

TRANSFERT COUPLÉ THERMO-HYDRIQUE AUTOUR D'UN CÂBLE ENTERRÉ

COUPLED HEAT AND MOISTURE FLOW AROUND POWER CABLE

Olivier Cuisinier, Hossein Eslami, Farimah Masroufi
LEMETA (CNRS, UMR 7563), Université de Lorraine, Vandœuvre-lès-Nancy, France

RÉSUMÉ – Lorsqu'un câble très haute tension est enterré, il est nécessaire que le sol encaissant permette une dissipation optimale de l'énergie générée par effet Joule. L'objectif de ce travail est d'évaluer par modélisation numérique l'impact des caractéristiques des matériaux encaissants sur les transferts hydriques et thermiques, en prenant en compte les couplages thermo-hydriques dans les sols.

ABSTRACT – The admissible current within a buried electrical power cable is limited by the maximum allowed temperature of the cable (Joule effect). The thermal properties of the surrounding soil influence heat dissipation around the cable. The main focus of the study was to evaluate by numerical methods the coupled heat and moisture flow around such buried electrical cables.

1. Introduction

Les nouvelles lignes électriques sont généralement enterrées pour limiter leur impact sur le paysage. Dans ce cas, les câbles électriques sont placés à une profondeur moyenne au sein d'un massif de béton. Cependant, la circulation du courant entraîne un échauffement du câble par effet Joule. Le courant admissible des câbles électriques enterrés est limité par la température maximale autorisée du câble. La dissipation de cette énergie dans le sol doit donc être optimale. Il est essentiel de garantir une dissipation efficace de cette énergie pour éviter un échauffement excessif du câble qui pourrait conduire à sa rupture. La chaleur dissipée par le câble dans le sol environnant a fait l'objet de quelques travaux (par ex. Hanna et al., 1998; Al-Saud et al., 2006). Ceux-ci ont porté sur le comportement thermique du câble, le courant admissible des câbles, l'effet de la géométrie de l'installation y compris les dimensions de la tranchée, l'emplacement du câble et son diamètre.

Les caractéristiques thermiques de divers matériaux dans le voisinage du câble sont déterminantes sur la température atteinte par le câble. Dans le cas du béton utilisé pour confiner le câble, les propriétés thermiques sont fonction du type de granulats, de la teneur en eau et de la porosité (Khan & Bhattacharjee, 1995). La conduction de la chaleur dans le béton dépend essentiellement de la conductivité thermique des agrégats (Khan, 2002). Dans le cas du sol encaissant, ces caractéristiques dépendent du type de sol (argile, sable, etc.), de la densité et la teneur en eau (Abu-Hamdeh & Reeder, 2000; Ekwue et al., 2006; Eslami et al., 2014).

Les couplages entre les phénomènes thermiques et hydrauliques n'ont cependant pas été considérés explicitement dans les études existantes. Philip et al., 1957 ont montré que le flux de vapeur d'eau sous l'action du gradient thermique est une part essentielle de l'écoulement de l'eau dans le sol. Le transfert d'humidité induit par le gradient thermique, ainsi que l'effet de la teneur en eau sur la conductivité thermique doivent être pris en compte pour évaluer le flux de chaleur dans un sol. Ces auteurs ont également introduit un facteur d'accélération de la diffusion de vapeur pour prendre en compte la différence entre les transferts prévus à l'aide de la loi de Fick et les flux d'eau mesurés (Gurr et al.,

1952). Les résultats ont montré que ce paramètre dépend fortement de la teneur en eau, et des variations de température (Cass et al., 1984; Bonsu, 1997; Wildenschild & Roberts, 2001; Lu et al., 2011).

L'objectif de cette étude est donc d'évaluer l'impact des caractéristiques couplées thermo-hydrauliques du sol encaissant sur le comportement couplé thermo-hydraulique d'une tranchée contenant un câble électrique très haute tension provoquant un échauffement du sol. Les couplages thermo-hydrauliques ont été modélisés en tenant compte de l'écoulement de l'humidité sous forme d'eau liquide et de vapeur, et le flux de chaleur par convection et advection. L'objectif était de quantifier l'effet du facteur d'amélioration mécanique, η , et la conductivité thermique du bloc de béton sur le comportement thermique et hydraulique de la tranchée et du sol environnant. Les aspects théoriques sont discutés dans un premier temps. Ensuite, l'approche de modélisation numérique est détaillée. Les effets de η et de la conductivité thermique du béton seront étudiés et discutés successivement.

