

EFFETS DES DRAINS SUR LA STABILITE DES BARRAGES EN TERRE

Drains effects on the stability of earth dams

HADJIRA FEMMAM¹ & NAIMA BENMEBAREK²

¹Laboratoire de Recherche en Génie Civil, Université de Biskra, BP 145, 07000, Algérie

E-mail : femmamhadjira@yahoo.fr

²Prof., Département d'Hydraulique, Université de Biskra, BP 145, 07000, Algérie

RESUME

La rareté de l'eau et son irrégularité dans le temps et dans l'espace sont les principales contraintes auxquelles se heurte le développement des ressources en eau. Cette situation est exacerbée davantage par les changements climatiques, ce qui impose de construire un plus grand nombre de barrages dont la capacité de stockage est la plus grande possible. Les statistiques montrent que plus de 75% de ruines de barrages en terre sont causées par une mauvaise conception ou un mauvais fonctionnement des drains. Le choix et la conception de ce dispositif essentiel et son influence sur les caractéristiques d'écoulement sont très importants. Ce travail présente une expérimentation numérique à l'aide du logiciel FLAC-2D permettant d'optimiser les dimensions des drains horizontaux et cheminées vis-à-vis de la stabilité en tenant compte de l'anisotropie de perméabilité du corps du barrage et de la perméabilité du sol de fondation.

MOTS CLES: barrage en terre, drains, débit de fuite, anisotropie, stabilité, modélisation numérique.

ABSTRACT

The rarity of the water and its irregularity in the time and in the space, are the main constraints facing the development of water resources. This situation is exacerbated more by the climatic changes, which require building more dams whose storage capacity is the greatest possible. The statistics show that more than 75% of earth dam's failures are caused by a bad design or a bad working of drains. The choice and the design of this essential device and its influence on the characteristics of the flow are very important. So, this work presents a numerical experimentation with the help of the Flac^{2d} software to optimize the dimensions of the horizontal drains and chimneys towards the stability by taking into account the anisotropy of permeability of the body of the dam and the permeability of the ground of foundation.

KEY WORDS: Earth dam, drains, flow, anisotropy, stability, numerical modelling.

1 INTRODUCTION

La sécurité des barrages constitue le souci permanent des ingénieurs chargés de leur conception, pour au moins deux raisons :

- éviter les ruptures catastrophiques, bien sûr,
- éviter de compromettre l'exploitation de l'ouvrage : la défaillance ou l'indisponibilité d'un barrage peut affecter des intérêts économiques vitaux et entraîner des dommages sérieux même en l'absence de rupture du barrage

Les statistiques montrent que plus de 75% de ruines de barrages en terre sont causées par une mauvaise conception ou un mauvais fonctionnement des drains (Londe, 1990).

Dans le but de contrôler les infiltrations et éliminer ses effets, un système de drainage complexe est habituellement conçu et déployé (Chen et al., 2007).

Foster et al. (1998, 2000) ont publié les statistiques de rupture des grands barrages jusqu'au 1986 (tableau 1). Plus de 50% des ruptures sont dues au phénomène de renard, 42% sont produites au moment de la première mise en eau, et 66% jusqu'aux cinq premières années après la première mise en eau.

Le choix et la conception des dispositifs de drainage et leur influence sur les caractéristiques d'écoulement sont très importants. Dans le cadre du présent travail, on a simulé, à l'aide du code de calcul FLAC-2D en différences finies explicites, l'écoulement et la stabilité du talus aval dans les

barrages en terre reposant sur un substratum ou une fondation perméable dépourvus ou munis de drains horizontaux ou cheminés.

Tableau 1. Statistiques sur les modes de rupture (d'après Foster et al, 1998 et 2000).

Mode de rupture	% de ruine
Phénomène de renard dans le corps du barrage	31
Phénomène de renard dans la fondation	15
Phénomène de renard depuis la digue à la fondation	2
Stabilité des pentes	4
Submersion	46
Séismes	2

2 LE CODE NUMERIQUE

L'expérimentation numérique a été faite à l'aide du logiciel FLAC-2D (Fast Lagrangian Analysis of Continua - version 5.00, 2005). Ce code développé par la société américaine ITASCA Consulting Group, utilise la méthode des éléments lagrangiens qui consistent en une application non traditionnelle de la méthode des différences finies explicites. Avec l'utilisation de la méthode de Wilkins (1964) qui permet de formuler les équations de différences finies pour des éléments de forme quelconque. Cette méthode est aussi souple que la méthode des éléments finis.

