au Québec - Édition 2023*. Chaire de gestion du secteur de l'énergie, HEC Montréal.

Willems, C. J. L., Nick, H. M., Weltje, G. J., et Bruhn, D. F. (2017). An evaluation of interferences in heat production from low enthalpy geothermal doublets systems. *Energy*, *135*, 500–512.

Yavuzturk, C. et Chiasson, A. D. (2002). Performance analysis of U-tube, concentric tube, and standing column well ground heat exchangers using a system simulation approach. *ASHRAE Transactions*, *108*, 925-928.

Yuill, G K et Mikler, V. (1995). Analysis of the effect of induced groundwater flow on heat transfer from a vertical open-hole concentric-tube thermal well. *ASHRAE Transactions*, *101*, 173–185.

ANNEXE A TRAVAUX DE TERRAIN COMPLÉMENTAIRES ET RAPPORTS DE FORAGE

TABLEAU A.1 Coordonnées des puits, élévation des puits et des niveaux d'eau.

Puits	**X (m)**	**Y (m)**	**Élévation du sol (m)**	**Élévation de la margelle (m)**	**Élévation du niveau d'eau 2022-07-09 (m)**	**Élévation du niveau d'eau 2022-08-25 (m)**
SCW-1	266 516.547	5 054 417.211	61.118	60.826	59.211	58.626
SCW-2	266 519.654	5 054 422.411	61.068	60.834	59.084	58.524
SCW-3	266 524.429	5 054 427.057	61.049	60.800	59.190	58.610
SCW-4	266 528.571	5 054 432.155	61.093	60.871	59.176	58.596
SCW-5	266 532.471	5 054 437.431	61.210	60.950	59.110	58.545
IW	266 535.640	5 054 407.277	60.702	60.406	59.221	58.676
OW-1	266 538.327	5 054 400.434	60.485	60.370	59.125	58.570
OW-2	266 537.170	5 054 404.337	60.609	60.483	59.138	58.568
OW-3	266 532.493	5 054 413.150	60.866	60.613	59.153	58.588
OW-4	266 540.161	5 054 419.943	60.877	60.772	59.167	58.597
OW-5	266 522.106	5 054 430.073	61.090	60.891	59.171	58.586
OW-6	266 454.423	5 054 445.707	60.899	60.774	59.489	58.879
OW-7	266 528.794	5 054 419.521	60.964	60.701	59.176	58.611

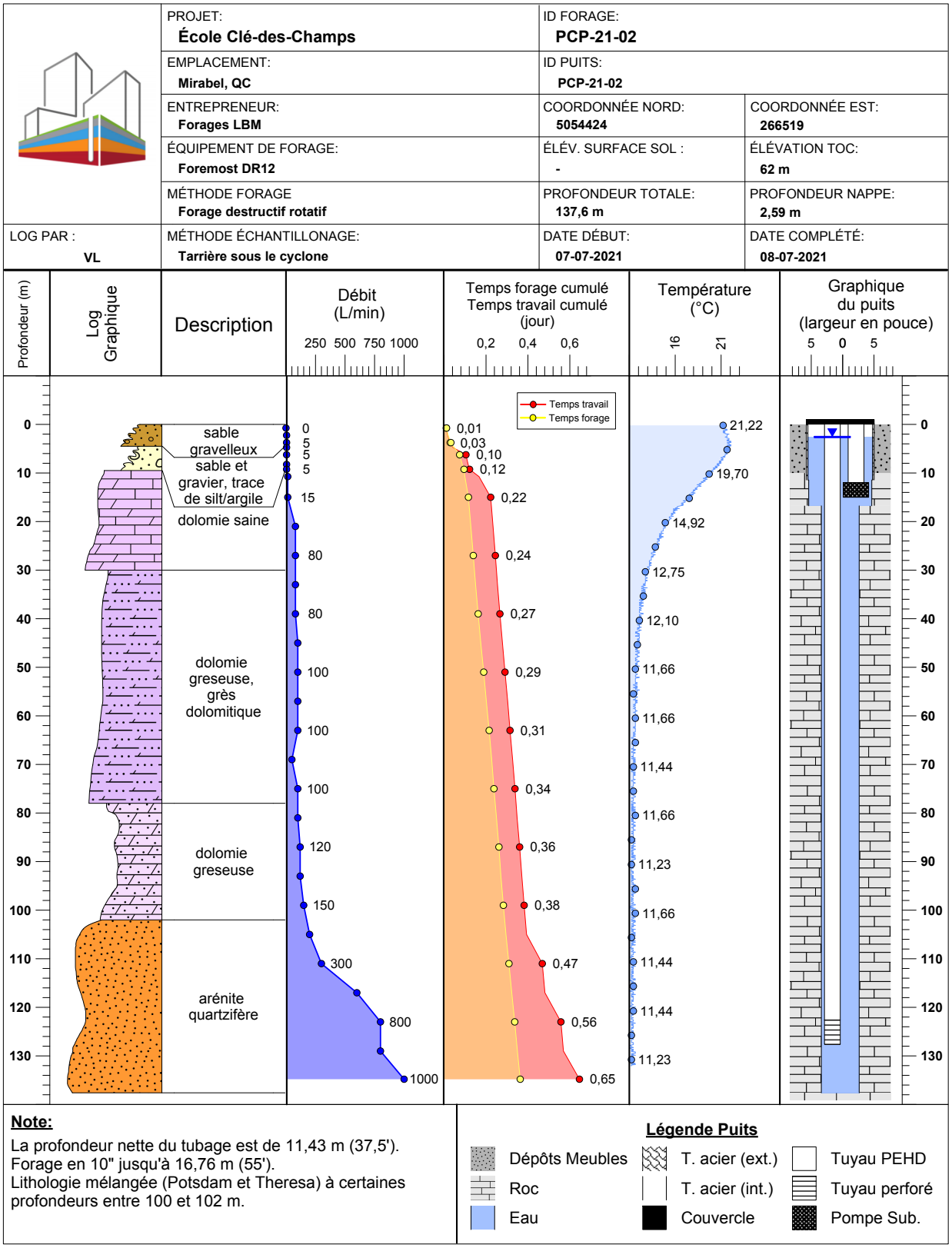


FIGURE A.1 Rapport de forage du puits SCW-2.

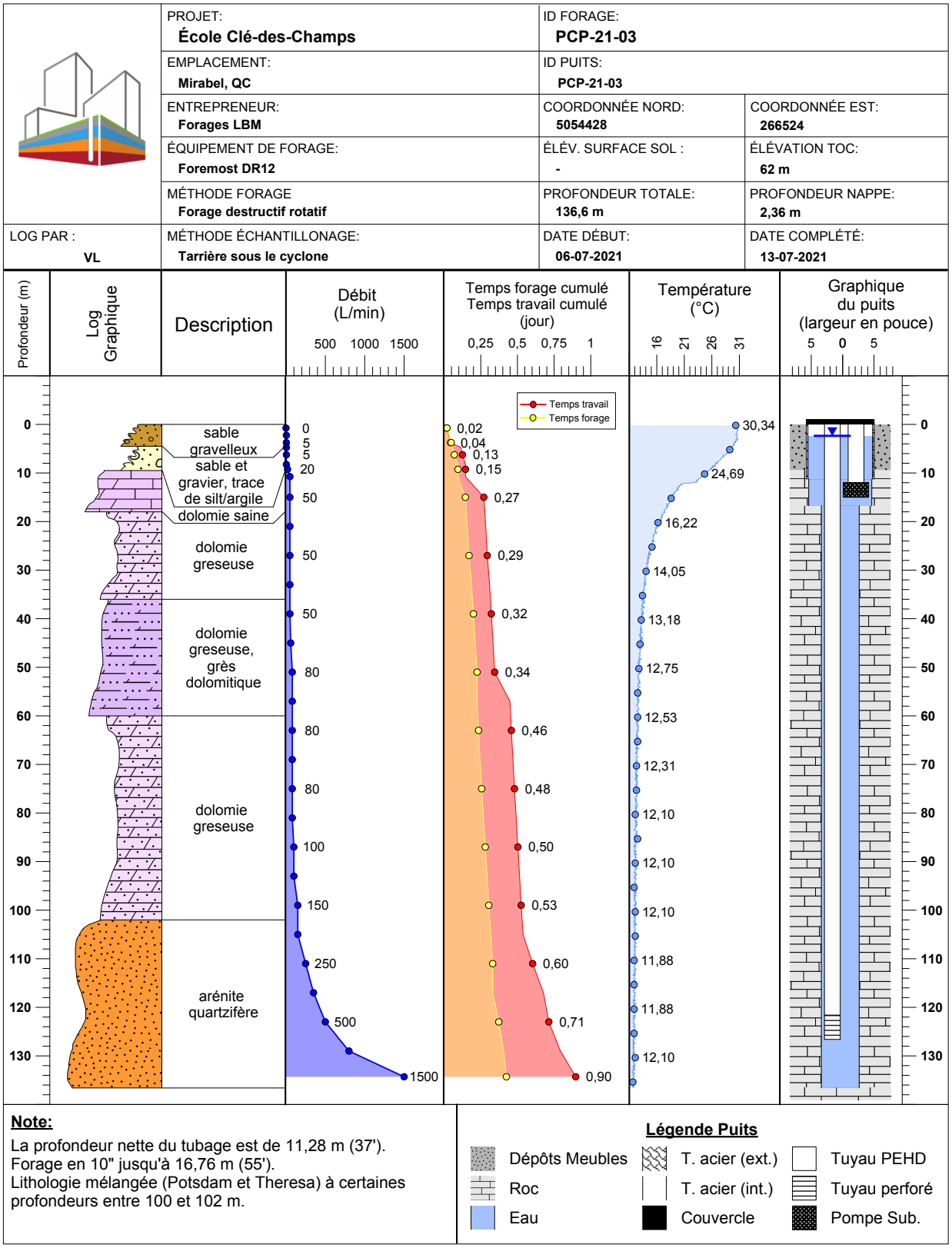


FIGURE A.2 Rapport de forage du puits SCW-3.

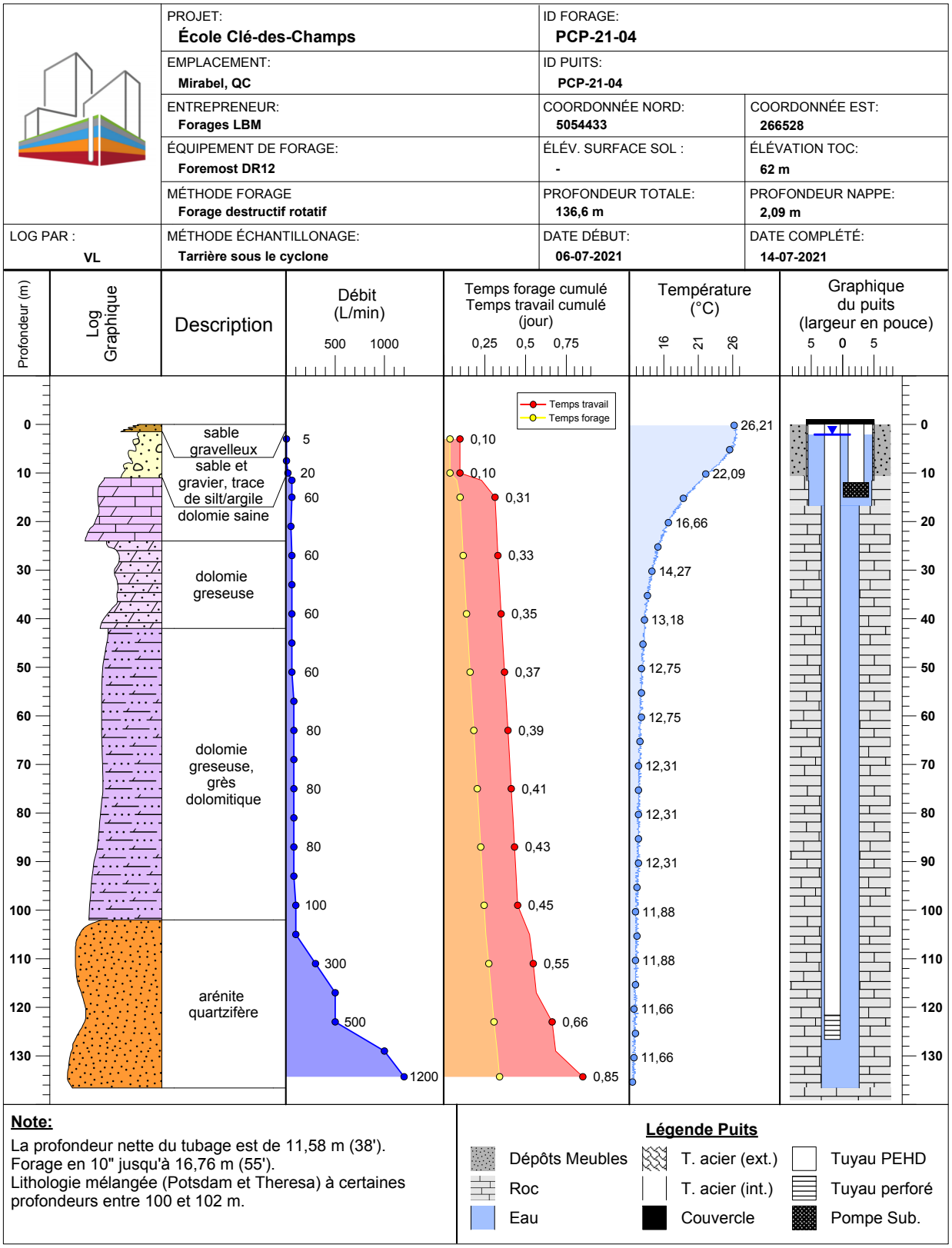


FIGURE A.3 Rapport de forage du puits SCW-4.

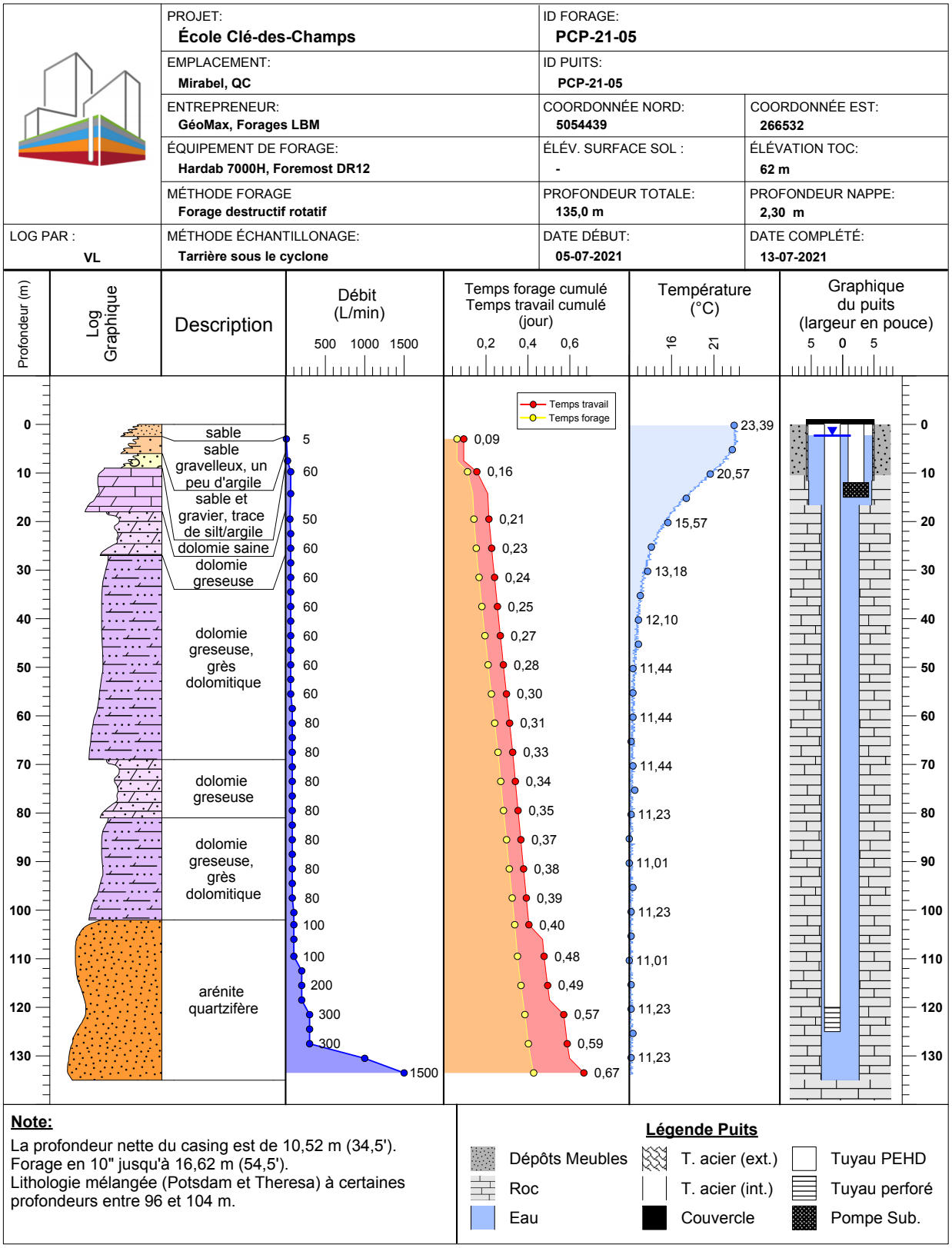


FIGURE A.4 Rapport de forage du puits SCW-5.

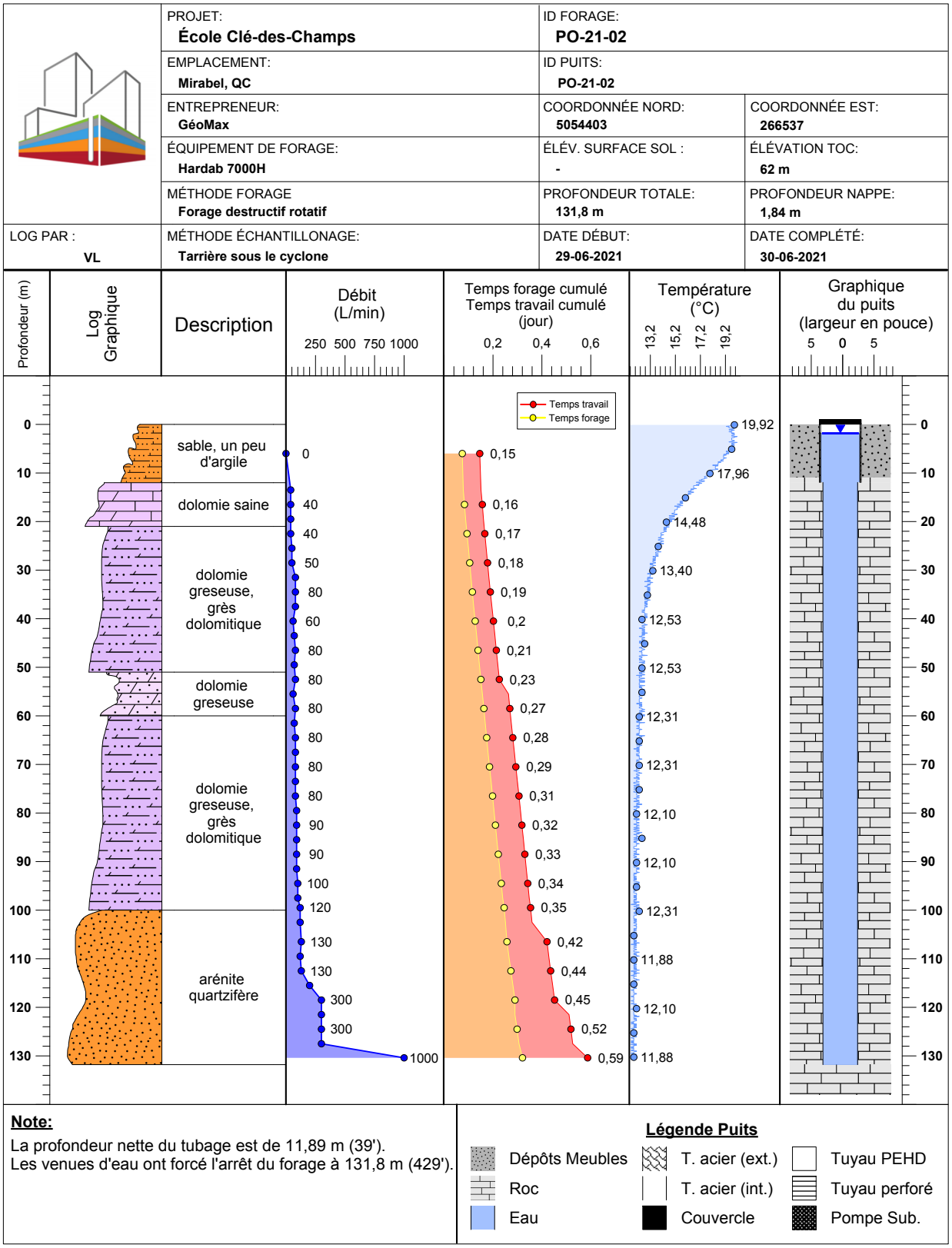


FIGURE A.5 Rapport de forage du puits OW-2.