2. Théorie

2.1. Transfert d'eau

Le transfert d'humidité dans les sols non saturés se déroule en deux phases : liquide et vapeur. Le flux d'eau liquide dans les sols non saturés peut être décrit en utilisant la loi de Darcy en utilisant la perméabilité relative du milieu poreux (le rapport de la perméabilité à un degré de saturation par rapport à celle à l'état saturé).

$$\underline{J}_w = \rho_w \underline{v}_w = \rho_w \frac{k_{rel}}{\mu} K \nabla (\rho_w g y + p_w) = \rho_w \frac{k_{rel}}{\mu} K (\rho_w \underline{g} + \nabla p_w) \quad (1)$$

où J_w est le flux d'eau liquide (kg/m²/s), ρ_w est la masse volumique de l'eau (kg/m³), v_w est la vitesse (m/s), k_{rel} est le rapport entre la perméabilité à une saturation donnée à la perméabilité à l'état saturé (-), μ est la viscosité dynamique de l'eau (N.s/m²), K est la perméabilité intrinsèque du sol (m²), g est l'accélération de la pesanteur (m²/s), y est la hauteur (m), et p_w est la pression de l'eau interstitielle (N/m²).

La diffusion de vapeur d'eau à travers le sol est basée sur la loi de Fick. Cependant, le coefficient de diffusion de la vapeur d'eau dans les sols est inférieur au coefficient de diffusion de la vapeur d'eau dans l'air en raison de l'augmentation de la longueur de parcours de diffusion (tortuosité), et de la diminution de la section transversale disponible pour le flux de vapeur causée par l'eau et les composants solides du sol. La diffusion de la vapeur peut ainsi s'écrire :

$$\underline{J}_v = -a\alpha D_v \nabla \rho_v \quad (2)$$

avec D_v le coefficient de diffusion de la vapeur dans le sol (kg/m²/s), ρ_v la masse volumique de la vapeur d'eau (kg/m³) et a la porosité à l'air et α la tortuosité.

Le gradient de la densité de la vapeur d'eau peut s'exprimer en fonction du gradient thermique et du gradient hydrique :

$$\rho_v = h_r \rho_{vS} \Rightarrow \nabla \rho_v = \left(h_r \frac{\partial \rho_{vS}}{\partial T} + \rho_{vS} \frac{\partial h_r}{\partial T} \right) \nabla T + \rho_{vS} \frac{\partial h_r}{\partial p_w} \nabla p_w \quad (3)$$

avec h_r l'humidité relative, ρ_{vS} la masse volumique de la vapeur saturée (kg/m³) et T la température.

En absence de gradient hydrique, le flux de la vapeur d'eau peut être décrit par :

$$\underline{J}_v = -a\alpha D_v \left(\frac{\partial \rho_v}{\partial T} \right) \nabla T \quad (4)$$

Cette relation ne permet pas de décrire correctement la diffusion de la vapeur d'eau due à un gradient thermique dans les sols (Gurr et al., 1952; Rollins, 1954; Taylor &

Cavazza, 1954). Philip et De Vries, 1957 ont en effet montré qu'un gradient de température produit deux effets non pris en compte de manière adéquate par l'équation 4. Le premier résulte des différentes conductivités thermiques des grains, de l'eau et de l'air. Le gradient thermique microscopique à travers les pores remplis d'air pourrait être plus grand que la moyenne du gradient thermique macroscopique mesuré à travers de l'éprouvette de sol. Ils ont remplacé le facteur de la tortuosité (α) par un facteur de correction (ζ) pour tenir compte à la fois de la tortuosité du sol et de la sous-estimation du gradient effectif de température. Ce facteur de correction est donné par :

$$\zeta = \frac{(\nabla T)_a}{\nabla T} \quad (5)$$

avec $(\nabla T)_a$ le gradient microscopique de température à travers les pores remplis d'air et ∇T le gradient macroscopique de de température mesuré à travers l'éprouvette de sol.