Bien que FLAC a été à l'origine développé pour les ouvrages géotechniques et les travaux souterrains (mining engineers), ce logiciel est puissant et riche en procédures adaptées aux problèmes d'écoulement souterrain et de consolidation. Pour avoir une bonne compréhension des effets de l'interaction solide-fluide, le mécanisme d'écoulement peut être modélisé soit indépendamment du mécanisme mécanique (découplé) soit lié à lui (couplé).

3 LE MODELE DE CALCUL

L'expérimentation numérique est réalisée sur un barrage en terre homogène avec et sans fondation, tels que :

- hauteur du barrage: 28 m,
- largeur de la base du barrage: 176 m,
- largeur de la crête du barrage: 8 m,
- pente du talus amont et aval: 1/3,
- hauteur d'eau en amont: 25 m.

Si toutes les dimensions du barrage sont multipliées par un même facteur ou si toutes les perméabilités sont multipliées par un même facteur, la position relative de la surface libre, des équipotentielles et des lignes de courant reste la même,

les gradients sont inchangés et les débits sont multipliés par le facteur de proportionnalité. Cette propriété qui est rigoureuse, permet de présenter les résultats de façon adimensionnelle, ce qui leur donne une grande généralité. Dans tous les cas étudiés, il n'existe pas d'eau en aval du barrage. Plusieurs densités de maillage ont été testées afin de trouver un compromis entre la précision et le temps de calcul. On a choisi un maillage de 40x40. (figure 1).

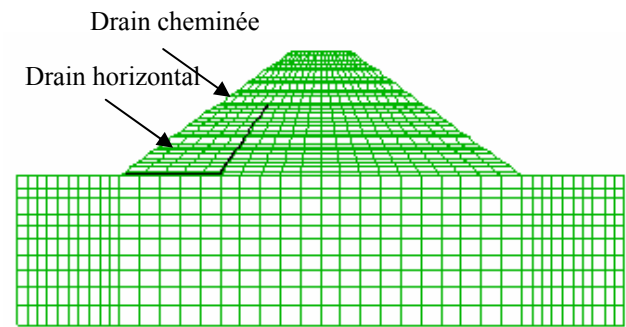


Figure 1 : Maillage utilisé.

Les conditions aux limites mécaniques sont fixées de sorte que les déplacements horizontaux aux frontières verticales de la fondation et les déplacements horizontaux et verticaux à la base soient nuls. Dans le cas du barrage sans fondation, les déplacements horizontaux et verticaux à la base sont bloqués.

La figure 2 indique les conditions aux limites hydrauliques considérées dans le calcul, où Φ désigne le potentiel, ABCD: ligne de courant (limite imperméable),

FGD: ligne équipotentielle de charge H (charge appliquée en amont),

AE: ligne équipotentielle de charge 0, (charge appliquée en aval),

FJ: ligne de saturation, $\frac{\partial \phi}{\partial n} = 0$, $\phi = y$.

JIE: ligne de suintement, $\phi = y$.

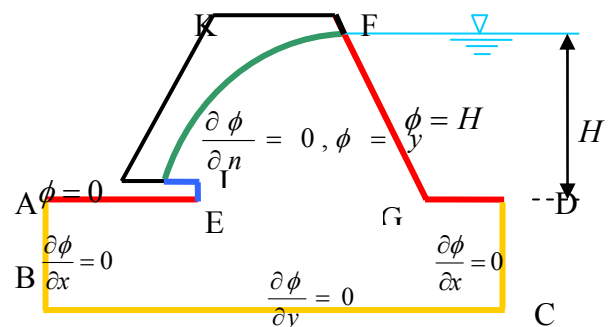


Figure 2 : Conditions aux limites hydrauliques.