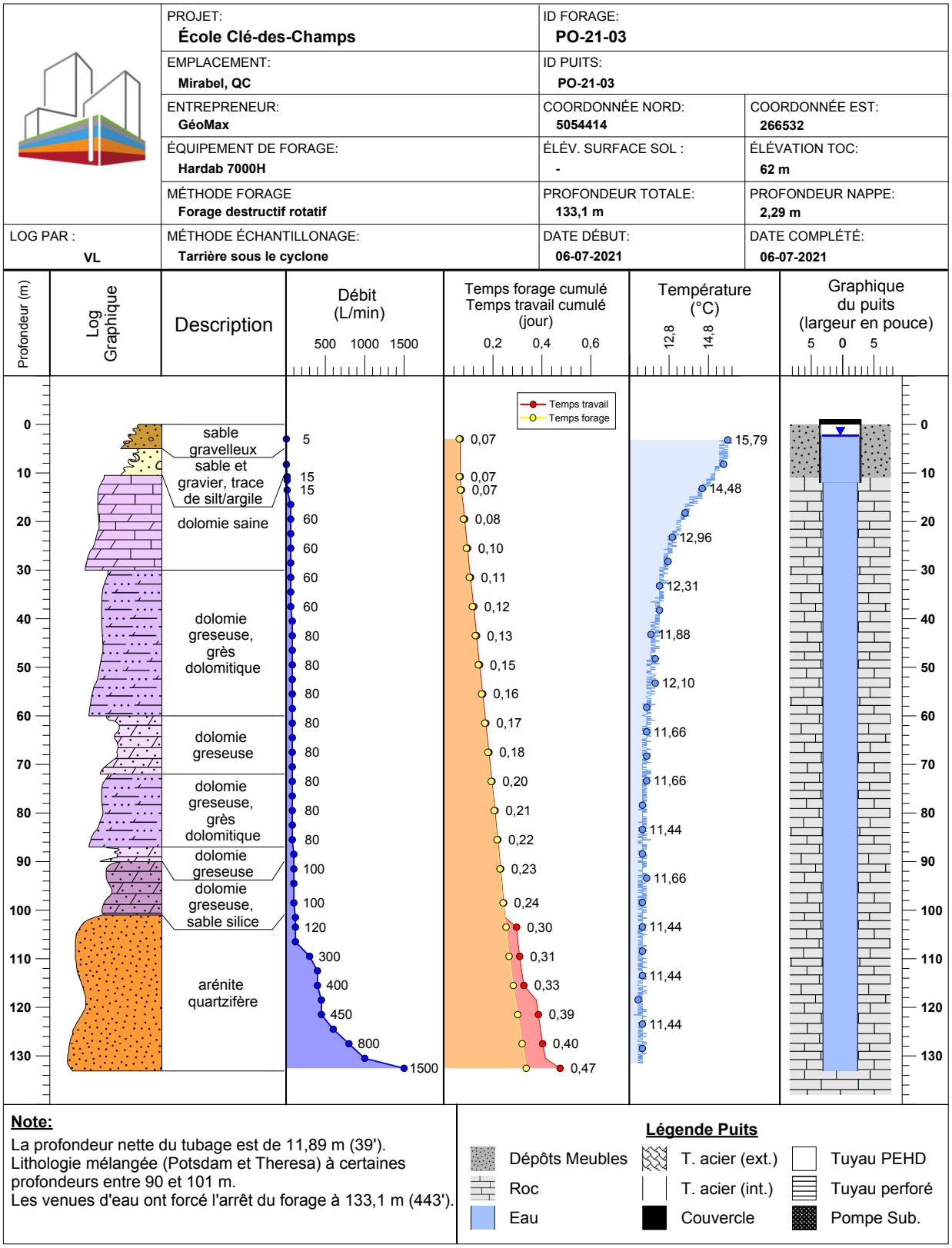


FIGURE A.6 Rapport de forage du puits OW-3.

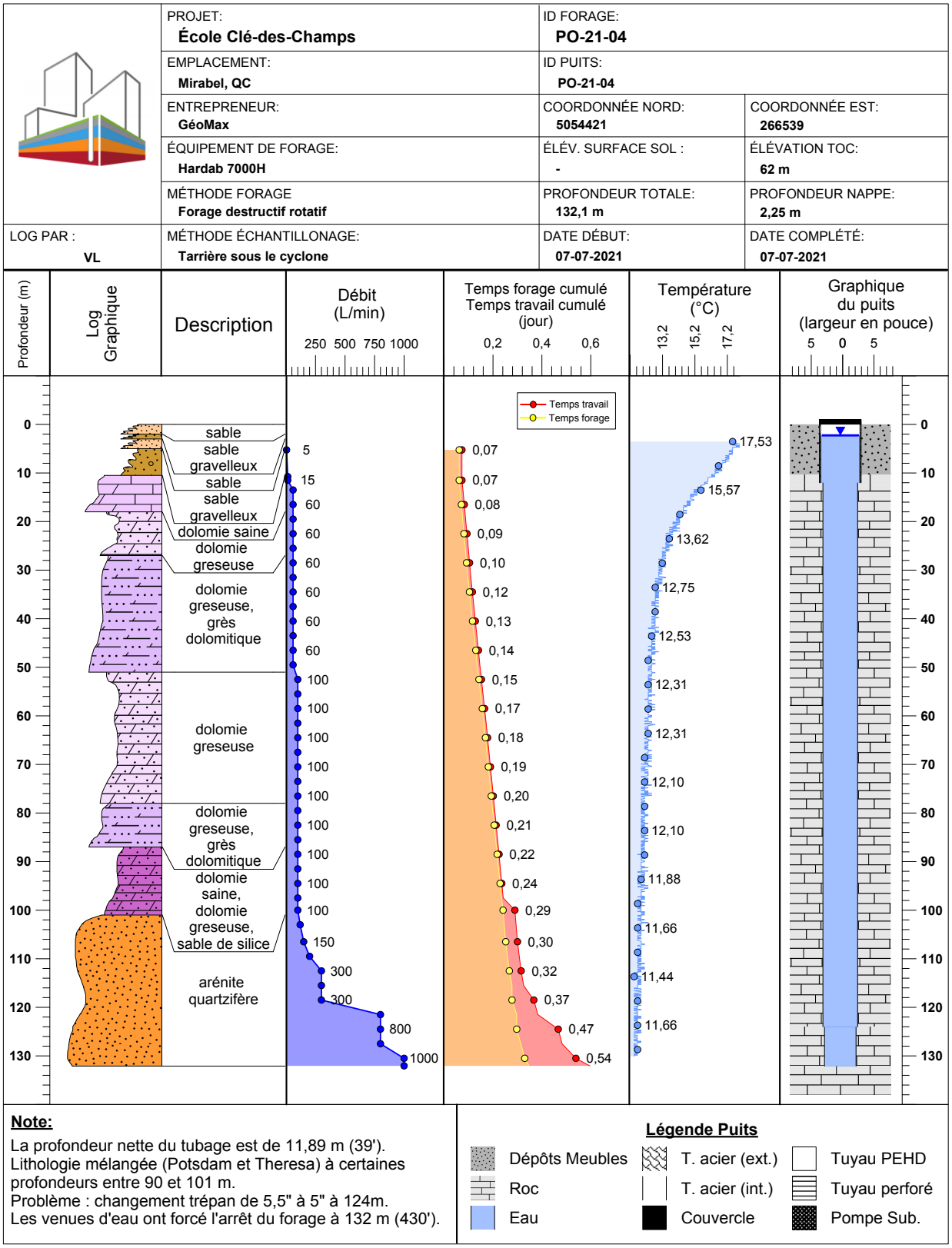
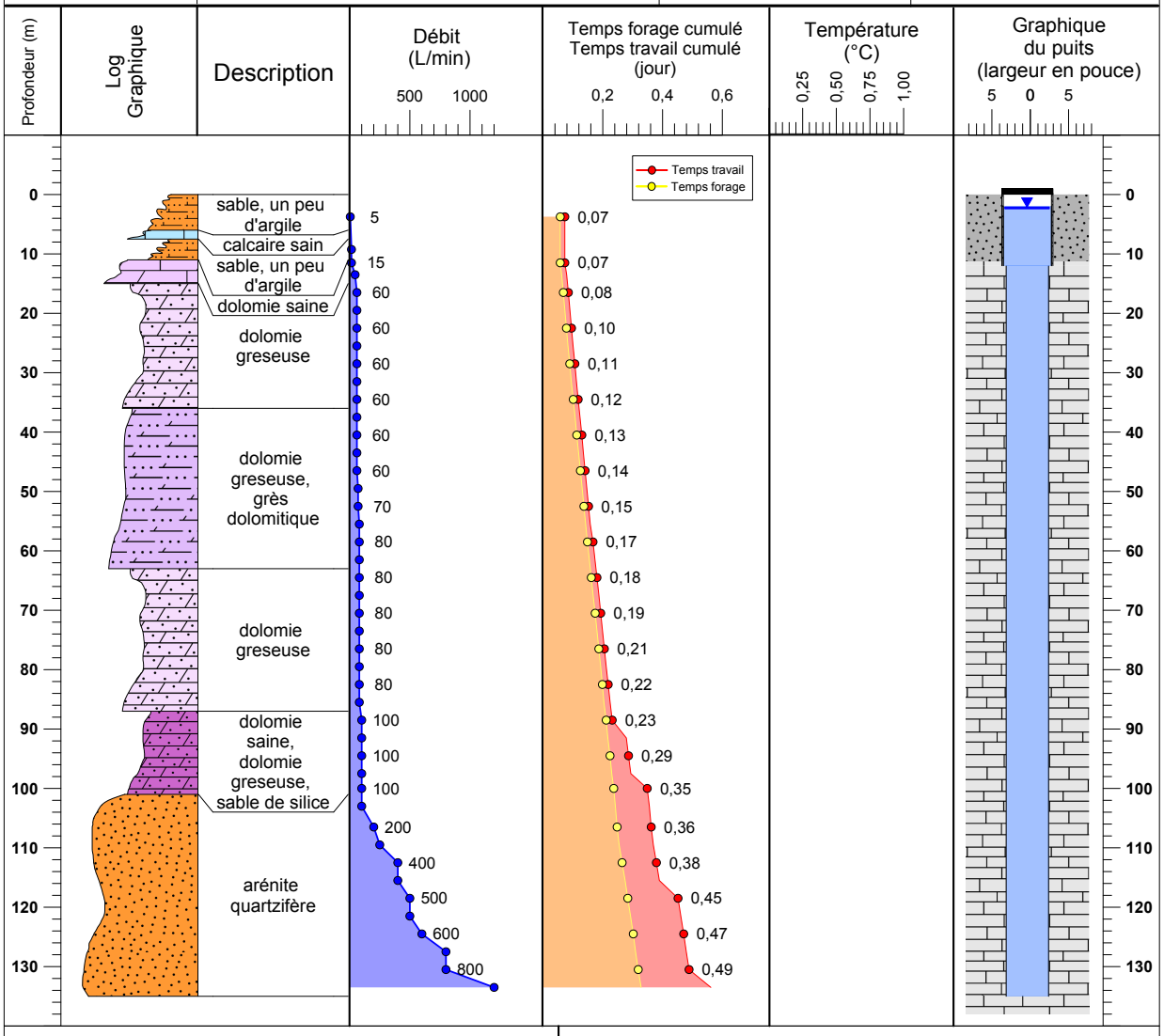


FIGURE A.7 Rapport de forage du puits OW-4.

	PROJET: **École Clé-des-Champs**	ID FORAGE: **PO-21-05**	
	EMPLACEMENT: **Mirabel, QC**	ID PUITS: **PO-21-05**	
	ENTREPRENEUR: **GéoMax**	COORDONNÉE NORD: **5054432**	COORDONNÉE EST: **266522**
	ÉQUIPEMENT DE FORAGE: **Hardab 7000H**	ÉLÉV. SURFACE SOL : **-**	ÉLÉVATION TOC: **62 m**
	MÉTHODE FORAGE **Forage destructif rotatif**	PROFONDEUR TOTALE: **135,0 m**	PROFONDEUR NAPPE: **-**
LOG PAR : **VL**	MÉTHODE ÉCHANTILLONAGE: **Tarrière sous le cyclone**	DATE DÉBUT: **30-06-2021**	DATE COMPLÉTÉ: **01-07-2021**



Note:

La profondeur nette du tubage est de 11,89 m (39').
Lithologie mélangée (Potsdam et Theresa) à certaines profondeurs entre 87 et 101 m.
Impossibilité de mesurer la profondeur de la nappe et les températures dans le forage.

Légende Puits

Dépôts Meubles	T. acier (ext.)	Tuyau PEHD
Roc	T. acier (int.)	Tuyau perforé
Eau	Couvercle	Pompe Sub.

FIGURE A.8 Rapport de forage du puits OW-5.

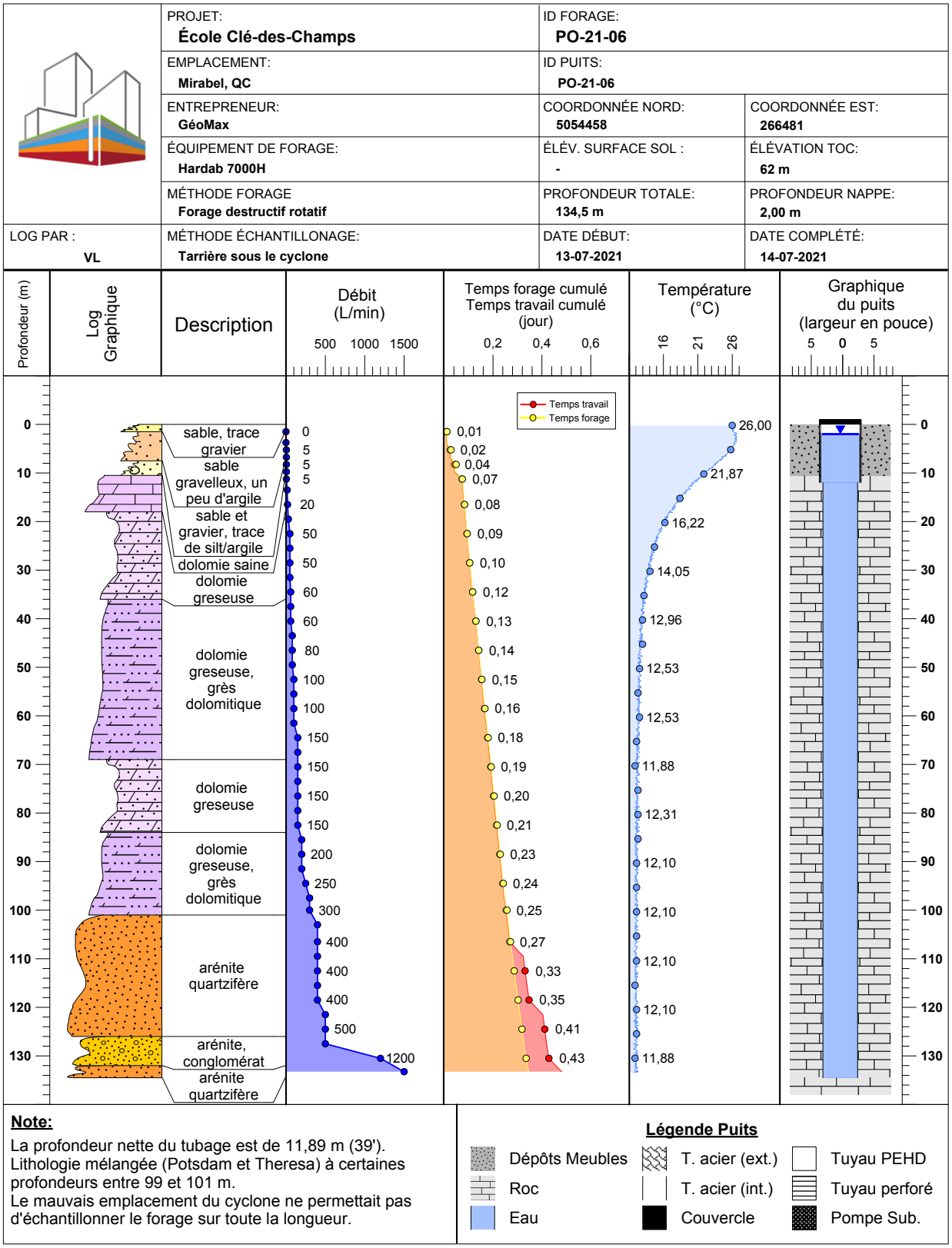


FIGURE A.9 Rapport de forage du puits OW-6.

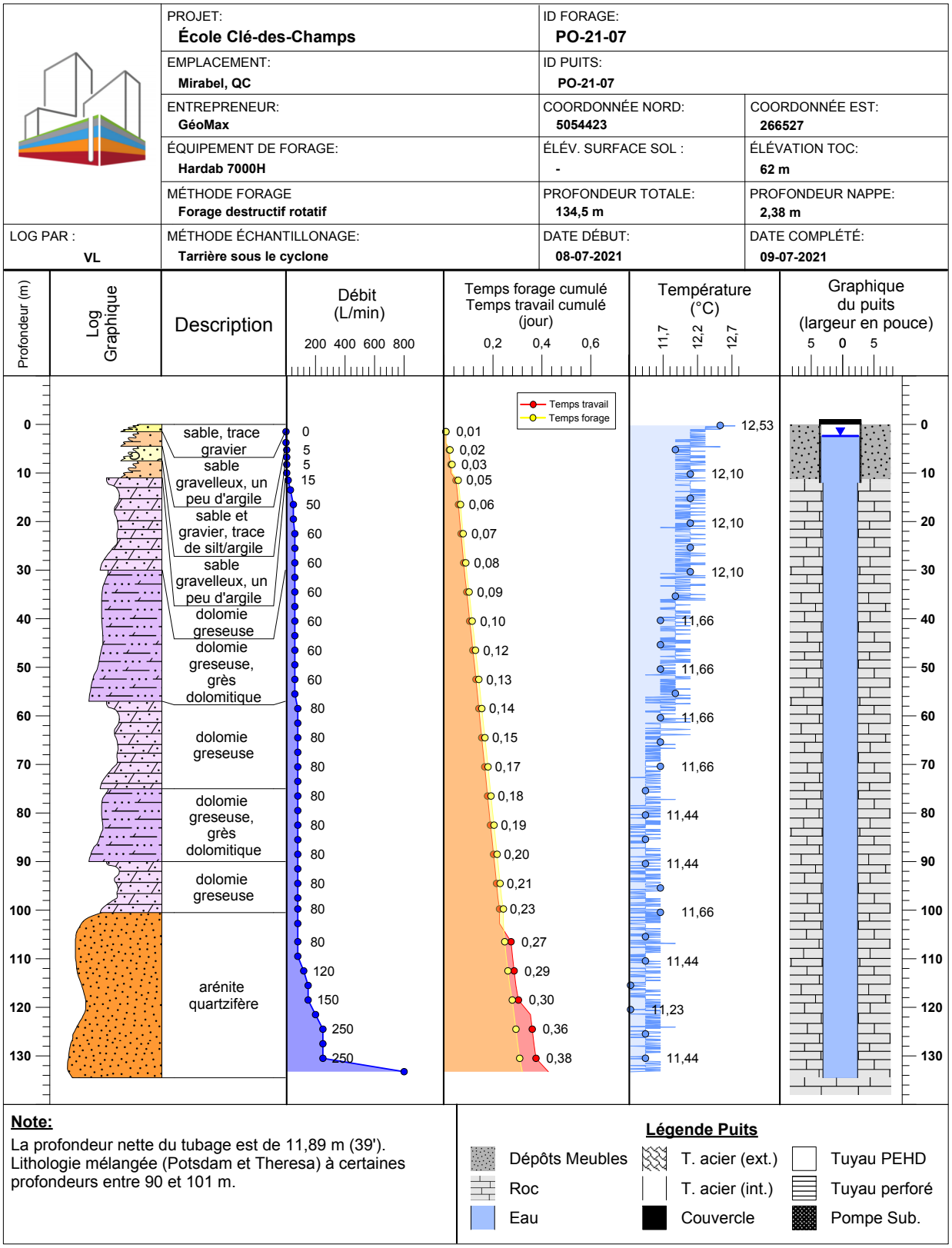
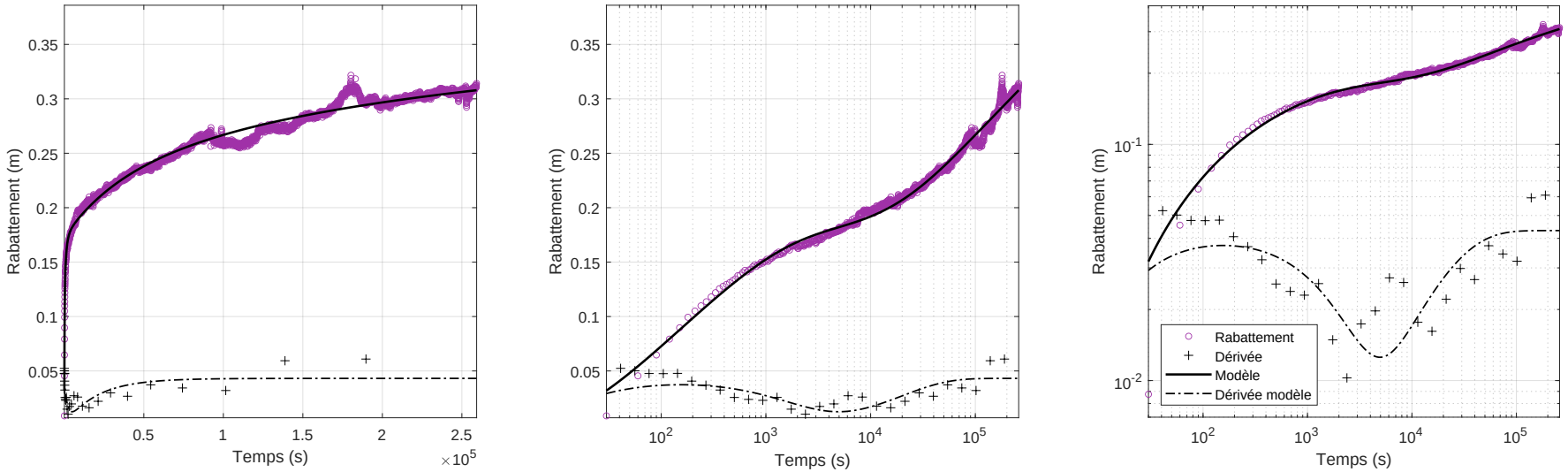


FIGURE A.10 Rapport de forage du puits OW-7.