La deuxième correction vise à prendre en compte le transfert de l'eau dû à la condensation de la vapeur sur un côté d'un film fin d'eau et l'évaporation de la même quantité de l'autre côté. Ce phénomène entraîne une augmentation de la surface de la section transversale disponible pour le flux de vapeur. Philip et De Vries (1957) ont ainsi remplacé a (la porosité à l'air) par $a + f(a)\theta$ et avec :

$$f(a)\theta = \left\{ \begin{array}{ll} 1 & \text{si } a \geq a_k \text{ et } \frac{a}{a_k} \\ \frac{a}{a_k} & \text{si } a < a_k \end{array} \right\} \quad (6)$$

avec a_k : la porosité à l'air pour laquelle la continuité des films d'eau commence et θ : la teneur en eau volumique. En introduisant cette correction dans l'équation 4, il vient :

$$\underline{J}_v = (a + f(a)\theta)\zeta D \left(\frac{\partial \rho_v}{\partial T} \right) \nabla T \quad (7)$$

Philip et De Vries, 1957 ont défini le facteur d'accélération de la diffusion thermique (f_{Tv} ou η) comme le rapport de l'équation (7) à l'équation(4) :

$$\eta = \frac{[(a + f(a)\theta)\zeta]}{a\alpha} \quad (8)$$

L'équation 4 peut donc être réécrite en fonction de η (f_{Tv}) :

$$\underline{J}_v = \eta a \alpha D \left(\frac{\partial \rho_v}{\partial T} \right) \nabla T \quad (9)$$

Le facteur d'accélération de la diffusion thermique dépend de la porosité à l'air, de la teneur en eau massique et de la température. La variation de ce facteur en fonction de la teneur en eau relative et de la température pour un sable et un limon. Pour les sols secs, η (f_{Tv}) s'approche à 1 et augmente rapidement à des valeurs proches de 10 pour les teneurs en eau plus de 50% de saturation à 22 °C. Á des fortes teneurs en eau et 3,5 °C, η (f_{Tv}) augmente jusqu'à 15 (Cass et al., 1984).

2.2. Transfert de chaleur

Le flux de chaleur par conduction est régi par la loi de Fourier :

$$\underline{J}_c = -\lambda \nabla T \quad (10)$$

avec λ : la conductivité thermique du milieu poreux définie par :

$$\lambda = (1-n)\lambda_s + nS\lambda_w + n(1-S)\lambda_v \quad (11)$$

avec n la porosité, S le degré de saturation, λ_s la conductivité thermique des grains solides, λ_w la conductivité thermique de l'eau, λ_v la conductivité thermique de la vapeur.

Le flux de chaleur par advection est donné par :

$$\underline{J}_{Aw} = C_w T \underline{J}_w = C_w T \rho_w \left(\frac{k_{rel}}{\mu} \underline{K}^{int} (\nabla P_w + \rho_w \underline{g}) \right) = \rho_w C_w \underline{V}_w T \quad (12)$$

avec C_w la capacité thermique volumique de l'eau et μ la viscosité dynamique de l'eau.

2.3. Couplages thermo-hydriques

Le transfert de l'eau dans des sols non saturés s'effectue en deux phases : l'eau liquide et la vapeur d'eau. Le transfert de l'eau liquide s'exprime en fonction de la perméabilité et la charge hydraulique. Le transfert de la vapeur dépend du coefficient de la diffusion thermique de la vapeur (D_v), du facteur d'accélération de la diffusion thermique (f_{TV} ou η) et des gradients thermique et hydraulique. Donc le transfert de la vapeur dû au gradient thermique couple les phénomènes thermique et hydrique, et D_v et f_{TV} (η) sont les paramètres clés de ce couplage. f_{TV} (η) est un paramètre qui varie fortement entre 0 pour l'état sec et 10-15 pour l'état saturé. D_v varie en fonction du type de sol, de sa porosité et de sa teneur en eau. Ces paramètres changent également avec la variation de la température.

Pour le transfert de chaleur deux types de flux sont considérés : le flux par conduction et le flux par advection. Les propriétés thermiques du sol dépendent de sa nature (argileuse, sableuse, etc.), sa densité et sa teneur en eau (Abu-Hamdeh et Reeder, 2000; Ekwue et al., 2006). La présence du degré de saturation dans les équations, relie la variation de la teneur en eau au transfert de chaleur.

Dans le cadre de cette étude, le logiciel Plaxis® a été utilisé dont le module thermique prend en compte le couplage thermo-hydrique. Le degré de saturation est intégré dans l'équation du calcul de la conductivité thermique. Le coefficient de la diffusion thermique de la vapeur (D_v), du facteur d'accélération de la diffusion thermique (f_{TV} ou η), les deux paramètres clés du transfert de la vapeur, sont pris en compte dans les calculs.

