



Deposited via The University of Leeds.

White Rose Research Online URL for this paper:

<https://eprints.whiterose.ac.uk/id/eprint/139268/>

Version: Accepted Version

Proceedings Paper:

Maragna, C and Loveridge, F (2018) Interpretation of thermal responses tests and sizing of pile heat exchangers. In: Proceedings of JNGG 2018. Journées Nationales de Géotechnique et de Géologie de l'Ingénieur – Champs-sur-Marne 2018, 13-15 Jun 2018, Champs sur Marne.

Reuse

Items deposited in White Rose Research Online are protected by copyright, with all rights reserved unless indicated otherwise. They may be downloaded and/or printed for private study, or other acts as permitted by national copyright laws. The publisher or other rights holders may allow further reproduction and re-use of the full text version. This is indicated by the licence information on the White Rose Research Online record for the item.

Takedown

If you consider content in White Rose Research Online to be in breach of UK law, please notify us by emailing eprints@whiterose.ac.uk including the URL of the record and the reason for the withdrawal request.

INTERPRETATION DE TESTS DE REPONSE THERMIQUE ET DIMENSIONNEMENT DE PIEUX GEOTHERMIQUES

INTERPRETATION OF THERMAL RESPONSES TESTS AND SIZING OF PILE HEAT EXCHANGERS

Charles MARAGNA¹, Fleur LOVERIDGE²

¹ BRGM, France

² School of Civil Engineering, University of Leeds, Royaume-Uni

RÉSUMÉ – Une méthode d'interprétation de TRT adaptée à des pieux géothermiques est présentée. En prenant en compte l'inertie thermique du pieu, elle améliore la prédiction de la température du fluide au début du test. Par ailleurs, dans le cas d'un pieu de grand diamètre (ici 60 cm), la réalisation d'un TRT complémentaire sur un forage de petit diamètre permet de réduire grandement la durée des investigations (de 250 h à 70 h).

ABSTRACT – This paper presents a method for the interpretation of thermal response test (TRT) suitable for pile heat exchangers. As the thermal inertia of the pile is accounted for, the method increases the prediction of fluid temperature early in the test. Besides, in case of wide piles (here 60 cm diameter), achieving a complementary TRT on a narrow borehole makes it possible to decrease the duration of investigation (from 250 h to 70 h).

1. Introduction

La Loi de transition énergétique pour la croissance verte d'août 2015 vise à ce qu'en 2030 les énergies renouvelables représentent 38 % de la consommation finale de chaleur. Ceci passe par une augmentation de la chaleur livrée par les pompes à chaleur géothermique à 25,6 GWh.an⁻¹ fin 2018 et, pour le scénario le plus volontariste, 37,2 GWh.an⁻¹ fin 2023.

Les pieux géothermiques peuvent contribuer à remplir cet objectif. En effet, l'équipement géothermique de pieux de fondation permet de réduire les coûts d'installation des échangeurs géothermiques, et ainsi les émissions de gaz à effets de serre pour la couverture des besoins de chauffage, rafraîchissement et eau chaude sanitaire du bâtiment.

Le dimensionnement thermique d'un groupe de pieux nécessite de prendre en compte les propriétés thermiques du sol et du pieu. Un test de réponse thermique (TRT) permet d'estimer ces propriétés. En routine, l'interprétation du TRT repose sur un modèle thermique purement résistif développé pour les sondes géothermiques verticales qui néglige l'inertie du forage. Or le rayon d'un pieu, qui peut excéder 50 cm, est bien supérieur au rayon d'une sonde (typiquement 8 à 10 cm). Des travaux récents montrent que cette méthode n'est pas adaptée aux pieux géothermiques de grand diamètre (Loveridge et al. 2014).

Le papier présente une méthode pratique d'interprétation de TRT adaptée à des pieux géothermiques, y compris ceux de grand diamètre.

2. Test de réponse thermique (TRT) sur les pieux

2.1. Rappel : Procédure de TRT et interprétation

Le TRT est une procédure qui vise à estimer les propriétés thermiques des terrains traversés par une sonde géothermique verticale (Reiss et al. 2012). Un liquide caloporteur (généralement de l'eau) circule dans les tubes du pieu à débit-volume constant Q_v ($\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$) tandis qu'un réchauffeur électrique fournit au fluide une puissance constante P (W). Les températures d'entrée T_{in} et de sortie T_{out} du pieu sont enregistrées tout au long du TRT.