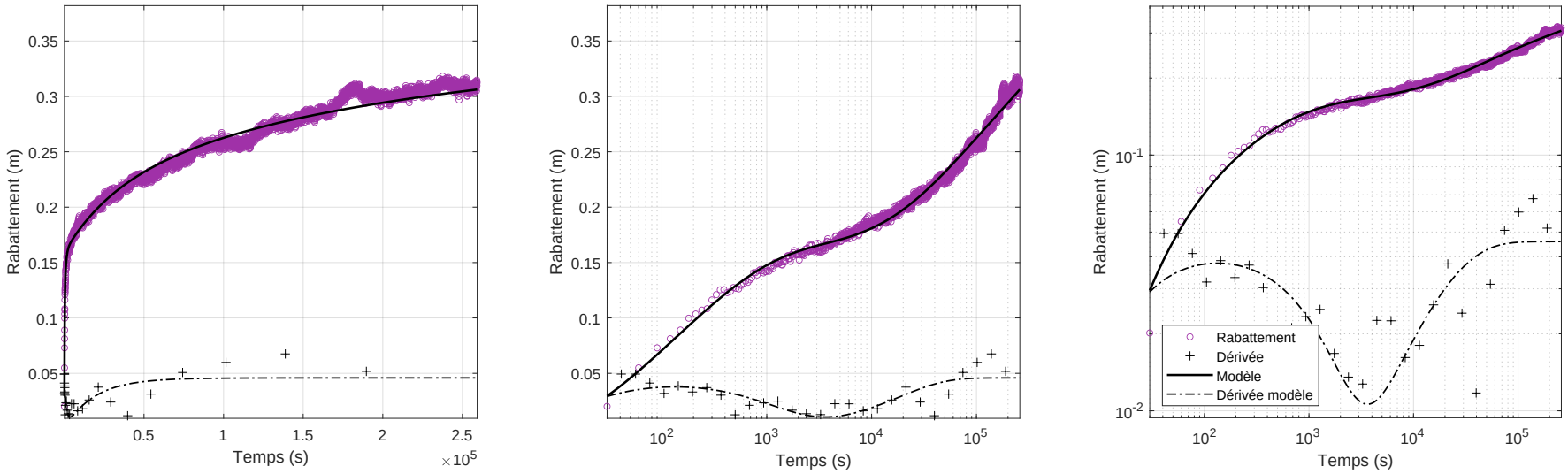
Test data:
Nom du puits: SCW-1
Discharge rate: 3.05e-03 m^3/s
Radial distance: 26 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 5.6e-03 m^2/s
Storativity Sf: 3.8e-04
Storativity Sm: 3.6e-03

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.099 m
intercept t0: 20 s
Minimum derivative tm: 4.9e+03 s

FIGURE B.1 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation SCW-1 lors de la première séquence de pompage (SCW-5) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



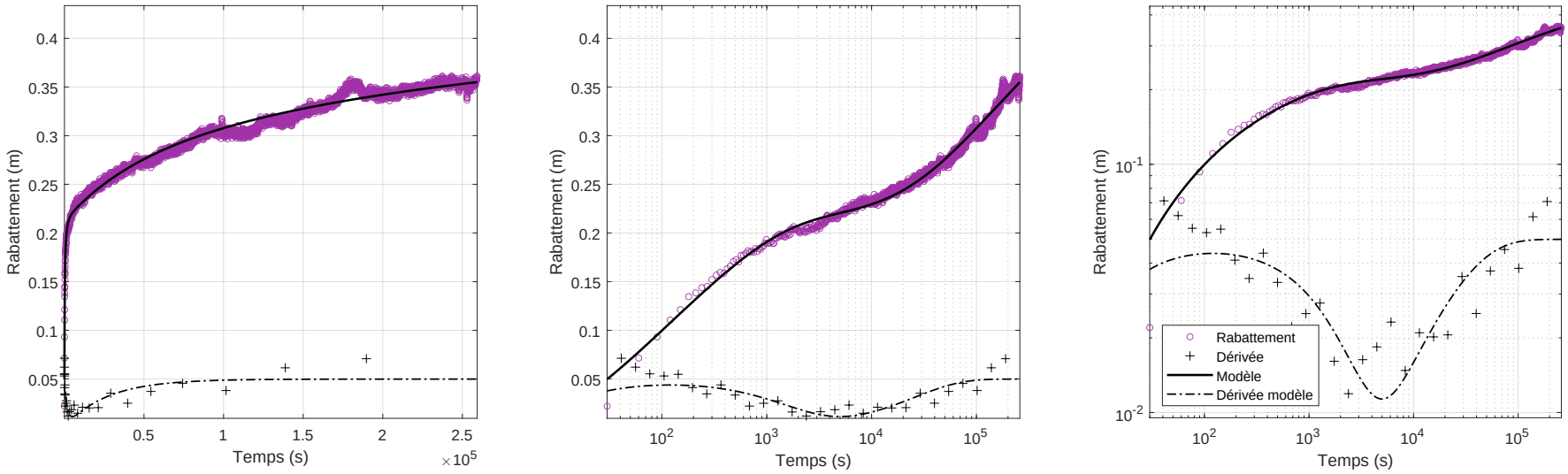
Test data:
Nom du puits: SCW-2
Discharge rate: 3.05e-03 m^3/s
Radial distance: 20 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 5.3e-03 m^2/s
Storativity Sf: 7.0e-04
Storativity Sm: 9.3e-03

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.11 m
intercept t0: 23 s
Minimum derivative tm: 3.6e+03 s

FIGURE B.2 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation SCW-2 lors de la première séquence de pompage (SCW-5) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



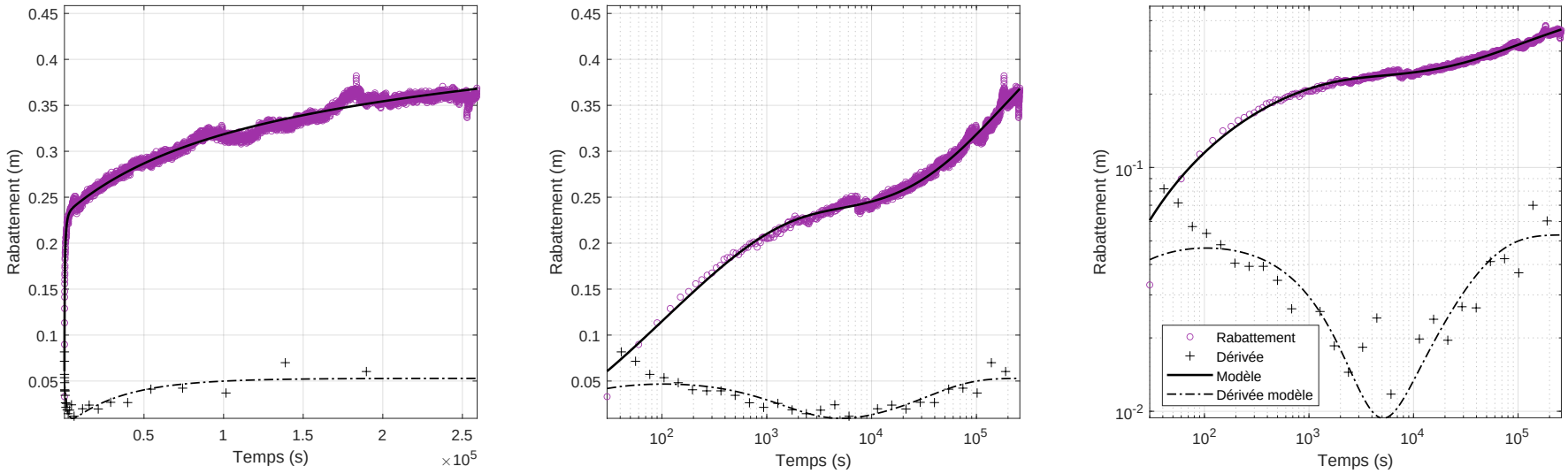
Test data:
Nom du puits: SCW-3
Discharge rate: 3.05e-03 m^3/s
Radial distance: 13 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 4.9e-03 m^2/s
Storativity Sf: 8.9e-04
Storativity Sm: 1.2e-02

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.11 m
intercept t0: 14 s
Minimum derivative tm: 5e+03 s

FIGURE B.3 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation SCW-3 lors de la première séquence de pompage (SCW-5) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



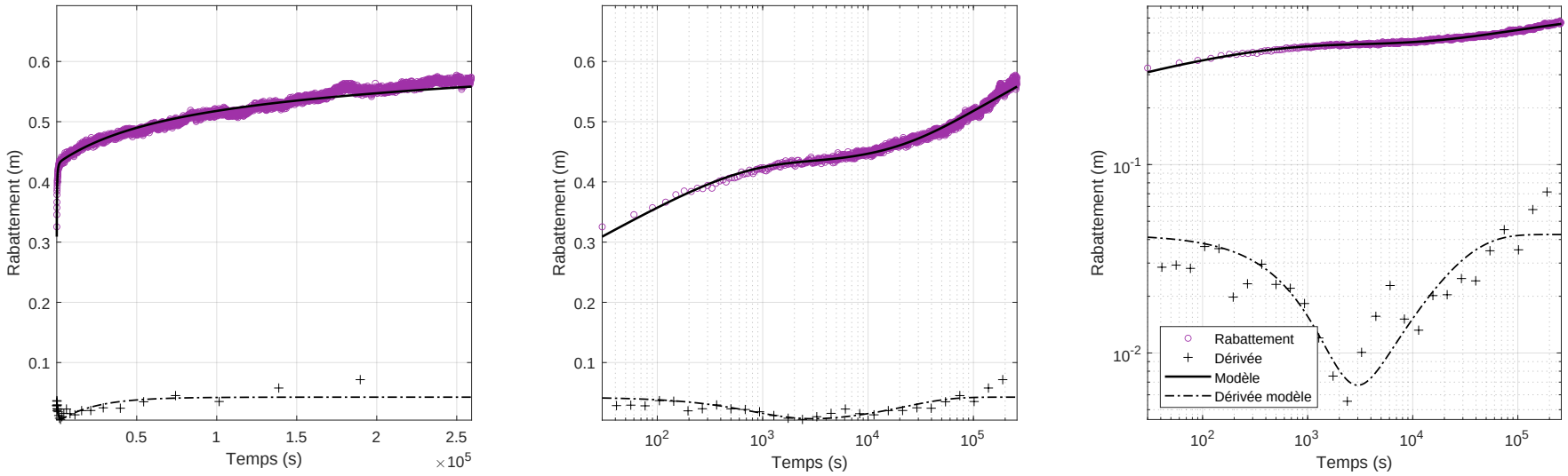
Test data:
Nom du puits: SCW-4
Discharge rate: 3.05e-03 m^3/s
Radial distance: 6.6 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 4.6e-03 m^2/s
Storativity Sf: 2.8e-03
Storativity Sm: 5.6e-02

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.12 m
intercept t0: 12 s
Minimum derivative tm: 5.1e+03 s

FIGURE B.4 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation SCW-4 lors de la première séquence de pompage (SCW-5) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



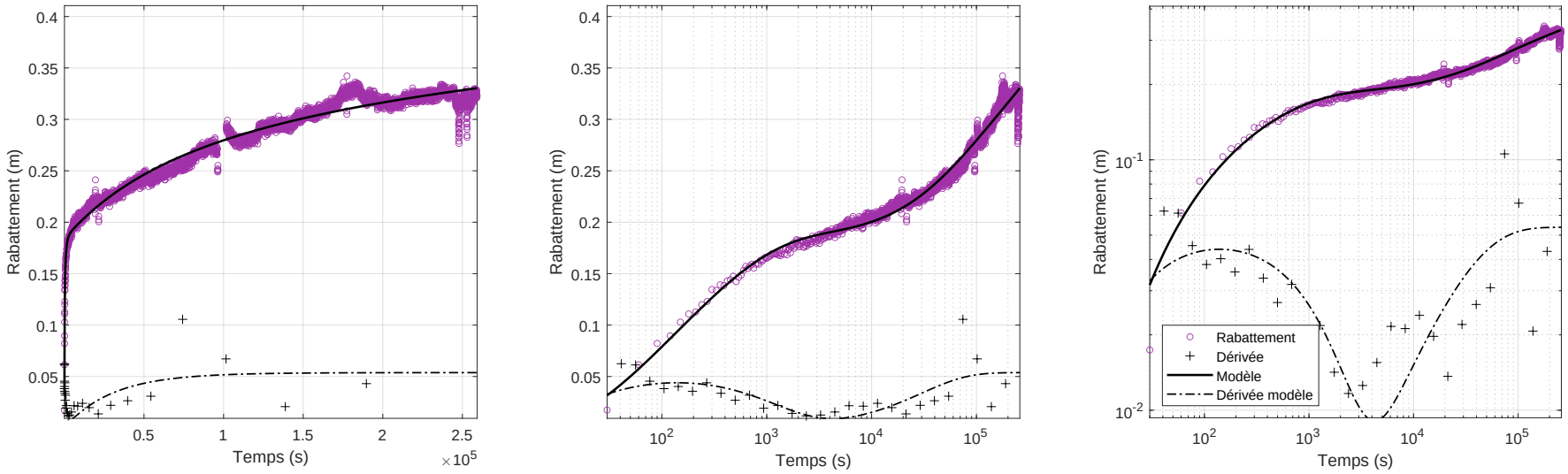
Test data:
Nom du puits: SCW-5
Discharge rate: 3.05e-03 m^3/s
Radial distance: 0.076 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 5.7e-03 m^2/s
Storativity Sf: 4.5e-02
Storativity Sm: 1.1e+00

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.098 m
intercept t0: 0.02 s
Minimum derivative tm: 3e+03 s

FIGURE B.5 Interprétation de la réponse hydraulique du puits de pompage SCW-5 lors de la première séquence de pompage (SCW-5) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



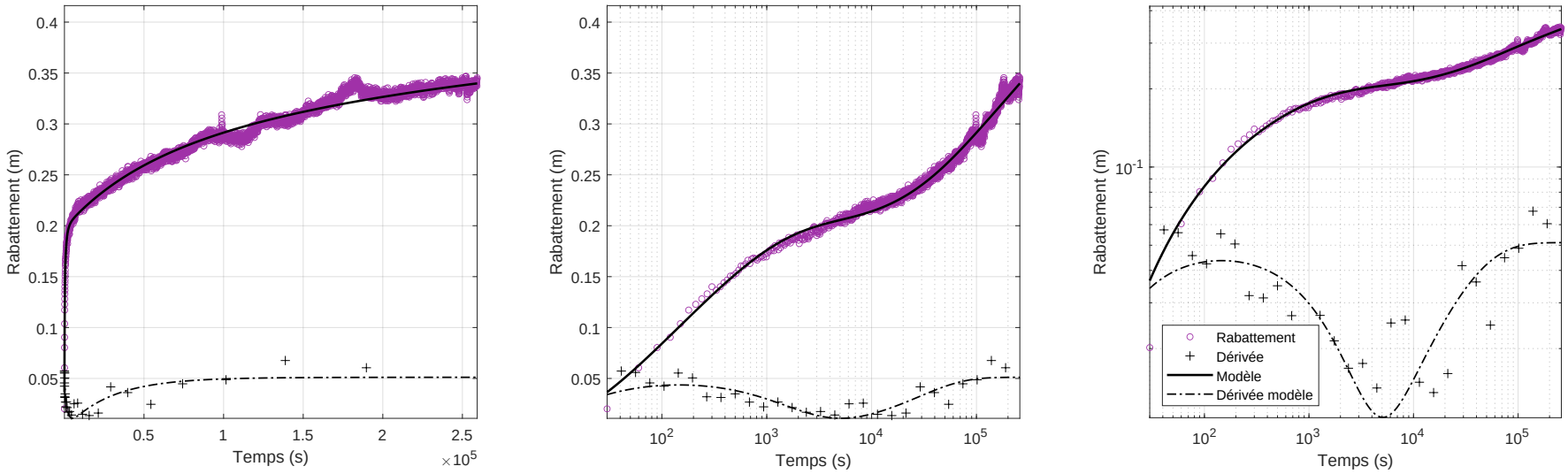
Test data:
Nom du puits: IW
Discharge rate: 3.05e-03 m^3/s
Radial distance: 30 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 4.5e-03 m^2/s
Storativity Sf: 2.8e-04
Storativity Sm: 5.9e-03

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.12 m
intercept t0: 25 s
Minimum derivative tm: 4.2e+03 s

FIGURE B.6 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation IW lors de la première séquence de pompage (SCW-5) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