3. Géométrie de la tranchée et du sol encaissant

La Figure 1 illustre le schéma de la tranchée type au sein du sol encaissant qui a été modélisée dans le cadre de ce travail. Quatre ensembles de matériaux ont été définis. Cette configuration correspond à une géométrie fréquente pour la tranchée enterrée. La nappe est située à 4 m de profondeur. Grâce à la symétrie, la modélisation est faite pour la moitié de la tranchée par rapport à l'axe Y. Afin de choisir les valeurs appropriées pour les dimensions du modèle, une étude de l'effet de la taille du modèle a été réalisée. La dimension du modèle utilisé est de 10 m par 10 m. La température initiale du massif est de 12°C.

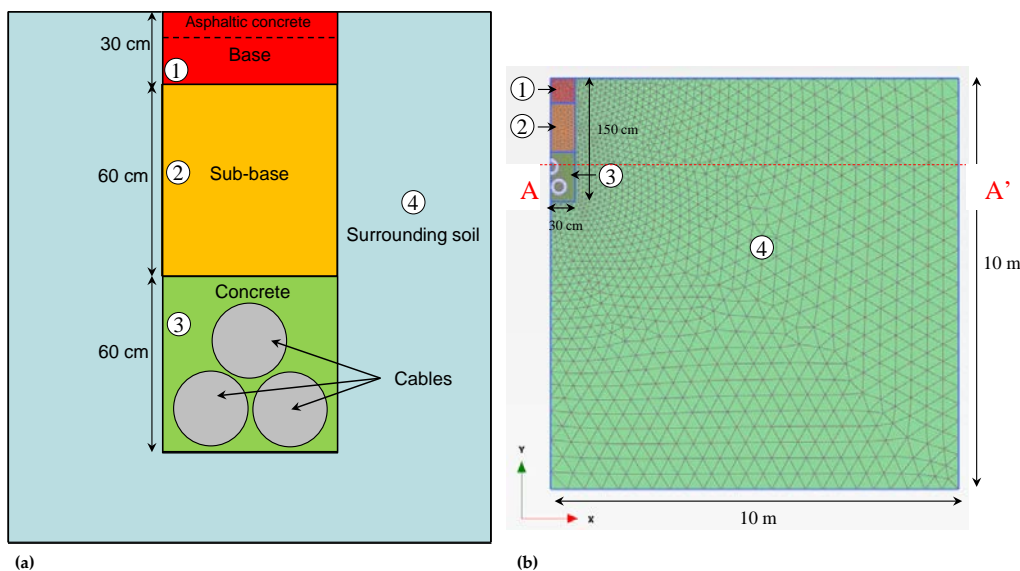


Figure 1. Schéma de la tranchée type et du maillage.

Après la phase initiale, la phase de chauffage, destinée à évaluer l'impact des câbles électriques, consiste à injecter la chaleur en imposant un flux de chaleur égal à 55 W/m² au niveau des fourreaux portant les câbles électriques. Afin de simuler l'échange thermique à l'interface sol-atmosphère, la température de l'air (T_a) est supposée égale à 20 °C avec le coefficient du transfert de chaleur à la surface de contact avec l'air (C_{as}) obtenu avec l'équation suivante (Garzoli et Blackwell, 1987) :

$$C_{as} = 7.2 + 3.8v \quad (13)$$

4. Caractéristiques des matériaux

Le Tableau 1 résume les caractéristiques hydriques et thermiques des trois matériaux de la tranchée.

Tableau 1. Caractéristiques des matériaux de tranchée.

Caractéristique	Matériau 1 : Béton bitumineux + Couche de base	Matériau 2 : Forme fondation + Sol traité	Matériau 3 : Béton de protection
Capacité thermique (C _s) en kJ/(t.K)	960	1500	900
Conductivité thermique (λ _s) en kW/(m.K)	1,95E-3	1E-3	1,2E-3