L'interprétation du TRT permet d'estimer :

- La température initiale non perturbée du sous-sol T_0 ,
- La conductivité thermique du sous-sol λ_m ($\text{W} \cdot \text{K}^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$),
- La résistance thermique du forage R_b ($\text{K} \cdot \text{m} \cdot \text{W}^{-1}$).

L'interprétation classique du TRT considère que l'évolution de la température du liquide caloporteur T_f est décrite par un modèle analytique dit de la « ligne source infinie » (LSI) qui néglige l'inertie thermique du matériau de remplissage du forage (Gehlin 2002) :

$$T_f = \frac{T_{in} + T_{out}}{2} = T_0 + pR_b + \frac{p}{4\pi\lambda_m} E_1\left(\frac{1}{4t^*}\right) \quad (1)$$

Dans l'équation (1), p est la puissance linéique ($\text{W} \cdot \text{m}^{-1}$) définie comme le ratio entre la puissance P et la profondeur de l'échangeur H . t^* est le temps adimensionné ou nombre de Fourier :

$$t^* = \frac{\lambda_m}{(\rho C_p)_m r_b^2} t \quad (2)$$

$(\rho C_p)_m$ est la capacité calorifique volumique du sol ($\text{MJ} \cdot \text{K}^{-1} \cdot \text{m}^{-3}$) et r_b le rayon du forage. $(\rho C_p)_m$ est estimée en fonction de la lithologie, par exemple à l'aide de la norme SIA-384/6 (SIA 2010). Une forme approchée de l'équation (1) est généralement retenue, avec γ la constante d'Euler ($\gamma = 0,5773$) :

$$T_f \approx T_0 + pR_b + \frac{p}{4\pi\lambda_m} [\ln(4t^*) - \gamma] \quad (3)$$

λ_m et R_b sont déterminés en minimisant l'écart quadratique moyen ε ($^\circ\text{C}$) entre la température mesurée T_{fl} et celle calculée par l'équation (3) :

$$\varepsilon(\lambda_m, R_b) = \left[\frac{1}{t_{max} - t_{min}} \int_{t_{min}}^{t_{max}} (T_{f,exp}(t) - T_{f,mod}(\lambda_m, R_b, t))^2 dt \right]^{\frac{1}{2}} \quad (4)$$

On exclut de l'interprétation le régime thermique transitoire correspondant à la montée en charge thermique du pieu, d'où un ajustement des paramètres à partir d'une durée t_{min} dans l'éq. (4).

2.2. Données expérimentales

Un TRT réalisé sur un pieu de 30,0 cm de rayon localisé dans de l'argile de Londres (dénommé « set C ») est analysé dans ce papier (cf. Table 1). Les données ont été fournies par Crossrail, sur la base de tests conduits par GI Energy. On suppose

$(\rho C_p)_m = 2,4 \text{ MJ.K}^{-1}.\text{m}^{-3}$, ce qui est cohérent avec la norme SIA-384/6 qui recommande de retenir une capacité calorifique de $2,3 \text{ MJ.K}^{-1}.\text{m}^{-3}$ pour de l'argile saturée.

Table 1: Caractéristique du TRT réalisé

Profondeur du pieu H (m)	31
Rayon du pieu r_b (m)	0,300
Équipement géothermique	Double-U
Diamètre externe des tubes (cm)	2,50
Épaisseur des tubes (cm)	0,23
Distance entre deux tubes diamétralement opposés (m)	0,425
Température initiale du terrain T_0 (°C)	14,23
Puissance apportée P (kW)	1,69
Puissance linéique p_f (W.m^{-1})	54,6
Débit-masse dans le pieu ($\text{m}^3.\text{h}^{-1}$)	1,15
Durée de l'apport de chaleur (h)	354,1

Du fait de l'inertie thermique du béton, l'évolution de la température de fluide sur les premières dizaines d'heure s'éloigne du comportement purement linéaire en fonction du logarithme du temps prédit par l'équation (1) (cf. Figure 1).