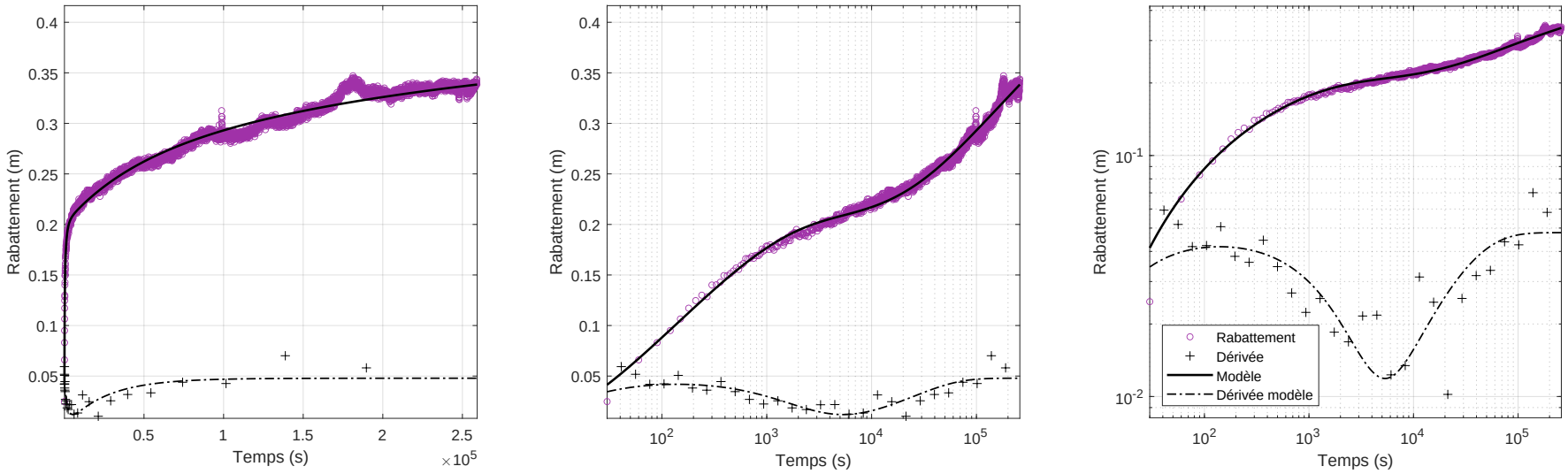
Test data:
Nom du puits: OW-1
Discharge rate: 3.05e-03 m^3/s
Radial distance: 37 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 4.7e-03 m^2/s
Storativity Sf: 1.6e-04
Storativity Sm: 2.4e-03

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.12 m
intercept t0: 21 s
Minimum derivative tm: 5e+03 s

FIGURE B.7 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-1 lors de la première séquence de pompage (SCW-5) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



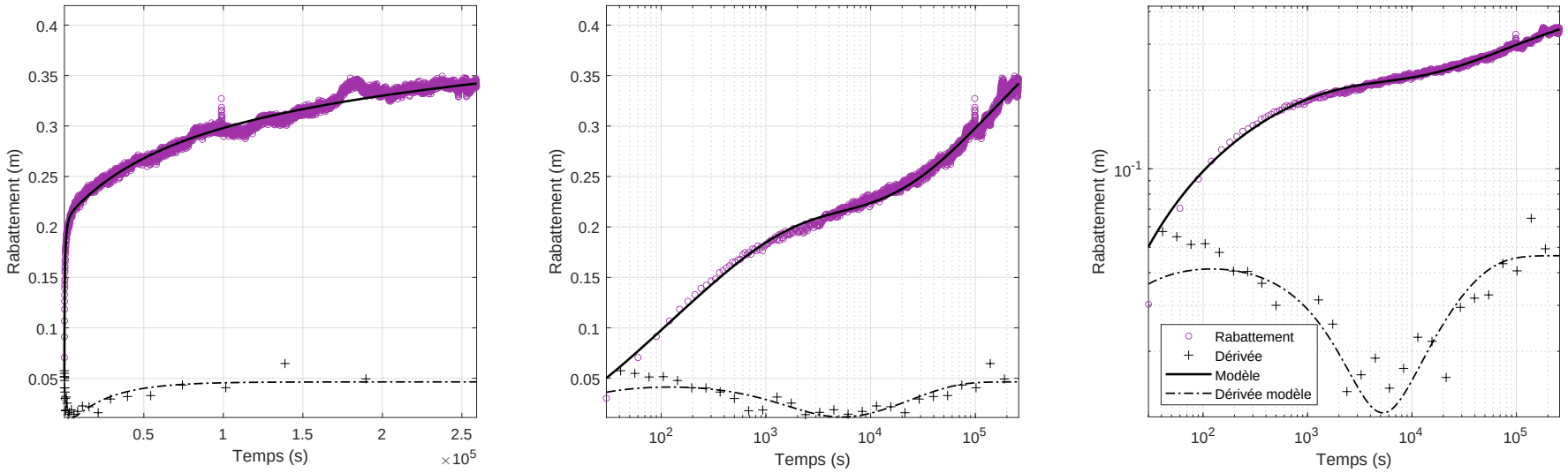
Test data:
Nom du puits: OW-2
Discharge rate: 3.05e-03 m^3/s
Radial distance: 33 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 5.1e-03 m^2/s
Storativity Sf: 1.7e-04
Storativity Sm: 2.1e-03

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.11 m
intercept t0: 17 s
Minimum derivative tm: 5.3e+03 s

FIGURE B.8 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-2 lors de la première séquence de pompage (SCW-5) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



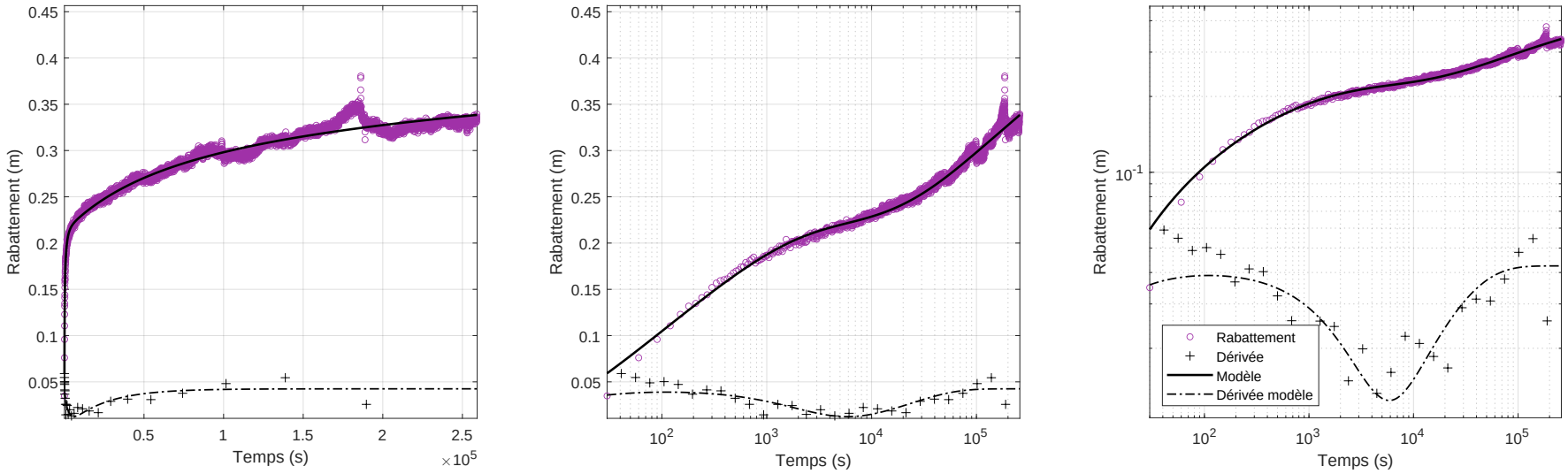
Test data:
Nom du puits: OW-3
Discharge rate: 3.05e-03 m^3/s
Radial distance: 24 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 5.2e-03 m^2/s
Storativity Sf: 2.5e-04
Storativity Sm: 3.0e-03

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.11 m
intercept t0: 13 s
Minimum derivative tm: 5.2e+03 s

FIGURE B.9 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-3 lors de la première séquence de pompage (SCW-5) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



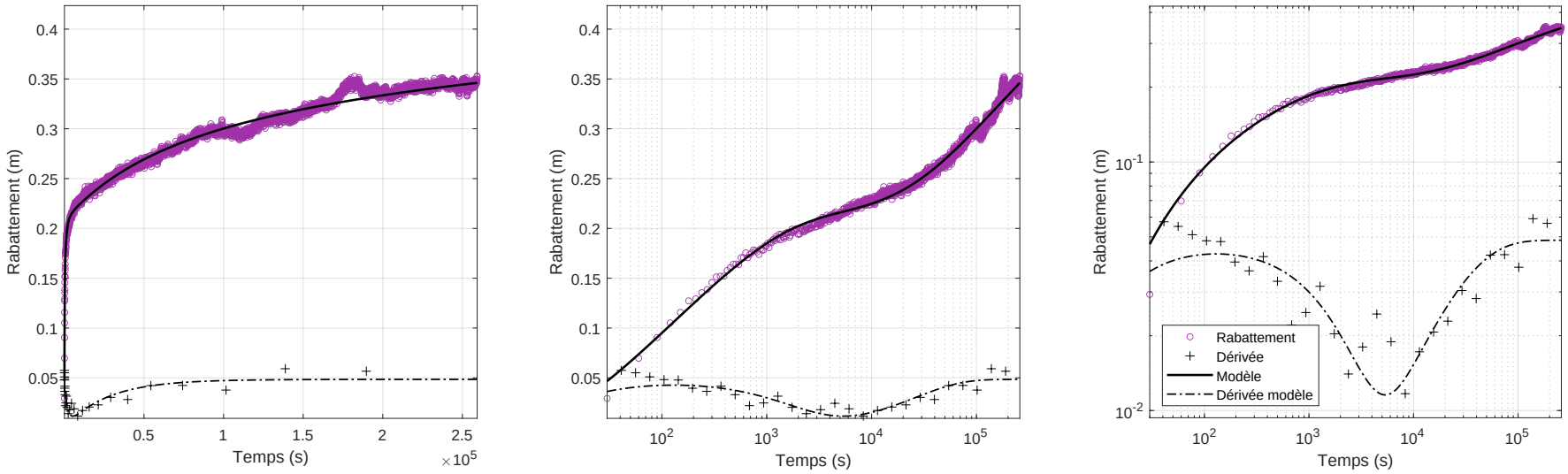
Test data:
Nom du puits: OW-4
Discharge rate: 3.05e-03 m^3/s
Radial distance: 19 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 5.7e-03 m^2/s
Storativity Sf: 3.0e-04
Storativity Sm: 2.9e-03

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.098 m
intercept t0: 8.6 s
Minimum derivative tm: 5.8e+03 s

FIGURE B.10 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-4 lors de la première séquence de pompage (SCW-5) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



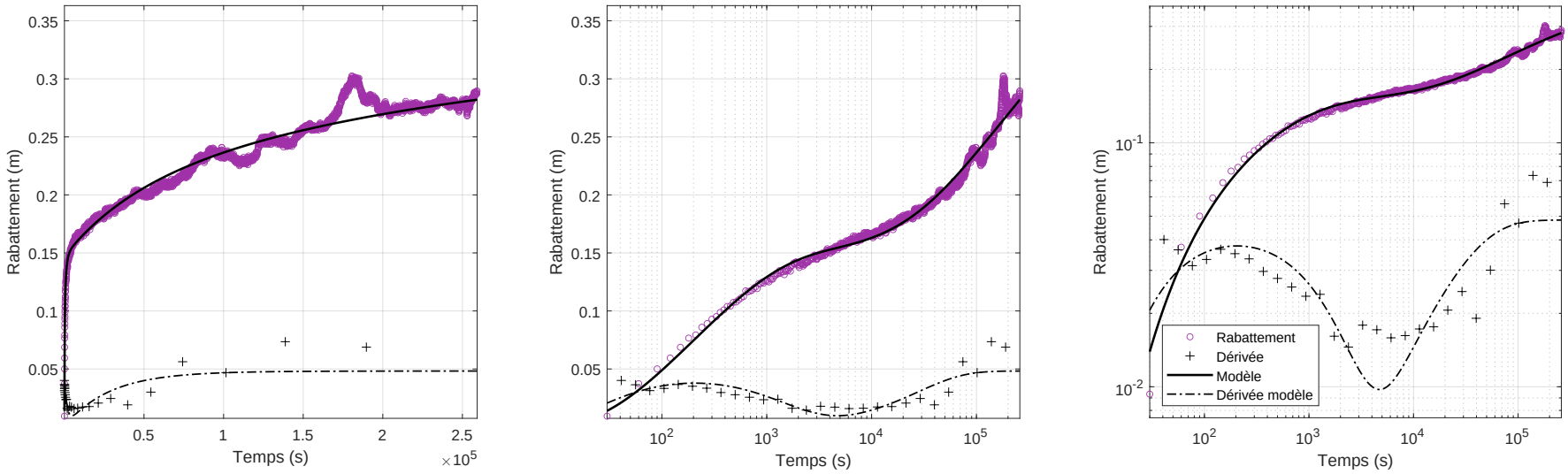
Test data:
Nom du puits: OW-5
Discharge rate: 3.05e-03 m^3/s
Radial distance: 13 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 5.0e-03 m^2/s
Storativity Sf: 1.0e-03
Storativity Sm: 1.3e-02

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.11 m
intercept t0: 15 s
Minimum derivative tm: 5.3e+03 s

FIGURE B.11 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-5 lors de la première séquence de pompage (SCW-5) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



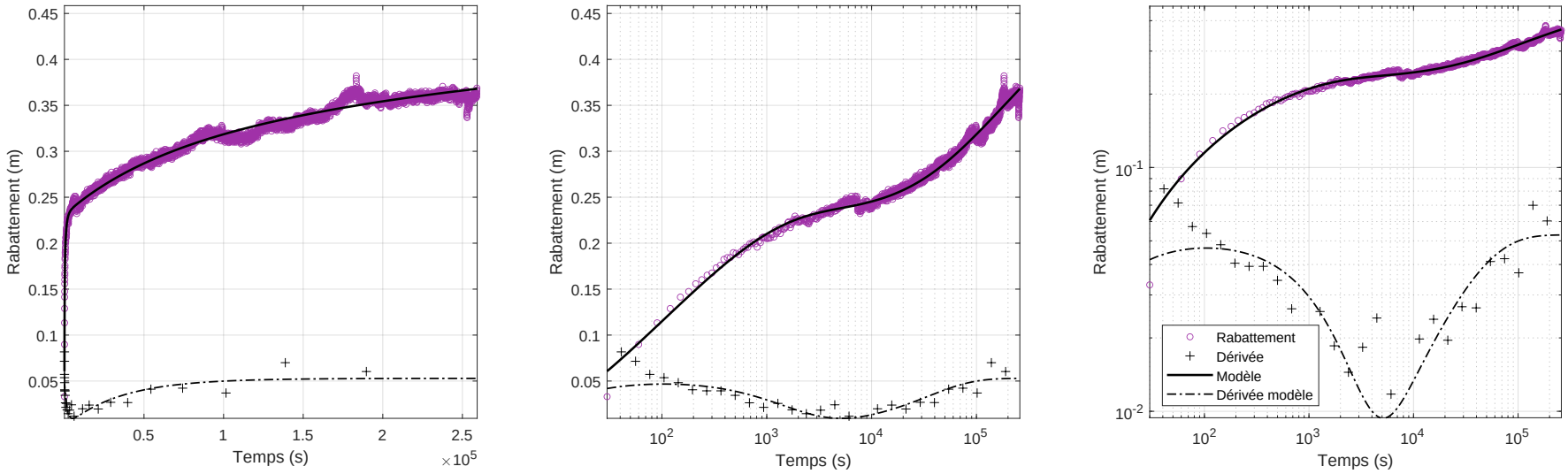
Test data:
Nom du puits: OW-6
Discharge rate: 3.05e-03 m^3/s
Radial distance: 78 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 5.0e-03 m^2/s
Storativity Sf: 8.2e-05
Storativity Sm: 1.3e-03

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.11 m
intercept t0: 45 s
Minimum derivative tm: 4.7e+03 s

FIGURE B.12 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-6 lors de la première séquence de pompage (SCW-5) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



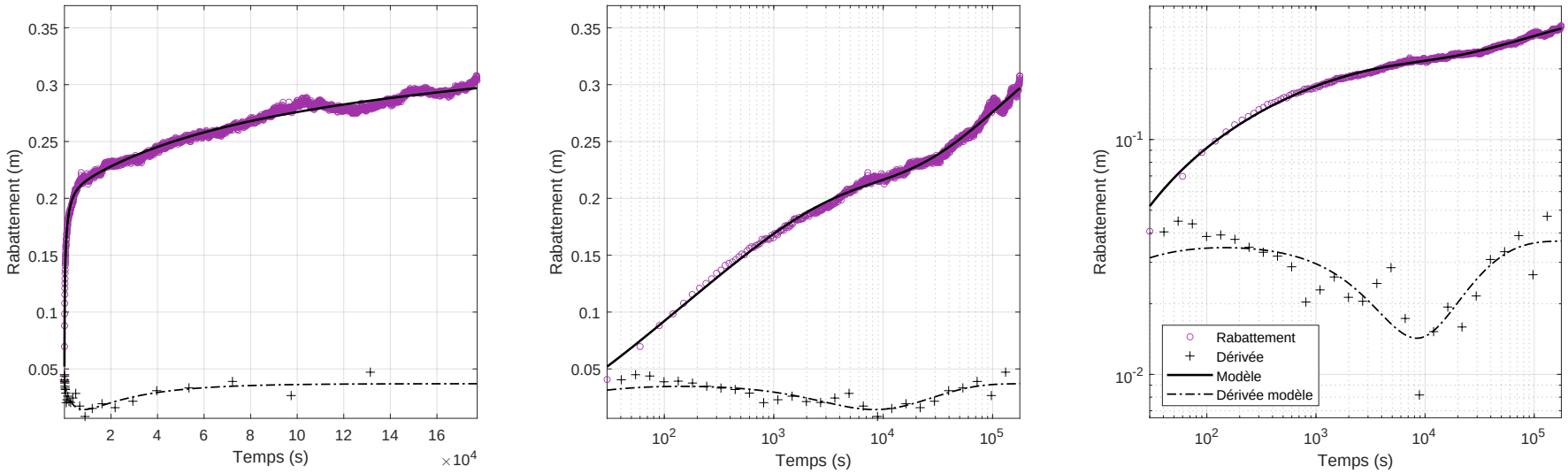
Test data:
Nom du puits: OW-7
Discharge rate: 3.05e-03 m^3/s
Radial distance: 18 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 4.6e-03 m^2/s
Storativity Sf: 3.6e-04
Storativity Sm: 7.3e-03

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.12 m
intercept t0: 12 s
Minimum derivative tm: 5.1e+03 s

FIGURE B.13 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-7 lors de la première séquence de pompage (SCW-5) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



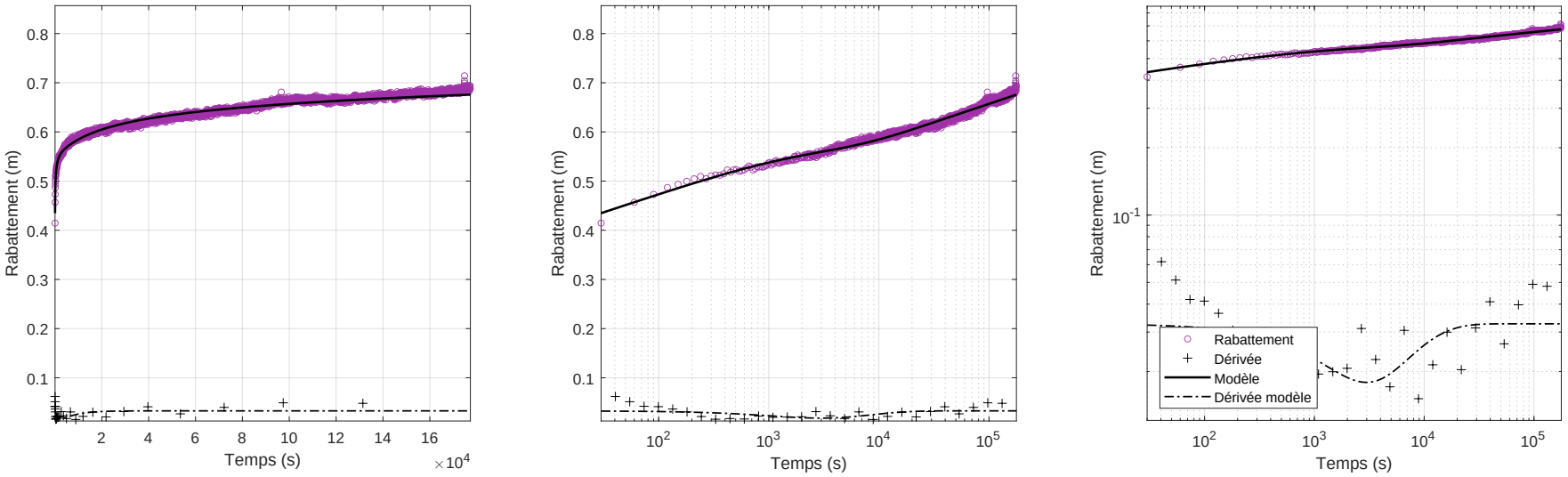
Test data:
Nom du puits: SCW-1
Discharge rate: 3.27e-03 m^3/s
Radial distance: 6.1 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 7.0e-03 m^2/s
Storativity Sf: 3.7e-03
Storativity Sm: 2.1e-02