Le Tableau 2 donne les caractéristiques hydriques, thermiques et thermo-hydriques du sol encaissant. Un sol limono-argileux a été choisi comme sol encaissant de référence. Sa courbe de rétention est donnée sur la Figure 2. Le coefficient de diffusion de la vapeur à l'air libre (en m²/s) est exprimé en fonction de la température (Kimball et al., 1976) :

$$D = 2,29 \times 10^{-5} \left(\frac{T}{273,15} \right)^{1,75} \quad (14)$$

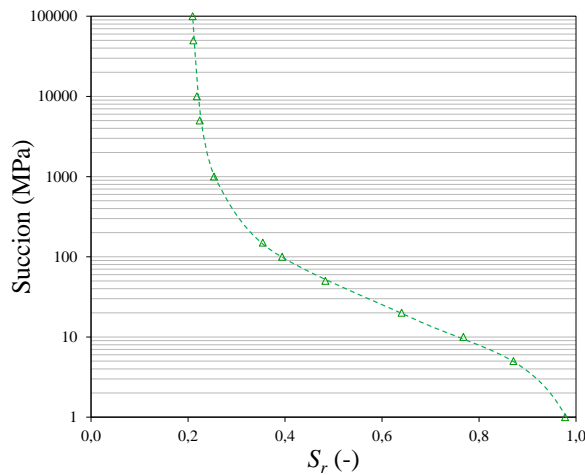


Figure 2. Courbe de rétention du sol encaissant limono-argileux.

Tableau 2. Caractéristiques du sol encaissant : un sol limono-argileux.

Caractéristiques		Valeur
Hydrique	Coefficient de perméabilité (k) en m/day	0,1676
	Coefficient de la diffusion vapeur (D _v) en m ² /j	0,1033
Thermique	Capacité thermique (C _s) en kJ/(t.K)	2000
	Conductivité thermique (λ _s) en kW/(m.K)	2,5E-3

Le facteur d'accélération de la diffusion thermique (f_{TV}) varie en fonction de la teneur en eau volumique et la température (Cass et al., 1984). Afin de quantifier l'effet de la variation de f_{TV} sur les résultats, $f_{TV} = 1$ pour un sol sec et $f_{TV} = 5$ pour un sol moyennement humide sont utilisés.

5. Impact du facteur d'accélération de la température

Le paramètre η varie en fonction de la variation de la teneur en eau. Afin de quantifier l'effet de ce paramètre sur les transferts de chaleur et d'humidité, deux modèles identiques avec η égal à 1 (sol sec), et η égal à 5 (sol modérément humide) ont été comparés. La durée du chauffage a été fixée à 180 jours.

La coupe (AA') (Figure 1) permet d'évaluer le rayon d'influence du câble (Figure 3). Le degré de saturation initial était de 80%. Au contact de la tranchée, il a diminué à 48,9% pour $\eta = 1$ et à 39,5% pour $\eta = 5$. L'augmentation de η accélère le transfert de la vapeur il s'ensuit un séchage plus important, et aussi un rayon d'influence de séchage plus important qui passe d'environ 2 m pour $\eta = 1$ à 3,5 m pour $\eta = 5$. La propagation de la chaleur reste en revanche assez similaire. À l'interface béton/sol (Figure 3b), il n'y a que peu d'impact de la valeur de η sur la température. La dépendance de la variation de S vis-à-vis de η est liée à la diffusion de vapeur d'eau à travers le sol dans un gradient thermique. Le coefficient de diffusion de la vapeur thermique, D_{TV} , dépend aussi de η . Ainsi, plus D_{TV} est élevé, plus le transfert de vapeur induite par gradient de température est favorisé. Par conséquent, la diminution du degré de saturation est plus importante..