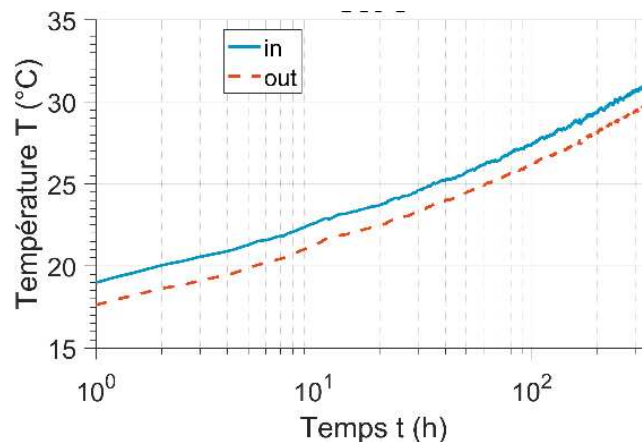


Figure 1 : Evolutions des températures en entrée (in) et sortie (out) des pieux.

2.3. Développement du modèle résistif-capacitif

Un modèle a été développé pour prendre en compte l'inertie thermique du forage. Celle-ci est modélisée par une capacité $\mathcal{C}$ ($\text{J.K}^{-1}.\text{m}^{-1}$) positionnée entre deux résistances R_2 et R_3 (K.m.W^{-1}) (cf. Figure 2). Ce modèle résistif-capacitif (RC) est qualifié de semi-analytique dans la mesure où le transfert à l'intérieur du pieu est traité numériquement tandis que le transfert dans le terrain l'est analytiquement. La capacité est estimée simplement par :

$$\mathcal{C} = \pi(\rho C_p)_c r_b^2 \quad (5)$$

Avec $(\rho C_p)_c$ la capacité calorifique volumique du béton, estimée à $2,11 \text{ MJ.K}^{-1}.\text{m}^3$, ce qui est cohérent avec des études précédentes (Suryatriyastuti et 2012, Gashti et al 2014). On introduit aussi un paramètre x qui représente la position du nœud capacitif et la résistance totale du forage R_b :

$$\begin{aligned} x &= \frac{R_2}{R_2 + R_3} \\ R_b &= R_2 + R_3 \end{aligned} \quad (6)$$

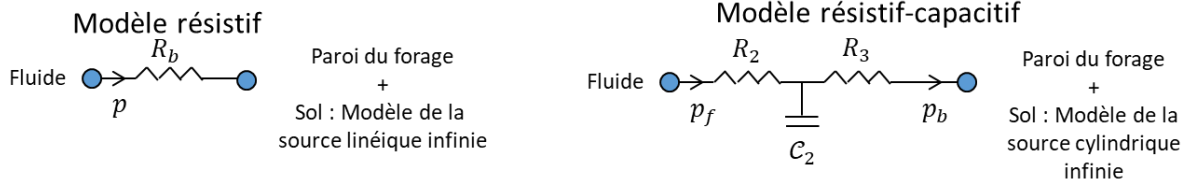


Figure 2 : Modèle purement résistif (gauche). Modèle résistif-capacitif développé (droite)

La définition de la température moyenne du fluide T_f demeure inchangée :

$$T_f = \frac{T_{in} + T_{out}}{2} \quad (7)$$

On note T_c la température du béton au nœud avec la capacité C . Un bilan de puissance sur le fluide permet d'écrire :

$$p_f = \frac{P}{H} = \frac{(\rho C_p)_f Q_v (T_{out} - T_{in})}{H} = \frac{T_f - T_c}{R_2} \quad (8)$$

Un bilan de puissance sur le nœud central donne :

$$C \frac{dT_c}{dt} = p_f - p_b = \frac{T_f - T_c}{R_2} - \frac{T_c - T_b}{R_2} \quad (9)$$

Cette équation est discrétisée : à $T_c(t)$ est approximé par T_c^n

$$C \frac{T_c^{n+1} - T_c^n}{\Delta t} = \frac{T_f^n - T_c^n}{R_2} - \frac{T_c^n - T_b^n}{R_2} \quad (10)$$

Un pas de temps $\Delta t = 15$ min a été choisi. Une solution analytique à l'équation de la chaleur, la réponse indicielle de la source cylindrique infinie (SCI) $G_{SCI}(t^*)$ sous puissance échangée constante, permet de calculer l'évolution de la température normalisée à la paroi du forage (interface sol/pieu) (Carslaw 1959) :

$$G_{SCI}(t^*) = \frac{1}{\pi^2} \int_0^\infty \frac{e^{-\beta^2 t^*} - 1}{J_1^2(\beta) + Y_1^2(\beta)} (J_0(\beta)Y_1(\beta) - J_1(\beta)Y_0(\beta)) \frac{d\beta}{\beta^2} \quad (11)$$