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.085 m
intercept t0: 8.5 s
Minimum derivative tm: 8.4e+03 s

FIGURE B.14 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation SCW-1 lors de la deuxième séquence de pompage (SCW-2) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



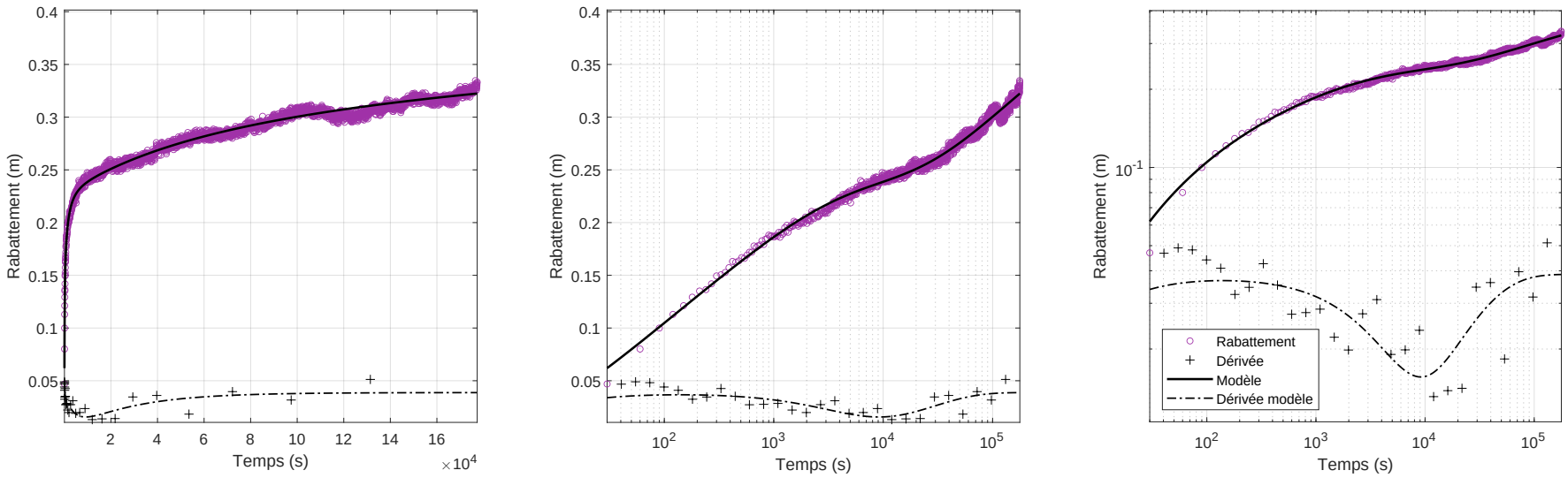
Test data:
Nom du puits: SCW-2
Discharge rate: 3.27e-03 m^3/s
Radial distance: 0.076 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 8.0e-03 m^2/s
Storativity Sf: 1.5e-04
Storativity Sm: 4.1e-04

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.075 m
intercept t0: 4.9e-05 s
Minimum derivative tm: 3e+03 s

FIGURE B.15 Interprétation de la réponse hydraulique du puits de pompage SCW-2 lors de la deuxième séquence de pompage (SCW-2) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



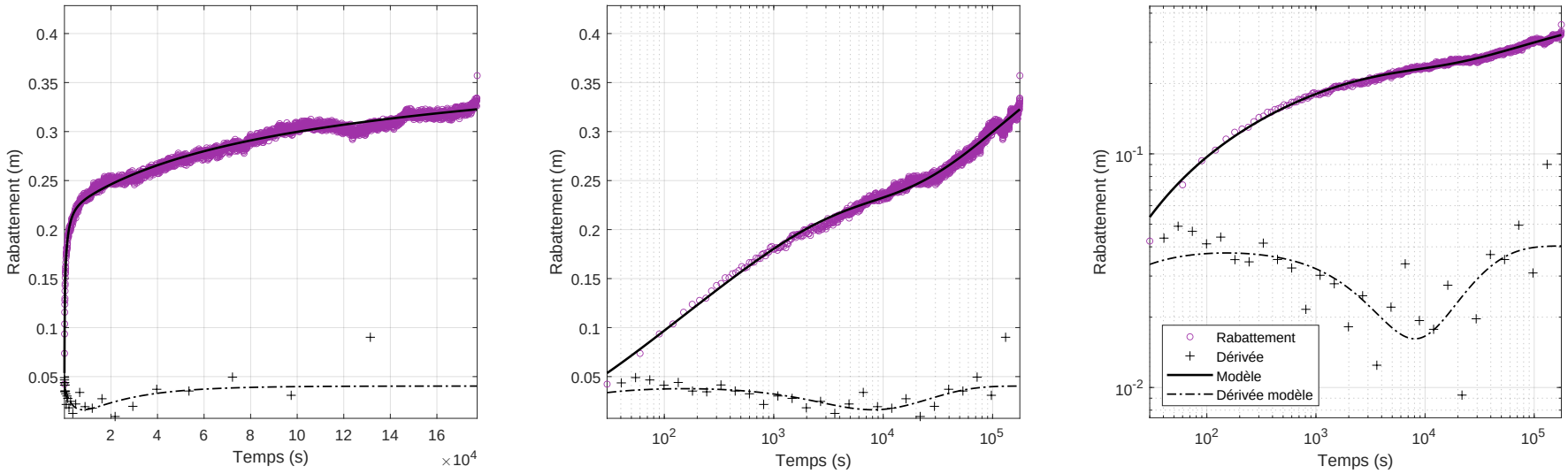
Test data:
Nom du puits: SCW-3
Discharge rate: 3.27e-03 m^3/s
Radial distance: 6.7 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 6.7e-03 m^2/s
Storativity Sf: 2.3e-03
Storativity Sm: 1.2e-02

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.089 m
intercept t0: 6.8 s
Minimum derivative tm: 9.1e+03 s

FIGURE B.16 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation SCW-3 lors de la deuxième séquence de pompage (SCW-2) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



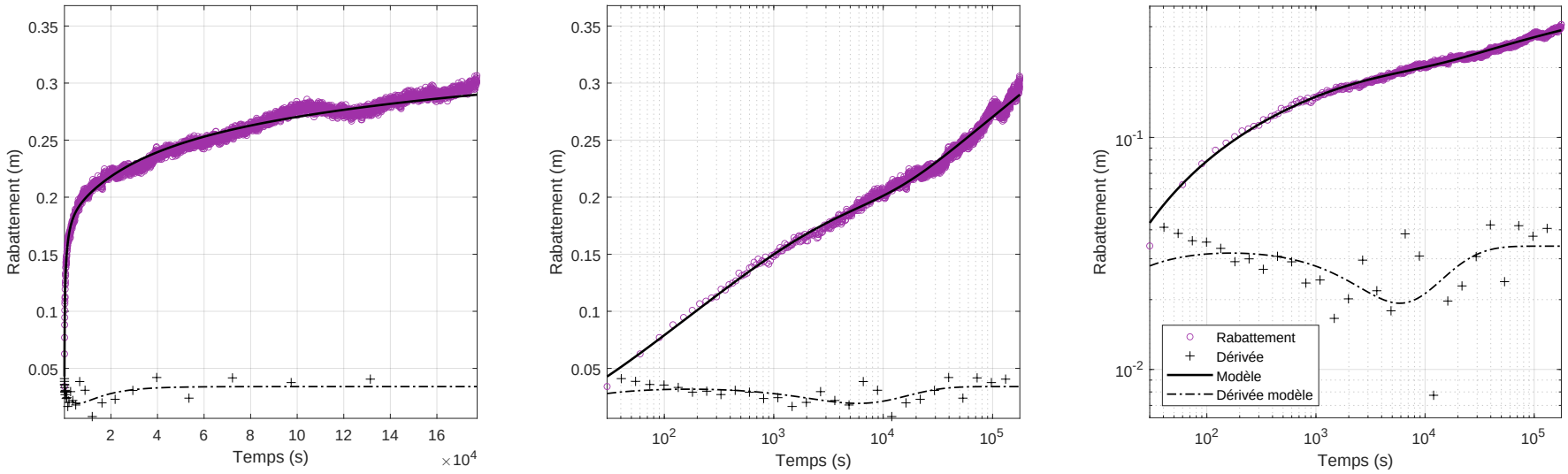
Test data:
Nom du puits: SCW-4
Discharge rate: 3.27e-03 m^3/s
Radial distance: 13 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 6.5e-03 m^2/s
Storativity Sf: 7.8e-04
Storativity Sm: 4.2e-03

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.093 m
intercept t0: 9.4 s
Minimum derivative tm: 8e+03 s

FIGURE B.17 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation SCW-4 lors de la deuxième séquence de pompage (SCW-2) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



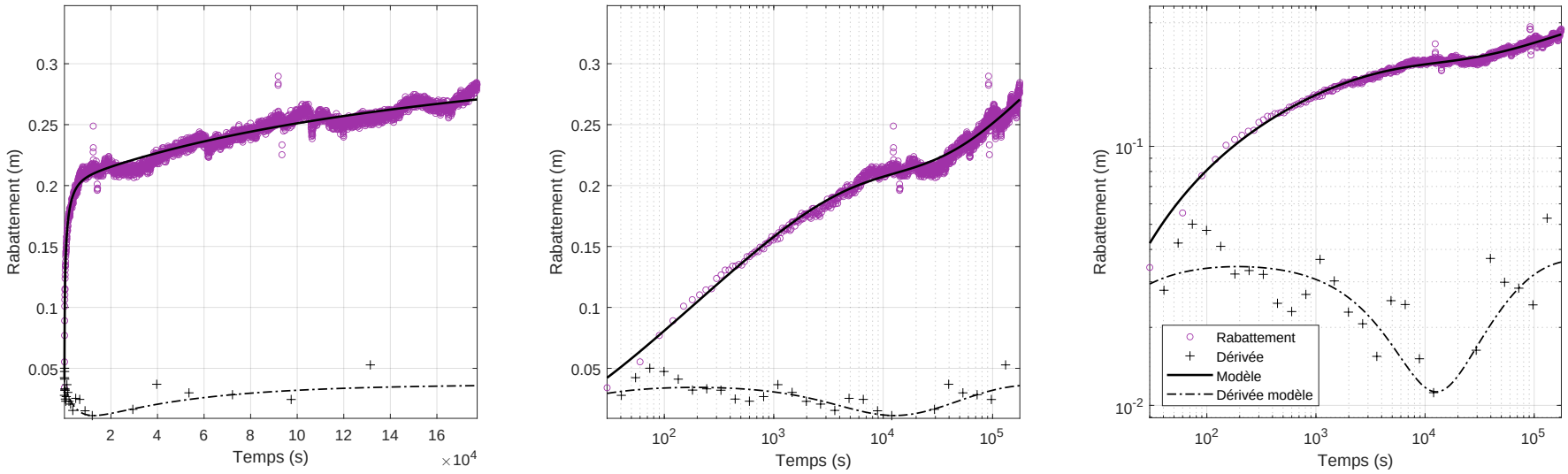
Test data:
Nom du puits: SCW-5
Discharge rate: 3.27e-03 m^3/s
Radial distance: 20 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 7.7e-03 m^2/s
Storativity Sf: 4.5e-04
Storativity Sm: 1.1e-03

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.078 m
intercept t0: 10 s
Minimum derivative tm: 5.9e+03 s

FIGURE B.18 Interprétation de la réponse hydraulique du puits de pompage SCW-5 lors de la deuxième séquence de pompage (SCW-2) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



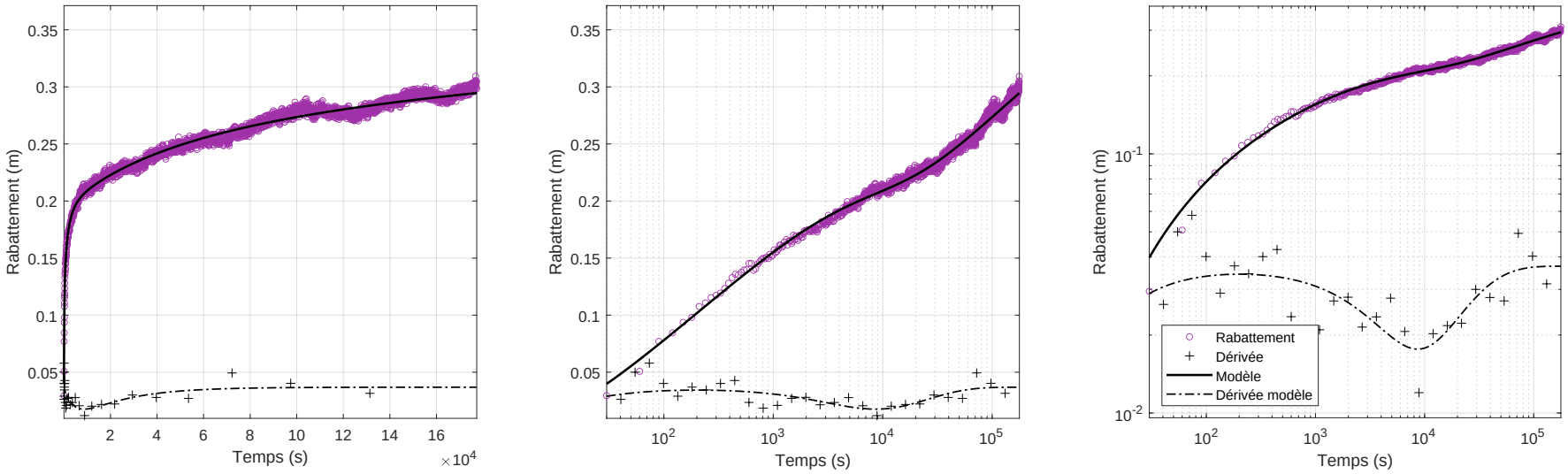
Test data:
Nom du puits: IW
Discharge rate: 3.27e-03 m^3/s
Radial distance: 22 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 7.1e-03 m^2/s
Storativity Sf: 3.8e-04
Storativity Sm: 3.3e-03

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.085 m
intercept t0: 12 s
Minimum derivative tm: 1.3e+04 s

FIGURE B.19 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation IW lors de la deuxième séquence de pompage (SCW-2) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



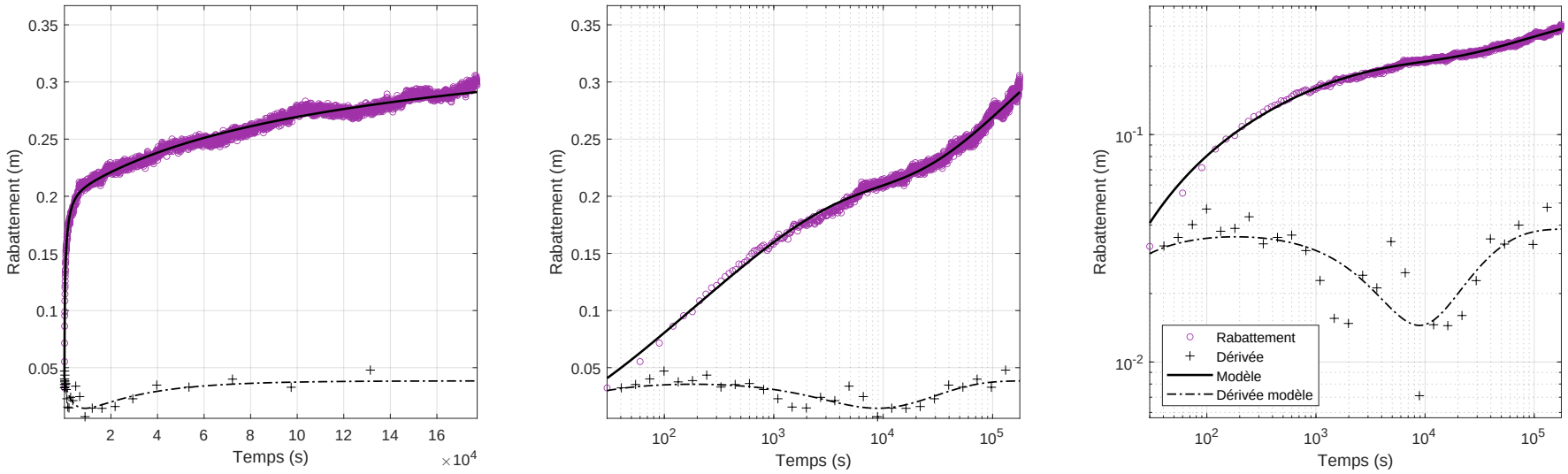
Test data:
Nom du puits: OW-1
Discharge rate: 3.27e-03 m^3/s
Radial distance: 29 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 7.1e-03 m^2/s
Storativity Sf: 2.4e-04
Storativity Sm: 9.0e-04

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.085 m
intercept t0: 13 s
Minimum derivative tm: 8.6e+03 s

FIGURE B.20 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-1 lors de la deuxième séquence de pompage (SCW-2) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



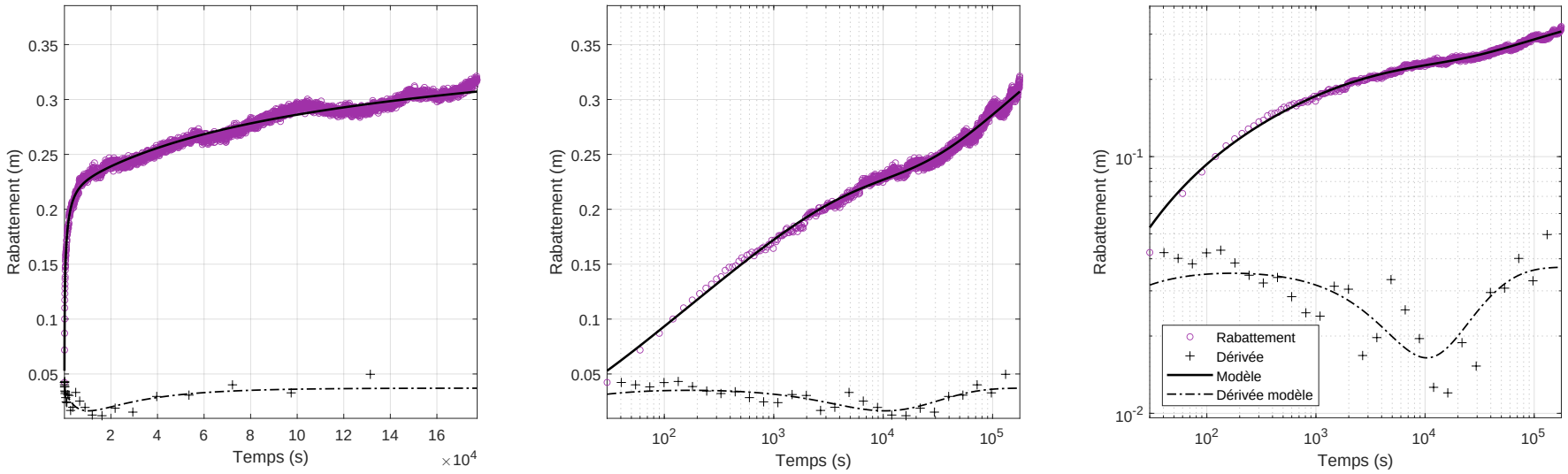
Test data:
Nom du puits: OW-2
Discharge rate: 3.27e-03 m^3/s
Radial distance: 25 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 6.8e-03 m^2/s
Storativity Sf: 3.1e-04
Storativity Sm: 1.9e-03

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.089 m
intercept t0: 13 s
Minimum derivative tm: 8.9e+03 s

FIGURE B.21 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-2 lors de la deuxième séquence de pompage (SCW-2) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



Test data:
Nom du puits: OW-3
Discharge rate: 3.27e-03 m^3/s
Radial distance: 16 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 7.0e-03 m^2/s
Storativity Sf: 5.2e-04
Storativity Sm: 2.3e-03

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.085 m
intercept t0: 8.3 s
Minimum derivative tm: 1e+04 s

FIGURE B.22 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-3 lors de la deuxième séquence de pompage (SCW-2) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).