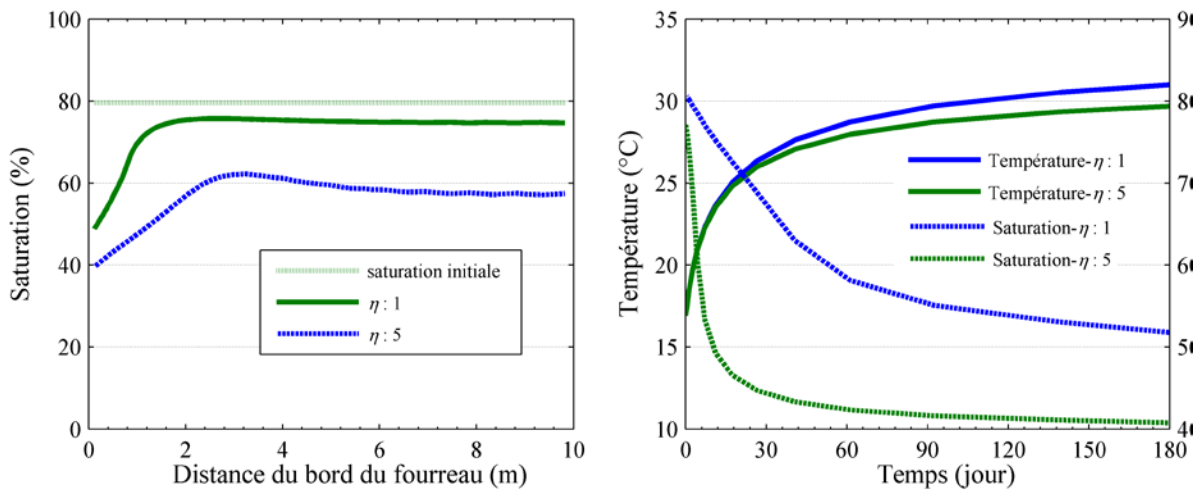


Figure 3. Impact de la valeur de ν sur la température et le degré de saturation : (a) le long de la ligne (AA' – Figure 1), et (b) à l'interface béton/sol (1,5 m de profondeur).

6. Impact de la conductivité thermique du béton

Le massif de béton est en contact direct avec les fourreaux contenant le câble électrique. Ses propriétés thermiques peuvent donc influencer la dissipation de la chaleur. Afin d'étudier l'effet de la conductivité thermique du béton, 3 valeurs de conductivité thermique ont été utilisées tout en maintenant les autres paramètres constants : $\lambda = 0,7, 1,2$ ou $1,7$ W/(m.K). Ces valeurs ont été calées à partir d'une étude expérimentale complémentaire à ce travail (Eslami et al. 2015).

La température à l'interface entre le béton et le sol à une profondeur de 1,5 m peut ainsi être suivie au cours du temps en fonction de la valeur de la conductivité du béton

(Figure 4). Ainsi, elle augmente d'autant plus que la conductivité du béton est faible. Les calculs montrent que la température à l'interface atteint 90 % de la valeur à 180 jours au bout d'un jour quelle que soit la conductivité du béton. La conductivité du béton affecte aussi la température à l'interface entre le câble et le béton. Celle-ci passe de 57,3 °C pour $\lambda = 0,7 \text{ W/(m.K)}$ à 46,8 ou 42,4°C pour $\lambda = 1,2$ ou $1,7$ respectivement.

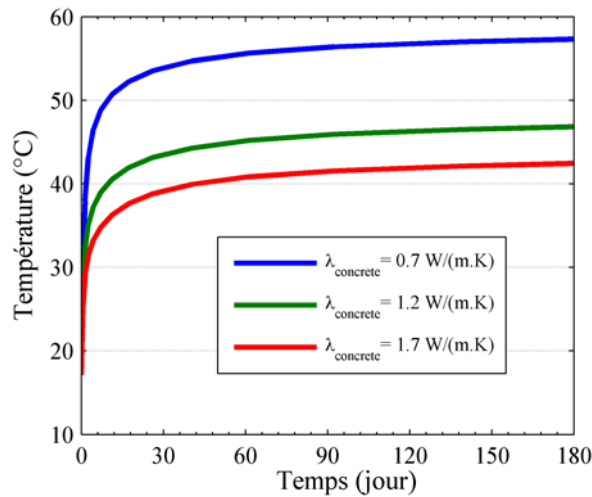


Figure 4. Température à l'interface béton sol et une profondeur de 1,5 m en fonction de la conductivité thermique du béton.

7. Conclusion

L'objectif de ce travail était d'étudier l'impact des caractéristiques couplées thermo-hydrauliques du sol encaissant et des matériaux de remblaiement d'une tranchée remblayée contenant un câble électrique très haute tension. La modélisation est effectuée avec Plaxis®. Cette modélisation a permis de prendre en compte le transfert de l'eau (le flux de l'eau liquide et le flux de la vapeur d'eau) et le transfert de chaleur (le flux de chaleur par conduction et le flux de chaleur par advection).

Nous avons mis en évidence l'effet important du facteur d'accélération de la diffusion thermique (η) du sol encaissant. Les résultats ont montré l'assèchement plus important et plus étendu avec l'augmentation de η et l'augmentation moins importante et moins rapide de la température avec la diminution de η . Cette étude a également mis en évidence la dépendance du rayon d'influence du chauffage aux valeurs de η . La diminution de la conductivité thermique du béton a provoqué l'augmentation de la température des fourreaux à cause de la diminution de la dissipation de chaleur.