La puissance variable au cours du temps est prise en compte par le principe de superposition temporelle (Eskilson 1987) :

$$T_p^n = T_0 + \begin{cases} p_b^1 G_{SCI}^1 & \text{si } n = 1 \\ \frac{1}{\lambda_m} \left(p_b^1 G_{SCI}^n + \sum_{l=1}^{n-1} (p_b^{l+1} - p_b^l) G_{SCI}^{n-l} \right) & \text{si } n > 1 \end{cases} \quad (12)$$

Où p_b est la puissance linéique reçue à la paroi du forage :

$$p_b^n = \frac{T_c^n - T_p^n}{R_3} \quad (13)$$

Les équations (12) et (13) se combinent sous la forme :

$$\left(1 + \frac{G_{SCI}^1}{R_3}\right) T_P^n = T_0 + \frac{p_b'^n}{\lambda_m} + \frac{T_c^n G_{SCI}^1}{R_3} \quad (14)$$

Avec :

$$p_b'^n = \begin{cases} 0 & \text{si } n = 1 \\ p_b^1 (G_{SCI}^2 - G_{SCI}^1) & \text{si } n = 2 \\ p_b^1 G_{SCI}^n + \sum_{l=1}^{n-2} (p_b^{l+1} - p_b^l) G_{SCI}^{n-l} - p_b^{n-1} G_{SCI}^1 & \text{si } n > 2 \end{cases} \quad (15)$$

Les équations (7), (8), (10) et (14) se recombinent dans un système matriciel de la forme :

$$\underbrace{\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & C_2 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}}_{[C]} \frac{1}{\Delta t} (\{T^{n+1}\} - \{T^n\}) + \underbrace{\begin{bmatrix} \frac{1}{R_2} & -\frac{1}{R_2} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{1}{R_2} & \frac{1}{R_2} + \frac{1}{R_3} & -\frac{1}{R_3} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{G^1}{R_3} & \frac{G^1}{R_3} + \lambda_m & 0 \\ 2\lambda_m & 0 & 0 & -\lambda_m & -\lambda_m \\ 0 & 0 & 0 & \frac{\dot{m}^n C_{p,f}}{H} & \frac{\dot{m}^n C_{p,f}}{H} \end{bmatrix}}_{[\Lambda]} \{T^n\} = \underbrace{\begin{bmatrix} p_f^n \\ 0 \\ \lambda_m T_0 + p_b^{*n} \\ 0 \\ p_f^n \end{bmatrix}}_{\{p\}} \quad (16)$$

Avec :

$$\{T^n\} = \begin{Bmatrix} T_f \\ T_c \\ T_p \\ T_{in} \\ T_{out} \end{Bmatrix} \quad (17)$$

A chaque pas de temps n , le vecteur des températures au pas de temps suivant $\{T\}^{n+1}$ est déterminé en résolvant dans le logiciel Matlab® un schéma d'Euler implicite de la forme :

$$\left(\frac{1}{\Delta t} [C] + [\Lambda]\right) \{T^{n+1}\} = \frac{1}{\Delta t} [C] \{T^n\} + \{p^{n+1}\} \quad (18)$$

2.4. Comparaison des approches

2.4.1. Ligne source infinie (interprétation classique)

On a cherché à déterminer la durée minimale du TRT donnant des valeurs fiables de λ_m et R_b , afin de limiter l'immobilisation du matériel de test et l'électricité consommée. Pour les sondes géothermiques verticales, le critère $t_{min}^* = 5$ est généralement retenu (Gehlin 2002), ce qui donne une durée minimale t_{min} 214 h pour le set C (en estimant λ_m à 1,4 W.K.m⁻¹). L'interprétation a aussi été menée avec $t_{min}^* = 3$.