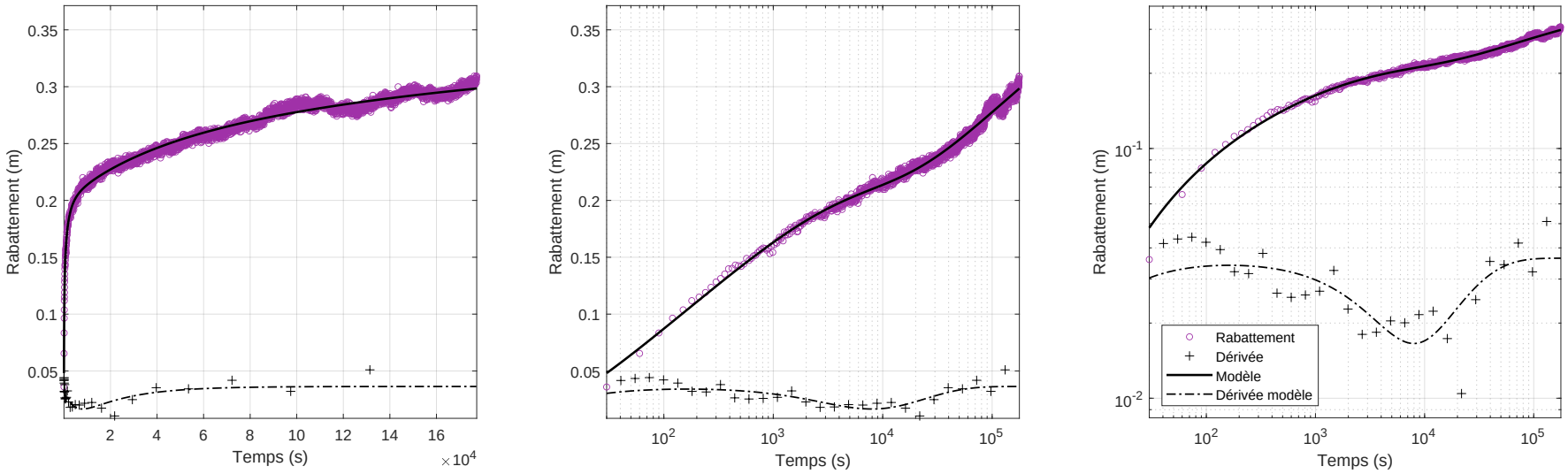
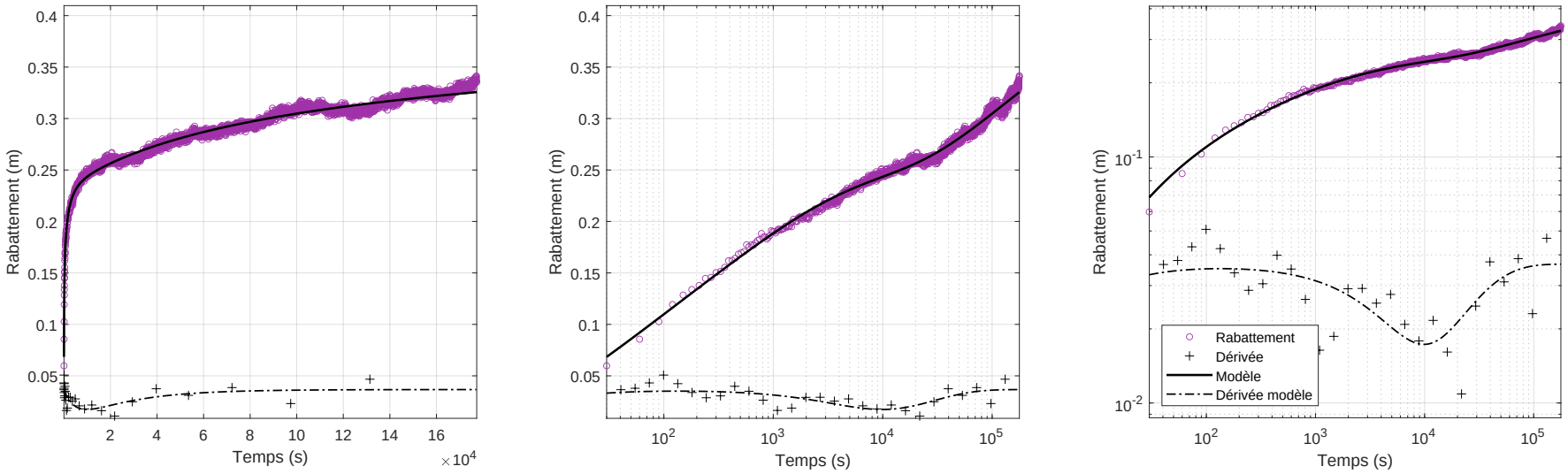


FIGURE B.23 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-4 lors de la deuxième séquence de pompage (SCW-2) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



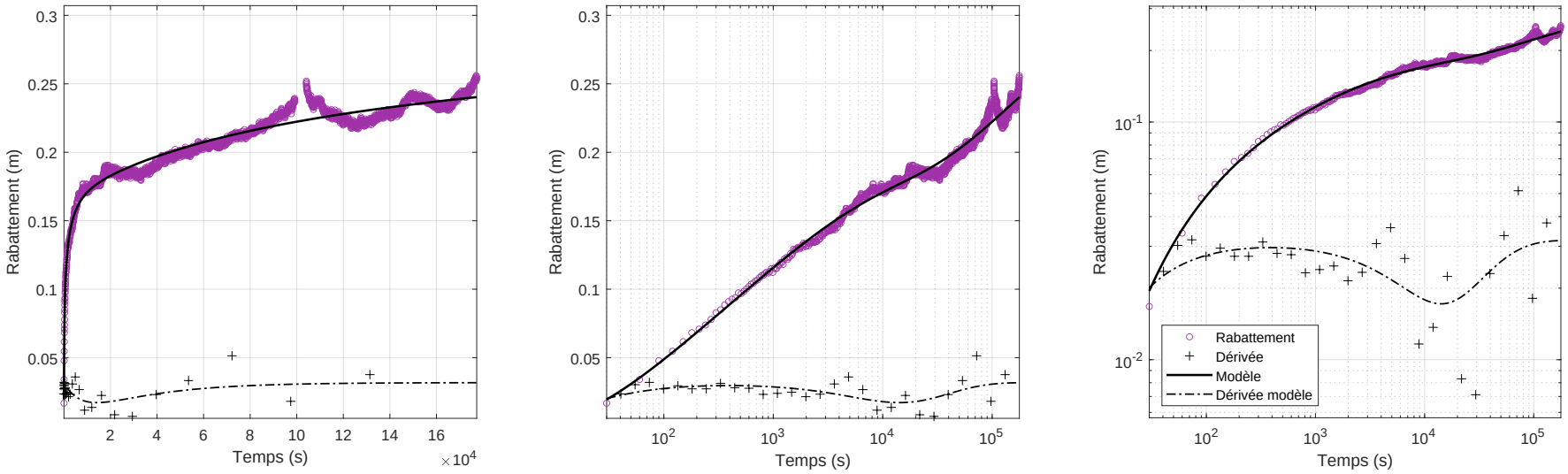
Test data:
Nom du puits: OW-5
Discharge rate: 3.27e-03 m^3/s
Radial distance: 8 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 7.1e-03 m^2/s
Storativity Sf: 1.3e-03
Storativity Sm: 4.8e-03

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.084 m
intercept t0: 5.1 s
Minimum derivative tm: 9.9e+03 s

FIGURE B.24 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-5 lors de la deuxième séquence de pompage (SCW-2) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



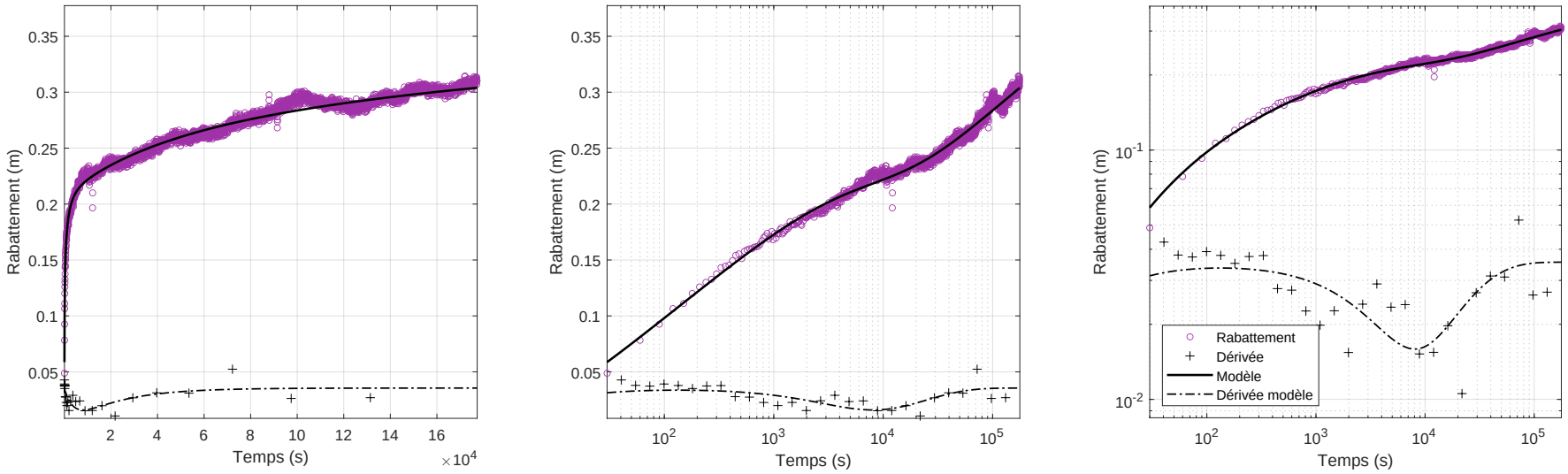
Test data:
Nom du puits: OW-6
Discharge rate: 3.27e-03 m^3/s
Radial distance: 69 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 8.2e-03 m^2/s
Storativity Sf: 9.4e-05
Storativity Sm: 2.6e-04

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.073 m
intercept t0: 25 s
Minimum derivative tm: 1.4e+04 s

FIGURE B.25 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-6 lors de la deuxième séquence de pompage (SCW-2) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



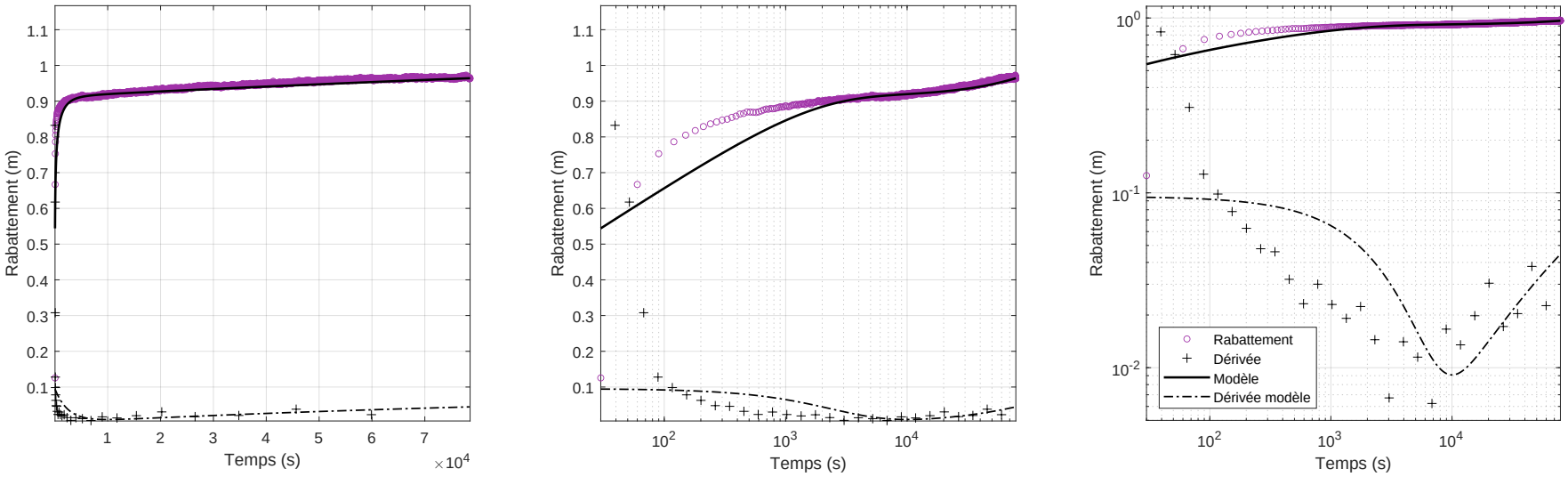
Test data:
Nom du puits: OW-7
Discharge rate: 3.27e-03 m^3/s
Radial distance: 9.6 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 7.3e-03 m^2/s
Storativity Sf: 1.2e-03
Storativity Sm: 5.0e-03

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.082 m
intercept t0: 6.4 s
Minimum derivative tm: 8.1e+03 s

FIGURE B.26 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-7 lors de la deuxième séquence de pompage (SCW-2) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



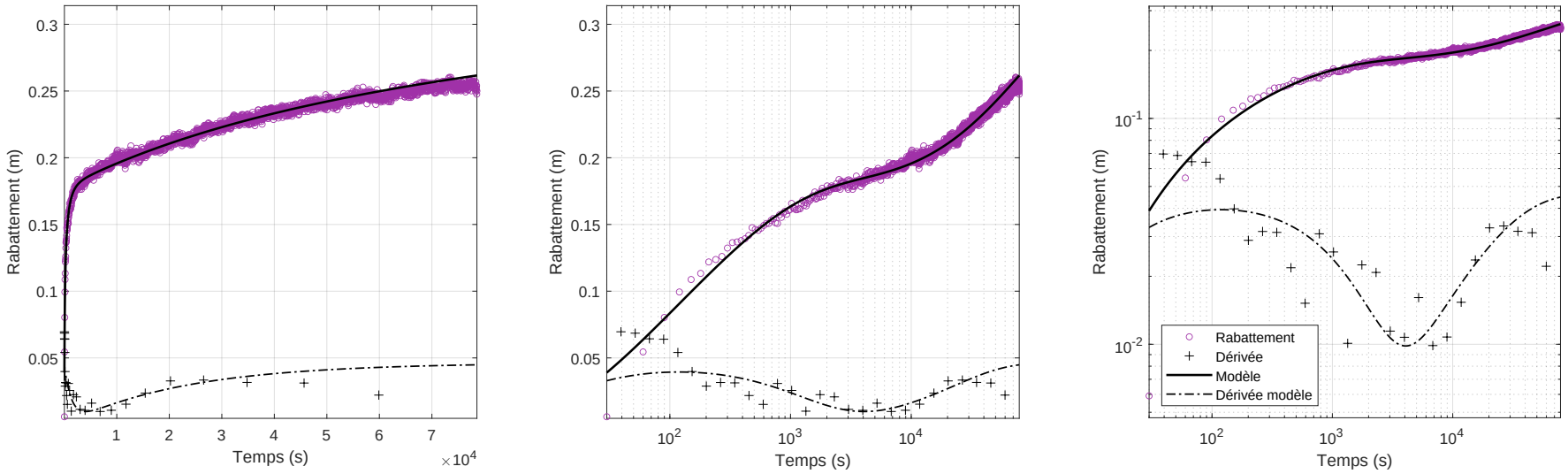
Test data:
Nom du puits: SCW-1
Discharge rate: 3.13e-03 m^3/s
Radial distance: 0.076 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 2.6e-03 m^2/s
Storativity Sf: 1.0e-01
Storativity Sm: 4.9e+00

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.22 m
intercept t0: 0.1 s
Minimum derivative tm: 1e+04 s

FIGURE B.27 Interprétation de la réponse hydraulique du puits de pompage SCW-1 lors de la quatrième séquence de pompage (SCW-1) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



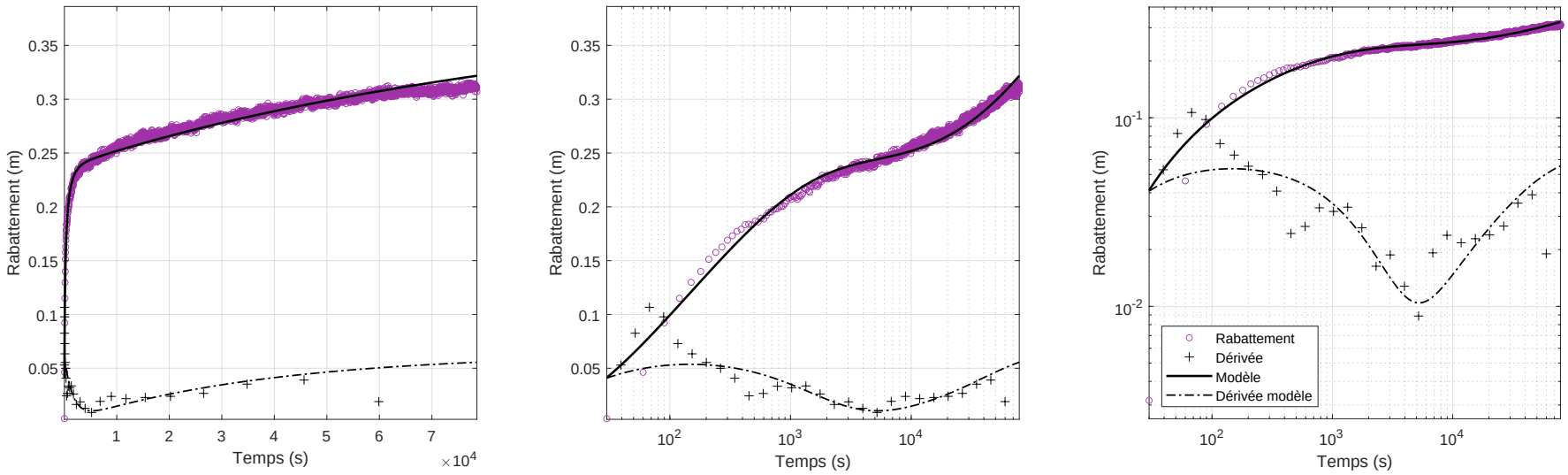
Test data:
Nom du puits: SCW-2
Discharge rate: 3.13e-03 m^3/s
Radial distance: 6.1 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 5.4e-03 m^2/s
Storativity Sf: 5.7e-03
Storativity Sm: 8.8e-02

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.11 m
intercept t0: 17 s
Minimum derivative tm: 4e+03 s

FIGURE B.28 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation SCW-2 lors de la quatrième séquence de pompage (SCW-1) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



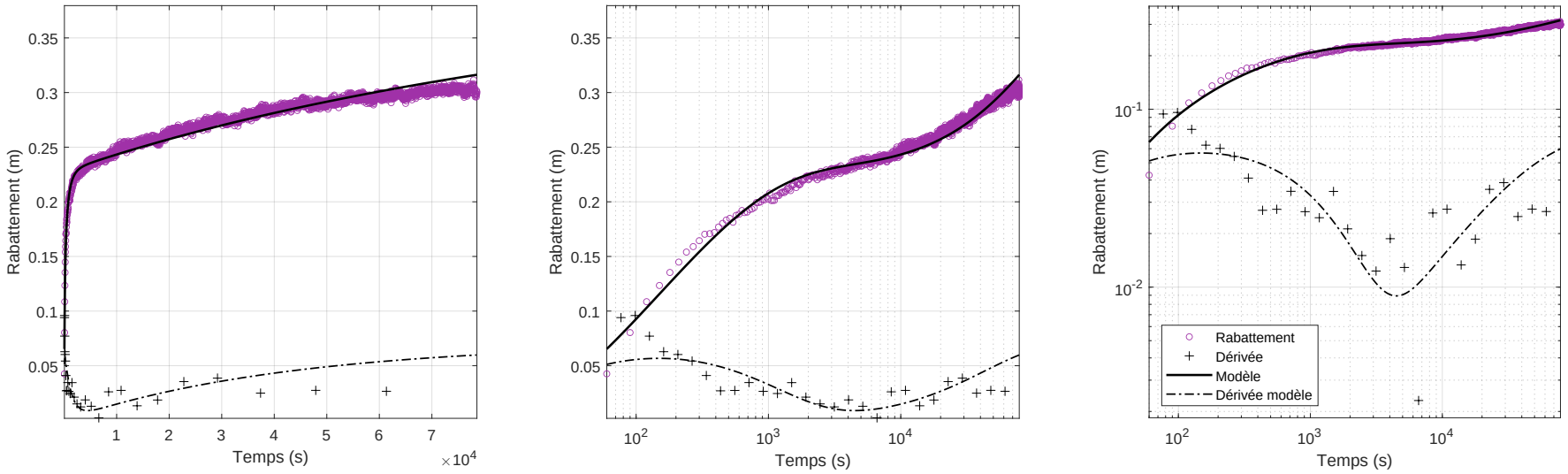
Test data:
Nom du puits: SCW-3
Discharge rate: 3.13e-03 m^3/s
Radial distance: 13 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 3.9e-03 m^2/s
Storativity Sf: 1.3e-03
Storativity Sm: 2.9e-02