4 PROCEDURE DE CALCUL DU COEFFICIENT DE SECURITE

La procédure de simulation de la stabilité des barrages en terre adoptée dans la présente analyse est basée sur les quatre étapes suivantes :

4.1 Etat de contraintes initiales

Une fois le maillage réalisé et les conditions aux limites fixées, on établit un calcul mécanique de l'état de contraintes initiales sous l'effet du poids propre du sol. A l'équilibre, on garde les contraintes et on annule les déplacements causés par le poids propre du barrage.

4.2 Régime permanent d'écoulement

Après l'instauration de l'état des contraintes initiales, on applique les conditions aux limites de l'écoulement et on calcul le régime permanent afin d'établir la distribution des pressions interstitielles de l'écoulement permanent correspondant à la charge hydraulique du côté amont.

4.3 Equilibre mécanique en présence d'écoulement

Après l'établissement de la distribution des pressions interstitielles régnant en régime permanent, on lance un calcul mécanique en utilisant le modèle de Mohr-Coulomb pour le comportement du sol.

4.4 Détermination du coefficient de sécurité

Pour l'analyse de la stabilité des talus la méthode de l'équilibre limite est largement utilisée par les ingénieurs et les chercheurs, c'est une méthode traditionnelle bien établie (Cheng (2007)). Dans la présente analyse, la procédure de détermination du coefficient de sécurité (F_s) est identique à l'une des méthodes basées sur l'équilibre limite où le coefficient de sécurité est appliqué directement sur les caractéristiques mécaniques (cohésion c' et l'angle de frottement φ').

Ainsi : $c'^* = c'/F_s$ et $\varphi'^* = \text{atan}(\tan \varphi'/F_s)$

Les caractéristiques de résistance au cisaillement (c' et φ') sont remplacées par les caractéristiques réduites (c'^* et φ'^*) dans la loi de résistance au cisaillement de coulomb.

La condition de stabilité du talus en équilibre limite devient:

$$\frac{\sum (c'^* L + N_n \tan(\varphi'^*))}{\sum T_n} > 1 \quad (1)$$

(où N_n = l'effort normal ; T_n = l'effort tangentiel et L = la longueur développée de la surface de rupture. La valeur initiale du coefficient de sécurité (F_{S0}) est choisie de manière que le barrage reste stable et dans le domaine élastique. On augmente ensuite le coefficient de sécurité par incrémentation ($F_{Si+1} = F_{Si} + \Delta F_s$) et en testant l'équilibre

avec les caractéristiques mécaniques réduites ($c'^* = c'/F_{Si+1}$ et $\varphi'^* = \text{atan}(\tan \varphi'/F_{Si+1})$) jusqu'à l'obtention du glissement du talus aval du barrage. La valeur minimale F_s qui provoque le glissement est bien le coefficient de sécurité.

5 RESULTATS DES CALCULS ET INTERPRETATIONS

5.1 Drain horizontal

5.1.1 Effet de la longueur du drain

La figure 3 représente le débit de fuite adimensionnel Q/KH à travers le corps du barrage homogène reposant sur un substratum en fonction de la longueur relative du drain

L_d/L_b .

K : perméabilité.

H : charge d'eau à l'amont.

L_d : longueur du drain.

L_b : largeur de la base du barrage.

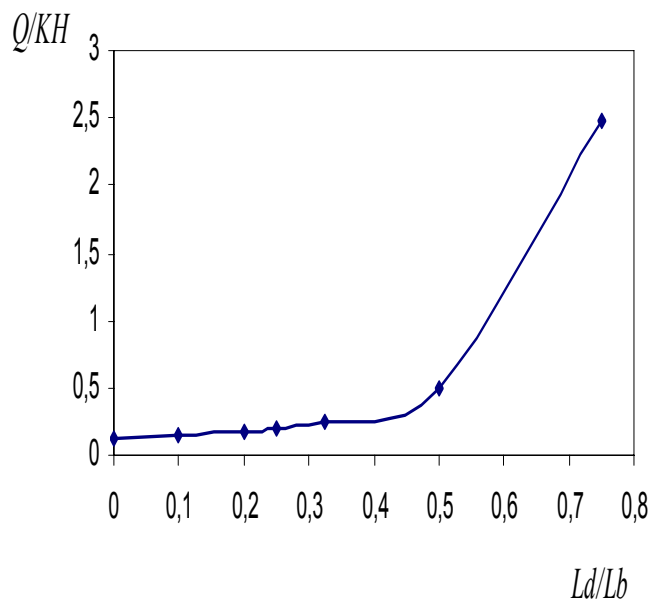


Figure 3.: Variation du débit de fuite en fonction de la longueur du drain.