λ_m et R_b convergent si la durée du TRT t_{max} est supérieure à 220 h environ pour $t_{min}^* = 3$ (cf. Figure 3). λ_m et R_b s'établissent respectivement à 1,44 W.K⁻¹.m⁻¹ et à 0,136 K.m.W⁻¹. L'interprétation est similaire avec $t_{min}^* = 5$ dès que $t_{max} = 260$ h : Utiliser $t_{min}^* = 3$ permet de

réduire la durée du TRT de seulement 10 %. Au-delà de ce seuil à ≈ 250 h, λ_m et R_b varient de moins de 3 % si t_{max} augmente : le transfert thermique à la paroi du pieu est permanent, ce qui rend le modèle résistif valable. On peut remarquer que seulement 30 % du test est réellement utilisé pour l'interprétation, la phase de montée en température du pieu en étant exclue.

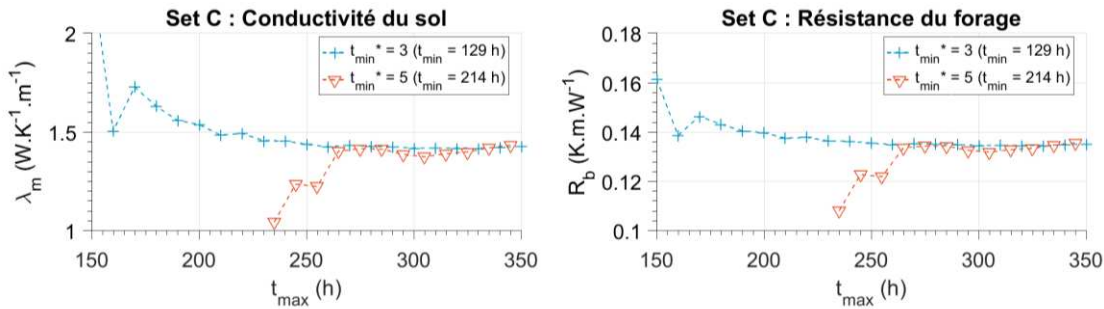


Figure 3 : Interprétation classique : Valeurs de λ_m et R_b en fonction de la durée d'intégration t_{max}

2.4.2. Modèle RC (nouvelle interprétation)

Pour $t_{min} = 0,5$ h, dès que $t_{max} > 250$ h, la conductivité obtenue par inversion du modèle RC converge vers $\lambda_m = 1,42$ W.K⁻¹.m⁻¹, valeur quasiment identique à celle obtenue par l'interprétation classique (cf. Figure 4). On observe aussi la convergence de R_b et x au-delà de 250 h. L'interprétation RC ne permet donc pas de réduire la durée du TRT par rapport au modèle résistif.

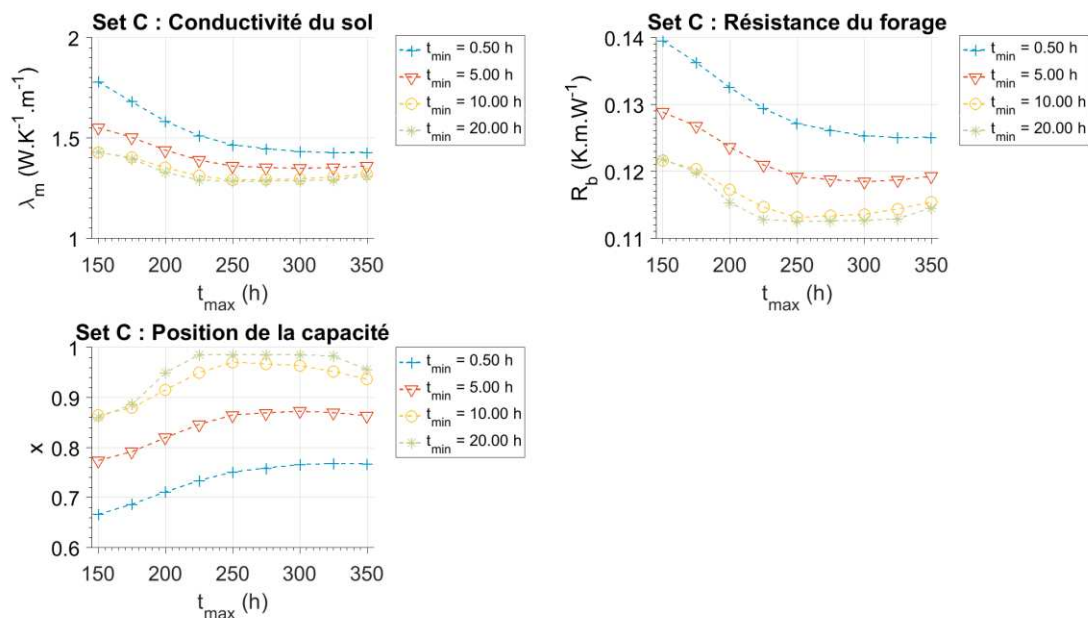


Figure 4 : Interprétation par modèle RC : Valeurs de λ_m , R_b et x en fonction de la durée d'intégration t_{max}