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.15 m
intercept t0: 23 s
Minimum derivative tm: 5.2e+03 s

FIGURE B.29 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation SCW-3 lors de la quatrième séquence de pompage (SCW-1) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



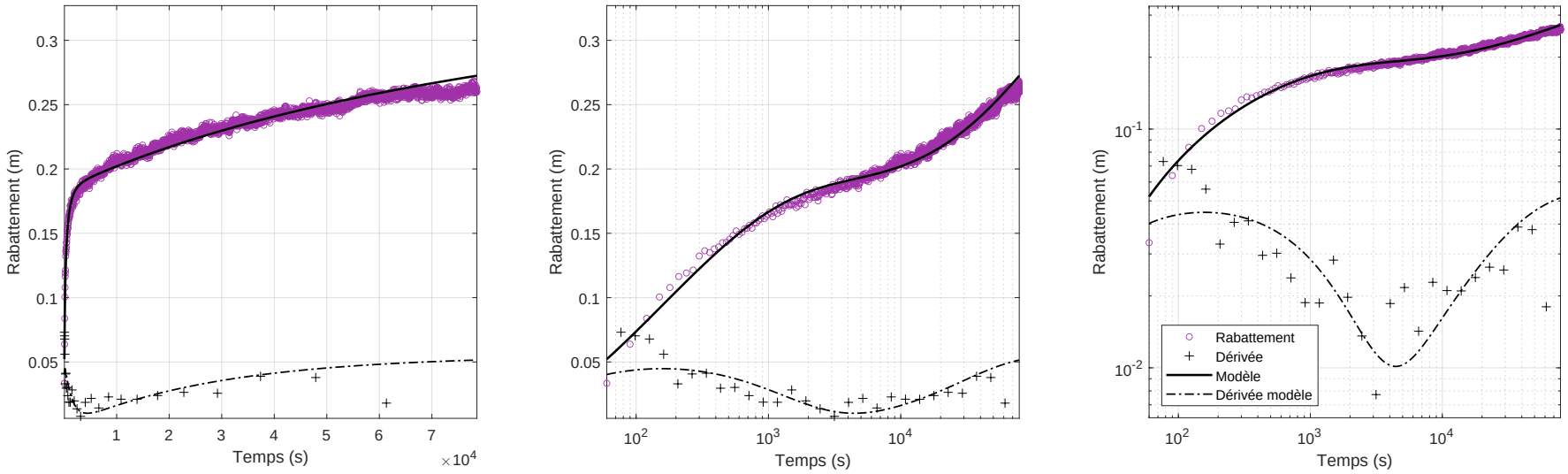
Test data:
Nom du puits: SCW-4
Discharge rate: 3.13e-03 m^3/s
Radial distance: 19 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 3.5e-03 m^2/s
Storativity Sf: 6.6e-04
Storativity Sm: 2.1e-02

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.17 m
intercept t0: 31 s
Minimum derivative tm: 4.4e+03 s

FIGURE B.30 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation SCW-4 lors de la quatrième séquence de pompage (SCW-1) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



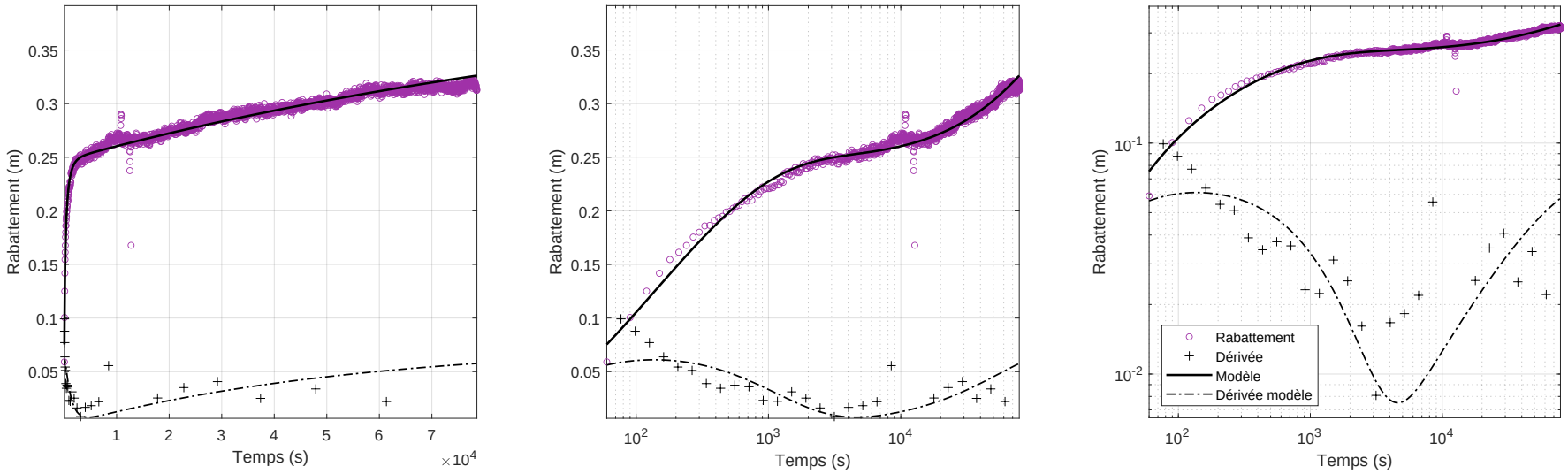
Test data:
Nom du puits: SCW-5
Discharge rate: 3.13e-03 m^3/s
Radial distance: 26 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 4.5e-03 m^2/s
Storativity Sf: 4.5e-04
Storativity Sm: 8.5e-03

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.13 m
intercept t0: 30 s
Minimum derivative tm: 4.4e+03 s

FIGURE B.31 Interprétation de la réponse hydraulique du puits de pompage SCW-5 lors de la quatrième séquence de pompage (SCW-1) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



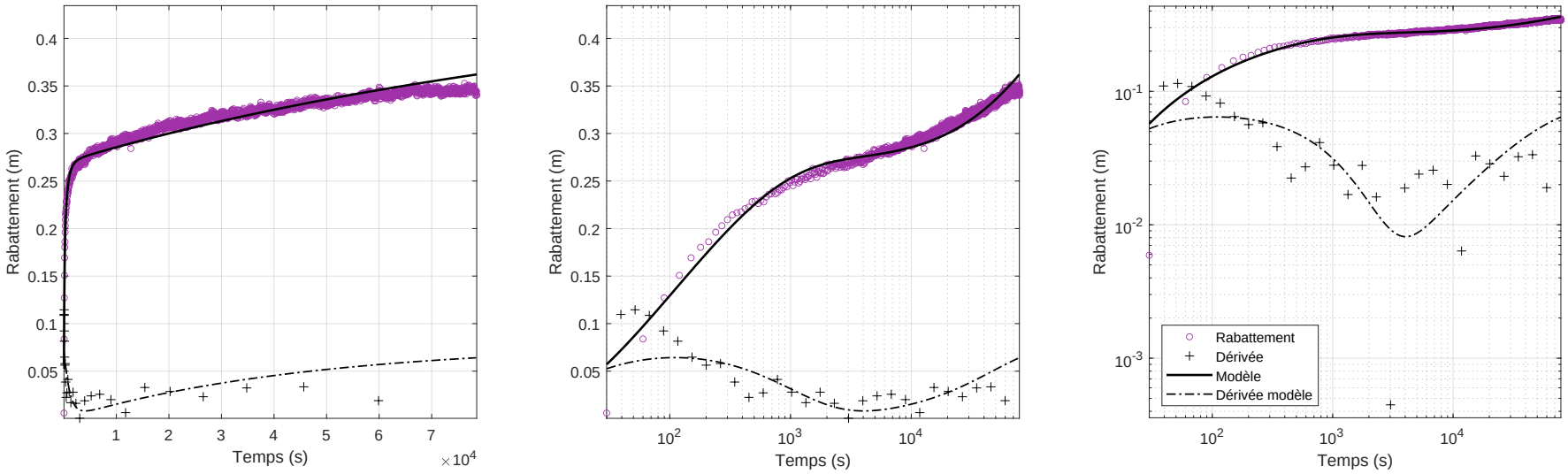
Test data:
Nom du puits: IW
Discharge rate: 3.13e-03 m^3/s
Radial distance: 22 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 3.2e-03 m^2/s
Storativity Sf: 4.4e-04
Storativity Sm: 2.0e-02

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.18 m
intercept t0: 28 s
Minimum derivative tm: 4.5e+03 s

FIGURE B.32 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation IW lors de la quatrième séquence de pompage (SCW-1) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



Test data:
Nom du puits: OW-1
Discharge rate: 3.13e-03 m^3/s
Radial distance: 27 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 3.2e-03 m^2/s
Storativity Sf: 1.9e-04
Storativity Sm: 8.0e-03

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.18 m
intercept t0: 20 s
Minimum derivative tm: 4e+03 s

FIGURE B.33 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-1 lors de la quatrième séquence de pompage (SCW-1) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).

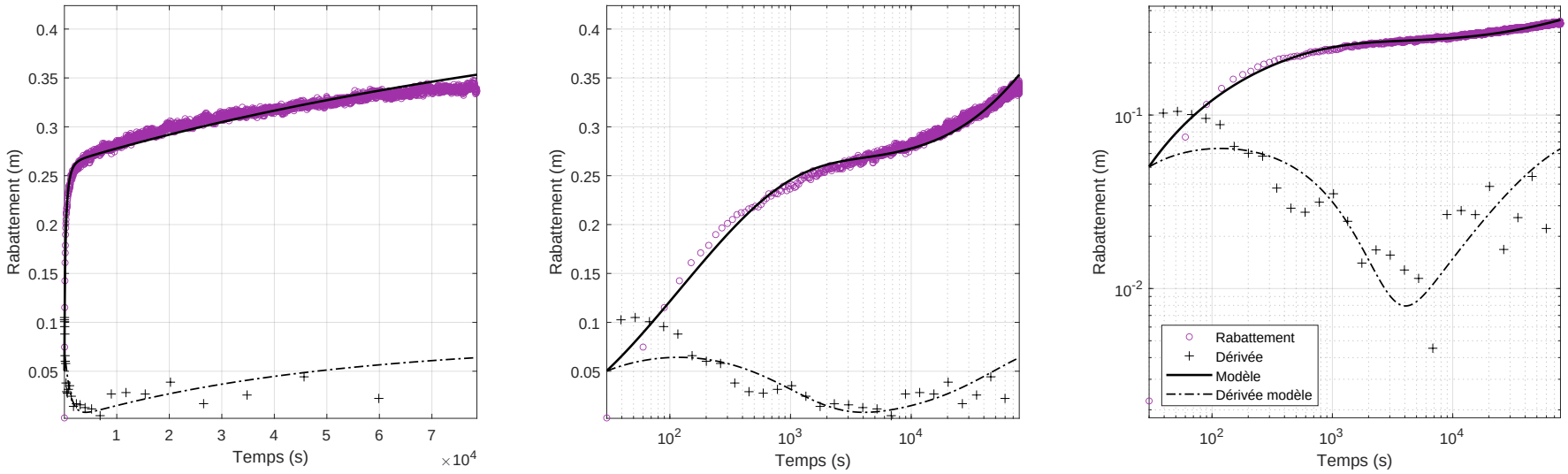
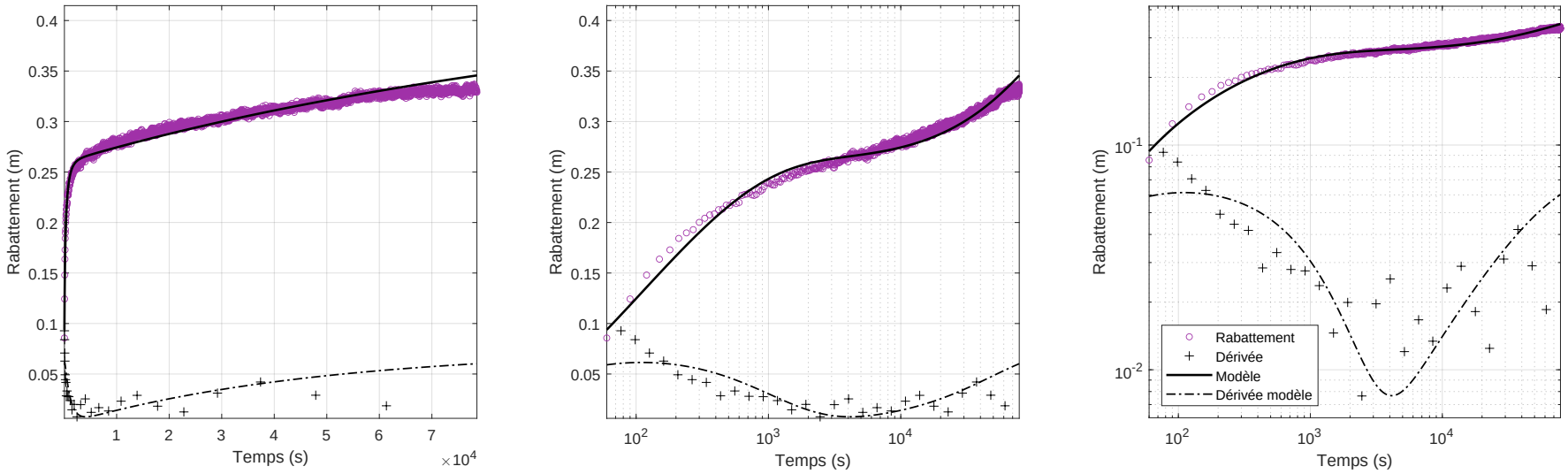


FIGURE B.34 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-2 lors de la quatrième séquence de pompage (SCW-1) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



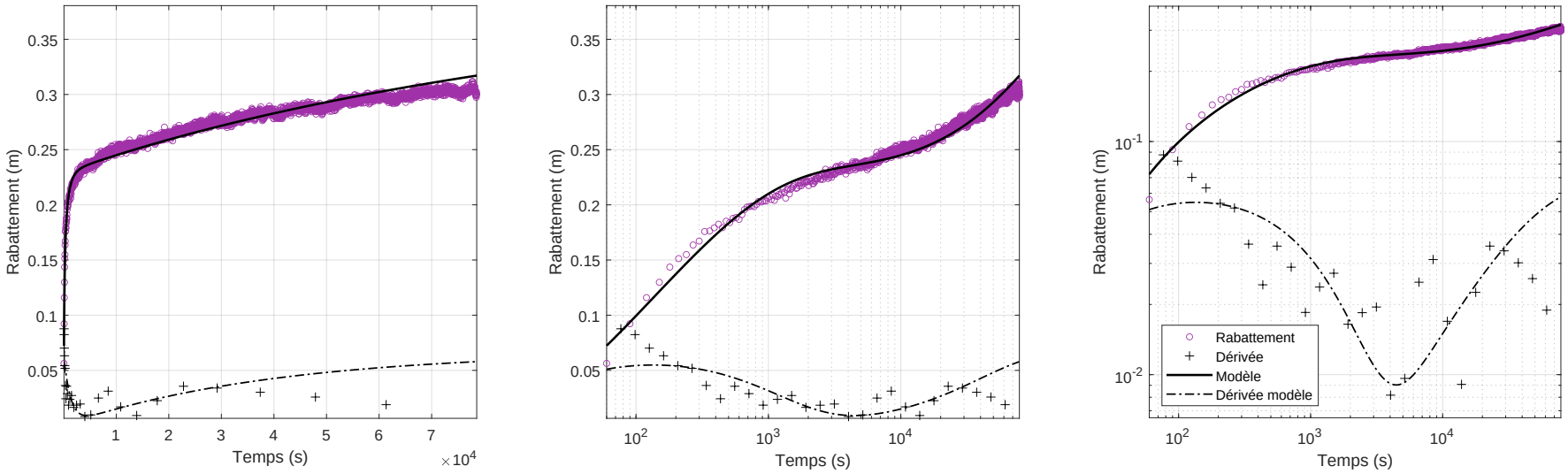
Test data:
Nom du puits: OW-3
Discharge rate: 3.13e-03 m^3/s
Radial distance: 16 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 3.3e-03 m^2/s
Storativity Sf: 5.5e-04
Storativity Sm: 2.3e-02

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.17 m
intercept t0: 20 s
Minimum derivative tm: 4.1e+03 s

FIGURE B.35 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-3 lors de la quatrième séquence de pompage (SCW-1) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



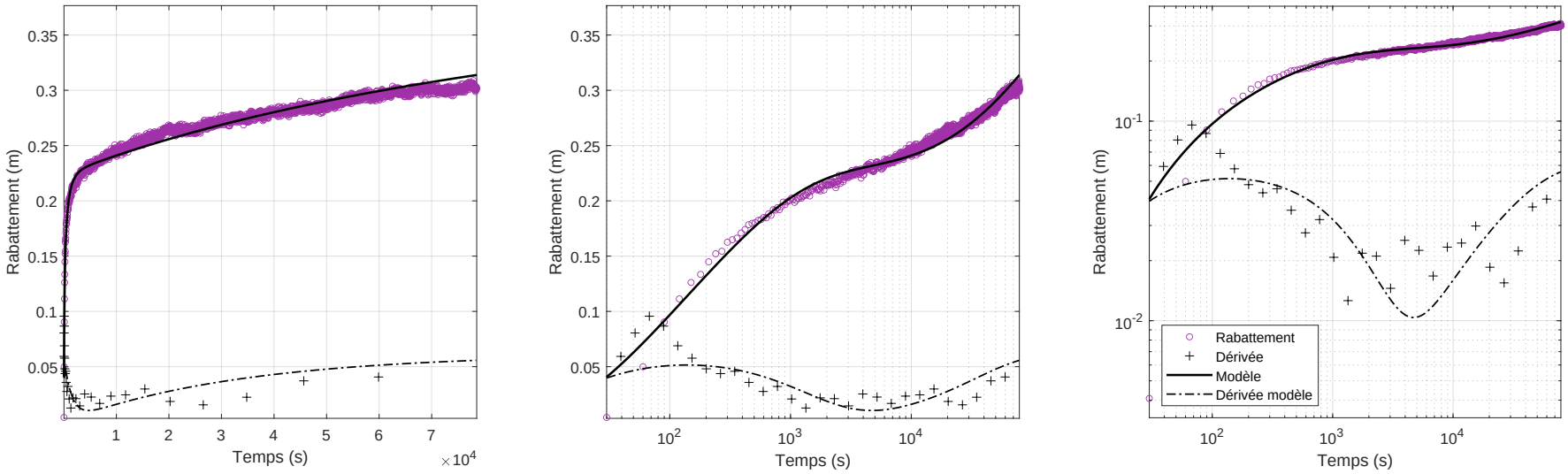
Test data:
Nom du puits: OW-4
Discharge rate: 3.13e-03 m^3/s
Radial distance: 24 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 3.7e-03 m^2/s
Storativity Sf: 3.7e-04
Storativity Sm: 1.1e-02

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.16 m
intercept t0: 25 s
Minimum derivative tm: 4.4e+03 s

FIGURE B.36 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-4 lors de la quatrième séquence de pompage (SCW-1) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



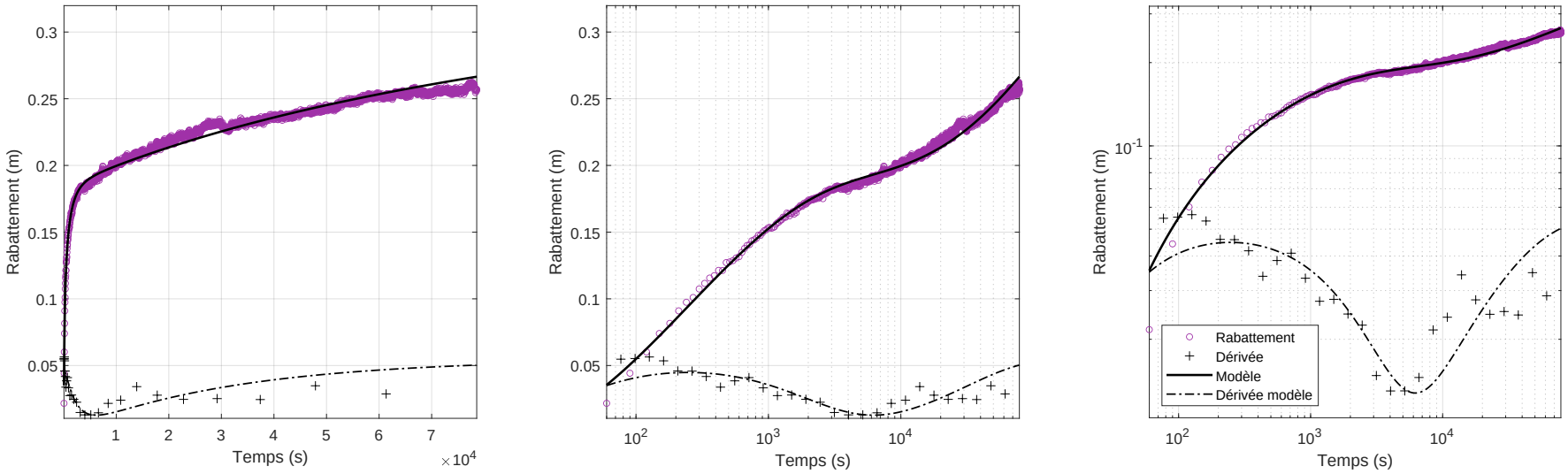
Test data:
Nom du puits: OW-5
Discharge rate: 3.13e-03 m^3/s
Radial distance: 14 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 4.0e-03 m^2/s
Storativity Sf: 1.0e-03
Storativity Sm: 2.3e-02