Les résultats montrent que le comportement de la tranchée ne dépend pas que des caractéristiques des composants de cette dernière et que les propriétés du sol encaissant ont aussi un effet très important sur la température effectivement atteinte par le câble.

8. Remerciement

Ce travail a été réalisé dans le cadre du projet VALO CQFD financé par l'ADEME.

9. Références bibliographiques

Abu-Hamdeh, N., & Reeder, R. 2000. Soil thermal conductivity effects of density, moisture, salt concentration, and organic matter. *Soil Science Society of America Journal* **64**, 1285–1290.

- Adams, J.I., & Baljet, A.F. 1968. The thermal behavior of cable backfill materials. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems* **PAS-87**, 1149–1161.
- Al-Saud, M. s., El-Kady, M. a., & Findlay, R.D. 2006. Accurate Assessment of Thermal Field and Ampacity of Underground Power Cables. p. 651–654. *In Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering.*
- Bonsu, M. 1997. Soil water management implications during the constant rate and the falling rate stages of soil evaporation. *Agricultural Water Management* **33**, 87–97.
- Campbell-Allen, D., & Thorne, C.P. 1963. The thermal conductivity of concrete. *Magazine of concrete Research* **15**, 39–48.
- Cass, A., Campbell, G.S., & Jones, T.L. 1984. Enhancement of Thermal Water-Vapor Diffusion in Soil. *Soil Science Society of America Journal* **48**, 25–32.
- Ekwue, E.I., Stone, R.J., & Bhagwat, D. 2006. Thermal Conductivity of Some Compacted Trinidadian Soils as affected by Peat Content. *Biosystems Engineering* **94**, 461–469.
- Eslami, H., Rosin-Paumier, S., Abdallah, A., & Masrouri, F. 2014. Impact of temperature variation on penetration test parameters in compacted soils. *European Journal of Environmental and Civil Engineering* **19**, 628–648.
- Eslami, H., MAsrouri, F., Cuisinier, O. 2015. Projet ValoCQFD. Rapport intermédiaire : Phase n°2 : Modélisation du fonctionnement des tranchées remblayées. 51 p.
- Garzoli, K.V., & Blackwell, J. 1987. An analysis of the nocturnal heat loss from a double skin plastic greenhouse. *Journal of Agricultural Engineering Research* **36**, 75–86.
- Gurr, C.G., Marshall, T.J., & Hutton, J.T. 1952. Movement of water in soil due to a temperature gradient. *Soil Science* **74**, 335–346.
- Hanna, M.A., Chikhani, A.Y., & Salama, M.M.A. 1998. Thermal analysis of power cable systems in a trench in multi-layered soil. *IEEE Transactions on Power Delivery* **13**, 304–309.
- Khan, M.. 2002. Factors affecting the thermal properties of concrete and applicability of its prediction models. *Building and Environment* **37**, 607–614.
- Khan, M.I., & Bhattacharjee, B. 1995. Relationship between thermal conductivities of aggregate and concrete. *Civil engineering materials and structures. Osmania University Hyderabad, India*, 162–166.
- Kimball, B. a., Jackson, R.D., Reginato, R.J., Nakayama, F.S., & Idso, S.B. 1976. Comparison of Field-measured and Calculated Soil-heat Fluxes¹. *Soil Science Society of America Journal* **40**, 18.
- Lu, S., Ren, T., Yu, Z., & Horton, R. 2011. A method to estimate the water vapour enhancement factor in soil. *European Journal of Soil Science* **62**, 498–504.
- Marshall, a L. 1972. The Thermal Properties of Concrete. *Building Science* **7**, 167–174.
- Mitchell, J.K., & Abdel-hadi, O.N. 1979. Temperature Distributions around Buried Cables. *IEEE Trans. Power App. Syst.* **98**, 1158–1166.
- Philip, J.R., & De Vries, D.A. 1957. Moisture movements in porous materials under temperature gradients. *Transactions, American Geophysical Union* **38**, 222–232.
- Rollins, R.L. 1954. Movement of soil moisture under a thermal gradient.
- Tang, A. 2005. Effet de la température sur le comportement des barrières de confinement.
- Wildenschild, D., & Roberts, J.J. 2001. Experimental tests of enhancement of vapor diffusion in Topopah Spring Tuff. *Journal of Porous Media* **4**, 1–13.