L'intérêt de l'interprétation RC sur l'interprétation résistive (classique) réside dans la phase transitoire, i.e. jusqu'à $t \approx 100$ h. Ces deux méthodes sont comparées pour $t_{max} = 250$ h (cf. Figure 5). Une version alternative du modèle linéique (éq. (1)) est aussi

représentée, dans la mesure où l'éq. (3) conduit à une importante sous-estimation de la température aux petites échelles de temps. Après 1 h de sollicitation, le modèle résistif (eq. (1)) surestime la température de fluide T_{fl} de $\approx 3,3$ °C, alors que la différence n'est que de $\approx 1,3$ °C pour le modèle RC estimé avec $t_{min} = 0,5$ h. Pour le modèle RC, cette différence augmente avec t_{min} , en effet le recours au modèle RC perd de sa pertinence si les premières heures du TRT sont exclues de l'interprétation. Au-delà de la phase transitoire ($t > 100$ h), les deux approches sont en excellent accord avec la température mesurée et prédisent toutes deux correctement la température au-delà de 250 h.

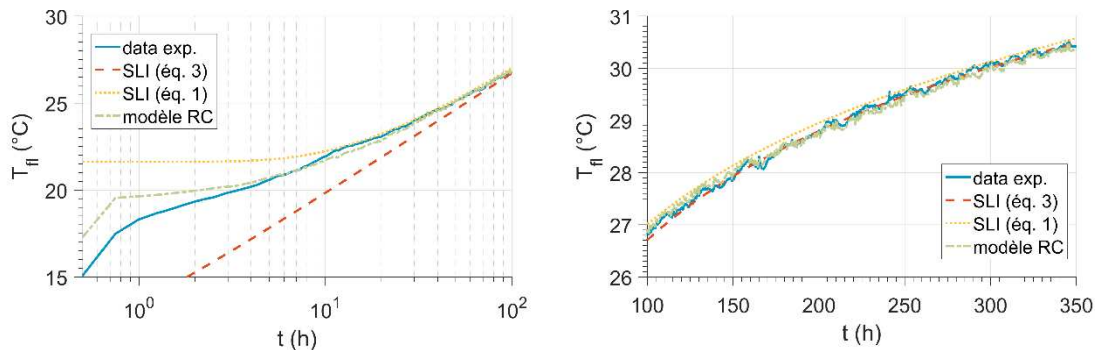


Figure 5 : Evolution de la température de fluide (set C).

2.5. Réduction de la durée d'investigation

Quelle que soit la méthode d'interprétation, la durée du TRT sur ce pieu de 60 cm de diamètre doit être de 250 h, soit environ 10 jours. Cette durée minimale sera moindre pour un pieu de plus petit diamètre. Cette durée peut être difficilement compatible avec la gestion d'un chantier. Or, il est reconnu que les TRT sur les sondes géothermiques verticales sont fiables dès que $t_{max} = 50$ h à 70 h. On imagine donc de réaliser deux TRT : un TRT sur une sonde verticale de petit rayon (de l'ordre de 8 cm) afin de déterminer λ_m , puis un TRT sur le pieu de 30 cm de rayon. En fixant la conductivité à $\lambda_m = 1,44 \text{ W.K}^{-1}.\text{m}^{-1}$, on cherche alors à déterminer à partir de quelle durée de test t_{max} les valeurs de R_b et x déterminées permettent de prédire l'évolution de la température du fluide. Un TRT sur le pieu de 70 h est suffisant, les températures de fluide prédites par le modèle entre 200 h et 350 h se superposant aux valeurs mesurées (cf. Figure 6), ce qui est associé à une stabilisation de l'écart quadratique entre températures calculée et mesurée.