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.14 m
intercept t0: 23 s
Minimum derivative tm: 4.7e+03 s

FIGURE B.37 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-5 lors de la quatrième séquence de pompage (SCW-1) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



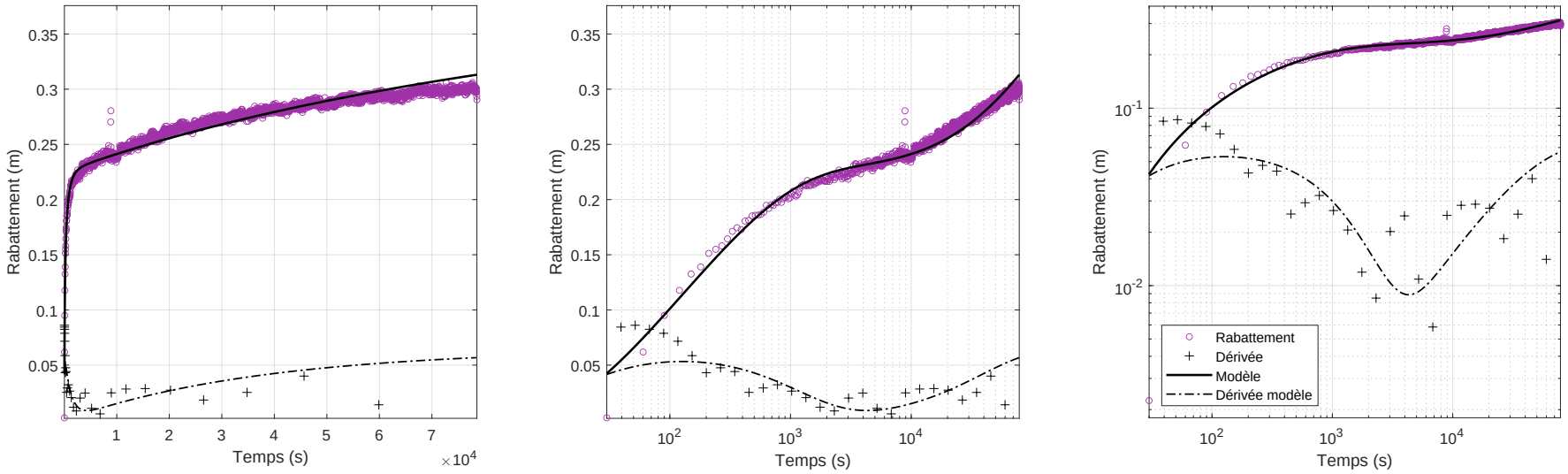
Test data:
Nom du puits: OW-6
Discharge rate: 3.13e-03 m^3/s
Radial distance: 68 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 4.5e-03 m^2/s
Storativity Sf: 1.0e-04
Storativity Sm: 1.3e-03

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.13 m
intercept t0: 46 s
Minimum derivative tm: 6.1e+03 s

FIGURE B.38 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-6 lors de la quatrième séquence de pompage (SCW-1) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).



Test data:
Nom du puits: OW-7
Discharge rate: 3.13e-03 m^3/s
Radial distance: 12 m

Hydraulic parameters:
Transmissivity Tf: 3.8e-03 m^2/s
Storativity Sf: 1.3e-03
Storativity Sm: 3.6e-02

Warren and Root (1965) Model

Fitting parameters:
slope a: 0.15 m
intercept t0: 23 s
Minimum derivative tm: 4.3e+03 s

FIGURE B.39 Interprétation de la réponse hydraulique du puits d'observation OW-7 lors de la quatrième séquence de pompage (SCW-1) selon la solution analytique de Warren et Root (1963).

ANNEXE C ADAPTATION DU RAPPORT DE CHAMPAGNE-PÉLADEAU (2023)

C.1 Méthodologie et description du site

La fluorescéine de sodium ($C_{20}H_{10}Na_2O_5$), aussi appelée uranine, a été utilisée pour les essais. Sa solubilité est d'environ 500 g/L (Casalini, 2011). Les solutions d'injection ont été préparées en dissolvant la poudre d'uranine dans l'eau sans dépasser la solubilité. Il est important de brasser la solution à maintes reprises pour assurer son homogénéité. L'uranine est photodégradable (Aley, 2019). Il est donc important d'éviter son exposition aux rayons UV. Des pots ambrés ont été utilisés pour la solution d'injection et pour les échantillons. De même, les différents conduits du montage de l'essai ont été protégés de la lumière. Il est important de mentionner que l'intensité de la fluorescence de l'uranine dépend de certains paramètres physico-chimiques de l'eau tels que la concentration en chlore, le pH et la température. Pour cette raison, tout au long des essais, l'eau souterraine en provenance du site étudié a été utilisée pour la préparation des solutions, des standards de calibration et pour les rinçages. Une température plus élevée réduit l'intensité de la fluorescence. Plus précisément, l'intensité de l'uranine diminue d'environ -0,8 %/^{o}C (Kesavan, 2001).

Le pH de l'eau doit se trouver au-delà de 6.5 pour que l'intensité de la fluorescence soit suffisante et qu'une concentration en uranine puisse être mesurée (Aley, 2019). De même, celui-ci doit être constant, car, autrement, une correction de la concentration devrait être effectuée. Il est estimé que l'uranine est non réactive pour les deux aquifères testés, soit qu'il n'y a aucune sorption ou dégradation dans le milieu. Ainsi, il est possible d'établir que le facteur de dégradation R est de 1 et que le coefficient de dégradation λ est de 0.

Un essai de traçage de type radial convergent a été réalisé le 28 juillet 2022 à l'école de la Clé-des-Champs à Mirabel. Des photos de l'essai de traçage se trouvent à la fin du document (C.3). Le puits SCW-3 était en pompage depuis le 22 juillet 2022 ; un régime quasi permanent était établi avant l'injection du traceur. Une solution d'uranine d'une concentration de 2 942 mg/L a été préparée la veille de l'injection à partir d'une masse de 50,02 g diluée dans environ 17 L d'eau. La solution a été injectée le 28 juillet 2022 entre 9h30 et 10h00 dans le puits OW-7 à une profondeur d'environ 90.5 m à l'aide d'une pompe péristaltique ajustée à un débit approximatif de 0,5 L/min. Le volume d'eau contenu dans la tubulure d'injection étant d'environ 11,7 L, environ 23 minutes se sont écoulées avant que la solution d'uranine entre dans le puits. Le contenant opaque de 20 L qui entreposait la solution d'uranine a été rincé

à trois reprises. Le volume d'eau de rinçage a représenté environ 20 à 30 L.

Le puits d'injection OW-7 est situé à une distance de 8,709 m du puits de pompage SCW-3. Les rapports de forage de ces puits se trouvent à l'annexe A. Le débit de pompage au SCW-3 était d'environ 47 guspm (178,5 L/min). Le gradient hydraulique naturel entre ces deux puits est de 0,0016, alors que celui induit par le pompage au SCW-3 est de 0,1470. Tout juste avant l'injection de l'uranine, l'élévation du niveau d'eau au puits SCW-3 et OW-7 était de 57,21 m et 58,48 m respectivement.

Des échantillons d'eau ont été prélevés ponctuellement à l'aide d'une pompe péristaltique la première journée de l'essai au puits de pompage SCW-3. La fréquence d'échantillonnage a été minimalement d'un échantillon par 15 minutes pour les 1,5 premières heures et d'un échantillon par 30 minutes pour les 3,5 heures suivantes. Au départ du site, l'échantillonnage a été poursuivi à l'aide d'un échantillonneur automatique de marque Isco, modèle 6712. Un échantillon par heure a été prélevé durant 4 heures. Malheureusement, la tubulure de l'échantillonneur automatique s'est déconnectée et les échantillons subséquents n'ont pas été prélevés. La tubulure a été replacée le 29 juillet à 13h00. Par la suite, des échantillons ont été prélevés à chaque 6 heures jusqu'au 1^{er} août à 13h00. Puisque les concentrations étaient pratiquement nulles avant que la tubulure se déconnecte, cette situation n'a pas eu d'implication sur la qualité des données mesurées. Tous les échantillons ont été prélevés à une profondeur d'environ 9 m, soit tout juste sous la pompe submersible.

Afin d'évaluer les teneurs de fond en uranine préalablement à l'essai, des échantillons d'eau ont été prélevés une semaine ainsi qu'une trentaine de minutes avant l'essai. Les analyses chimiques ont été réalisées au *Laboratoire d'analyse des Molécules et des Matériaux Photoactifs* (LAMP) à l'Université de Montréal. Un spectromètre de fluorescence *LS-55* de Perkin-Elmer a été utilisé pour les analyses. À noter que les standards de calibration ont été préparés au laboratoire de Polytechnique Montréal avec l'eau souterraine provenant du site.

C.2 Résultats et discussion

La courbe de restitution de l'essai de traçage est présentée à la figure C.1 suivante.

Une masse de 78,79 g récupérée au puits de pompage a été calculée à partir de l'aire sous la courbe et du débit de pompage. Cette valeur est aberrante, puisqu'elle est supérieure à la masse injectée de 50,02 g. Il est à noter qu'aucun teneur de fond en uranine n'a été mesuré avant l'essai de traçage. Il est important de préciser que les valeurs relatives de concentration sont jugées fiables. En effet, le temps correspondant au pic de concentration maximal est juste. Ainsi, il est possible de définir la vitesse d'avancement réelle de l'eau souterraine à

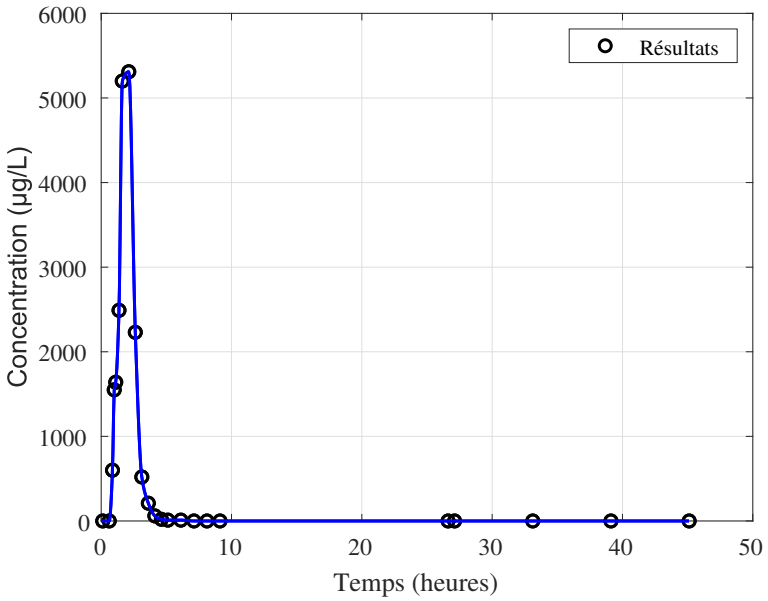


FIGURE C.1 Courbe de restitution de l'essai de traçage.

l'aide de cet essai. C'est plutôt dans le calcul de la dispersivité longitudinale que les erreurs peuvent avoir des implications sur les résultats obtenus.

Plusieurs sources d'erreurs et d'incertitudes peuvent expliquer cette valeur aberrante. La première est la température des standards de calibration comparée à celle des échantillons analysés. En effet, les standards et les échantillons auraient dû être conservés à une même température lors de l'analyse. Or, ce n'était pas possible de contrôler cela adéquatement, car il n'y avait pas de réfrigérateur disponible au laboratoire d'analyse. Une glacière a alors été utilisée, ce qui fait que la température n'était pas stable. Cette situation n'est pas optimale, car elle peut entrainer une variation de -0,8 %/°C sur les concentrations mesurées. Une seconde source d'erreur possible est une différence de pH entre les standards de calibration et les échantillons. Idéalement, avant de procéder aux analyses chimiques, le pH des échantillons et des standards doit être ajusté. Pour ce faire, les échantillons et standards peuvent être placés dans une atmosphère à teneur élevée en ammoniaque pour une durée minimale de 2 heures afin d'augmenter le pH (Aley, 2019). L'intensité de la fluorescence est plus grande lorsque le pH est élevé (Kola, 2006). Il est possible que le pH des standards fût moindre que ceux des échantillons. Cela pourrait expliquer que les concentrations en uranine soient trop élevées. Lors de la préparation des standards, de l'eau distillée dont le pH est près de 7 a été utilisée en très petite quantité pour compléter le trait de jauge. Cela pourrait expliquer un pH plus petit pour les standards de calibration. À noter que le pH de l'eau souterraine a été mesuré lors du prélèvement des échantillons à l'aide d'une sonde multi-paramètres Hanna.

Il se trouvait environ entre 7,4 et 7,8. Il y a aussi les incertitudes sur les instruments de mesure pour les préparations des standards tels que la précision des ballons de jaugeage, de la balance, des pipettes et des seringues. Il faut ajouter à cela la précision du spectromètre de fluorescence. Un autre élément est la précision des dilutions des échantillons. Pour préciser, les échantillons présentant une couleur très visible à l'oeil nu ont été dilués, étant donné que la relation entre l'intensité de la fluorescence et la concentration n'est linéaire qu'entre 0 et 1000 μg/L (Kesavan, 2001, Robinson, 1959).

Pour d'éventuels travaux, l'ajustement du pH des échantillons et des standards de calibration lors d'analyses en laboratoire permettrait d'assurer de meilleurs résultats. De plus, les échantillons et standards de calibration devraient être conservés à une température stable tout au long des analyses. Le trait de jauge devrait lui aussi être complété à l'aide d'eau souterraine provenant du site. L'utilisation d'un capteur enregistrant la concentration en traceur en continu combiné au prélèvement d'échantillons serait de pratique plus rigoureuse. Il serait notamment possible de contrevérifier les analyses de laboratoire avec ceux du capteur. Il pourrait être pertinent d'utiliser une pompe plus performante pour l'injection du traceur afin de diminuer le temps d'injection. Cela a pris une trentaine de minutes pour cet essai. Il pourrait être envisagé de réduire les temps d'injection à moins de 5 minutes. Aussi, la concentration mesurée a été au-delà de 1 000 μg/L. Il était attendu d'observer des concentrations bien moindres. Il serait préférable de viser des concentrations maximales en uranine de 500 μg/L au puits de restitution pour éviter d'avoir à effectuer des dilutions au laboratoire et pour être dans la portion linéaire de la courbe « intensité en fluorescence vs concentration en uranine ».

Considérant que la distance entre le puits d'injection et de récupération est de 8,709 m et que 111 minutes se sont écoulées entre l'entrée de l'uranine dans le puits d'injection et l'observation de la concentration maximale au puits SCW-3, la vitesse de l'eau induite par le pompage est d'environ 1,3 x 10^{-3} m/s. À noter qu'ici le centre de gravité de la courbe de restitution correspond environ au pic de cette dernière. L'essai a permis de confirmer l'existence d'un lien hydraulique direct entre le puits de restitution (SCW-3) et d'injection (OW-7) vu la récupération rapide.

La courbe de restitution montre la présence d'un unique pic bien prononcé. Il est plausible que le traceur ait voyagé dans une seule fracture, soit celle à proximité de la zone d'injection observée à une profondeur d'environ 90,35 m au OW-7 et d'environ 89,05 m au SCW-3 sur les diagraphies. Dans l'éventualité où le traceur avait voyagé dans plus d'une fracture, plusieurs pics auraient été observés sur la courbe de restitution. De plus, un effet de « tailing » aurait été observé sur la courbe de restitution si le traceur avait voyagé de façon considérable via la

matrice. Il est supposé que la fracture à environ 90 m de profondeur est entièrement ouverte sur cette distance. Il est alors possible de poser que la porosité du milieu dans lequel l'eau a voyagé est de 1. Cela considère qu'il n'y a aucun sédiment ou précipité dans la fracture ouverte. Autrement dit, c'est équivalent à considérer que le traceur a voyagé entre deux plans. À noter que les diagraphies réalisées, combinées à l'utilisation d'un étrier, ont permis d'observer des ouvertures de fracture de 104 mm au puits SCW-3 et de 100 mm au puits OW-7 à cette profondeur. L'ouverture de cette fracture varie de 2 à 160 mm dans les 12 puits où des diagraphies ont été réalisées. En utilisant le gradient hydraulique induit par le pompage (0.1470), une conductivité hydraulique peut être calculée et associée à la fracture. Une valeur de 8,7 x 10^{-3} m/s est obtenue.

C.3 Document photographique



FIGURE C.2 Injection de la solution d'uranine au puits OW-7.



FIGURE C.3 Échantillonnage de l'eau souterraine au puits de récupération SCW-3.



FIGURE C.4 Échantillonnage automatique au puits de récupération SCW-3.

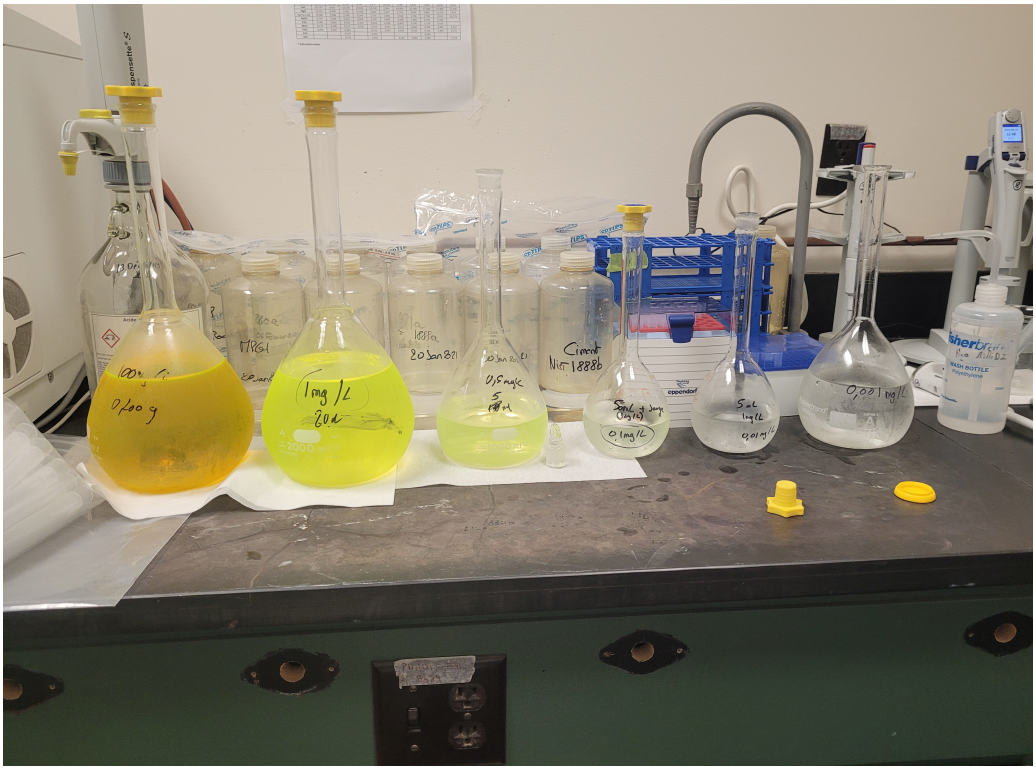


FIGURE C.5 Préparation des standards de calibration au laboratoire de Polytechnique Montréal.