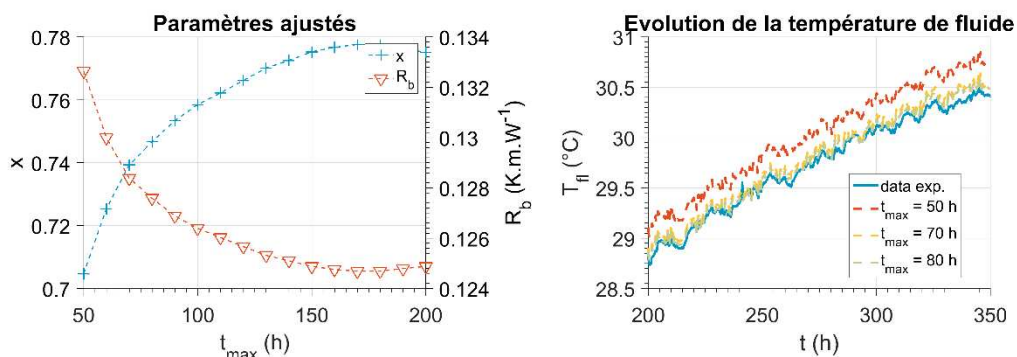


Figure 6 : Interprétation avec conductivité thermique du sol contrainte.

3. Conclusion

Le papier propose une méthode pour l'interprétation de TRT sur des pieux géothermiques et l'applique à un TRT de 350 h mené sur un pieu de 60 cm de diamètre. La méthode développée repose sur un modèle résistif-capacitif (RC) semi-analytique relativement simple qui, à la différence du modèle purement résistif classique, prend en compte les transferts transitoires dans le béton, ce qui conduit à une meilleure appréciation de la l'évolution de la température du fluide pendant les 100 premières heures du test. Il s'agit là d'un résultat important : le modèle résistif surestime la variation de température de fluide, en d'autres termes il sous-estime la capacité du pieu à transférer de l'énergie thermique du fluide au milieu souterrain. Lorsque l'ingénieur thermicien réalise une simulation thermique dynamique au pas de temps horaire du système énergétique complet intégrant pieux, pompe à chaleur et bâtiment, il peut utiliser le modèle RC proposé à la place d'un modèle purement résistif afin de mieux prendre en compte la capacité de transfert des pieux.

Quelle que soit la méthode utilisée, le TRT doit durer au minimum 250 h afin de prédire correctement l'évolution de la température du fluide. Néanmoins, la durée des investigations peut être significativement réduite en déduisant la conductivité thermique du terrain d'un TRT mené sur une sonde géothermique de petit diamètre tout en réalisant un second TRT sur le pieu. La conductivité thermique du terrain étant déduite du premier test, la durée du TRT sur le pieu peut être réduite de 250 h à 70 h.

4. Remerciements

Le premier auteur remercie le *European Network for Shallow Geothermal Energy Applications in Buildings and Infrastructure* qui a cofinancé cette étude sous la référence COST-GABI ECOST-STSM-TU1405-280216-071379 STSM. Les données du TRT ont été fournies par Crossrail, sur la base d'un TRT mené par GI Energy. Le second auteur remercie la *Royal Academy of Engineering* britannique pour son soutien financier, ainsi que son père John Loveridge pour la traduction du manuscrit.

5. Références bibliographiques

- Loveridge, F., Powrie, W., Nicholson, D. (2014). Comparison of two different models for pile thermal response test interpretation. *Acta Geotech.* vol 9, pp. 367–384.
- Reiss, C., Maragna, C., Monnot, P. (2012) Protocole de test de réponse thermique. doi:BRGM/RP-60816-FR
- Gehlin, S. (2002) Thermal Response Test - Method, Development and Evaluation, Doctoral Thesis., Luleå University of Technology
- SIA (2010) Norme Suisse. Sondes géothermiques. SIA 384/6. (Société suisse des ingénieurs et des architectes.
- Suryatriyastuti et al, M. E., Mroueh, H., Burlon, S. (2012) Understanding the temperature-induced mechanical behaviour of energy pile foundations. *Renewable and Sustainable Energy Rev.* 16, 3344–3354.
- Gashti, E. H. N., Uotinen, V.-M., Kujala, K. (2014) Numerical modelling of thermal regimes in steel energy pile foundations: A case study. *Energy Building*, vol. 69, pp. 165–174
- Carslaw, H. S., Jaeger, J. C. (1959) *Conduction of Heat in Solids* - Clarendon Press.
- Eskilson, P. (1987) Thermal analysis of heat extraction boreholes, University of Lund, Sweden.