Pour de faibles longueurs de drains, la ligne de saturation coupe encore le talus aval. Au fur et à mesure qu'on introduit le drain plus à l'intérieur, la ligne de saturation s'éloigne du parement aval (figure 4) et le débit augmente. Au-delà de $L_d/L_b > 1/2$, la pente de la courbe s'accroît et le débit devient plus important.

A partir de cette étude paramétrique, il est commode de prendre la longueur du drain L_d comprise entre $L_b/4$ et $L_b/3$.

Ce résultat est en accord avec les études antérieures (Cassan, 1994 ; Harr, 1962 ; Harry, 1968 ; Lane, 1975 ; Mallet et Pacquant, 1951 ; Marcel, 1977 ; Schneebeli, 1987)

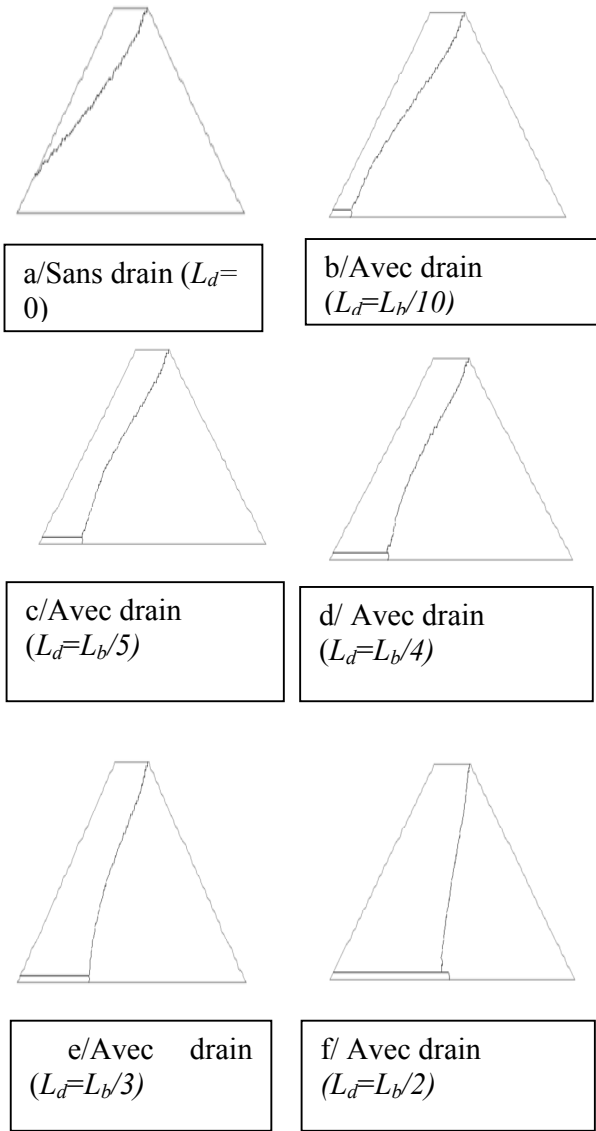


Figure 4 : Visualisation de la ligne de saturation en fonction de la longueur relative du drain horizontal.

Les résultats de simulation de la variation du coefficient de sécurité en fonction du rapport de longueur du drain L_d sur la longueur de la base du barrage L_b et la visualisation de la ligne de saturation et de la surface de glissement en fonction de la longueur relative du drain horizontal sont respectivement illustrés par les figures 5 et 6. Ces résultats révèlent que pour le cas du barrage dépourvu du drain ($L_d/L_b=0$) avec les caractéristiques mécaniques $c'=10\text{KN/m}^2$ et $\phi'=30^\circ$ retenues pour la présente expérimentation numérique, le coefficient de sécurité du talus F_s est de l'ordre de 1.29. Bien que le barrage est mécaniquement stable ($F_s>1$) par rapport au glissement circulaire, il ne l'est pas hydrauliquement, car la surface phréatique coupe le

talus aval ce qui induit l'érosion de la zone de la surface de suintement (figure 6a).

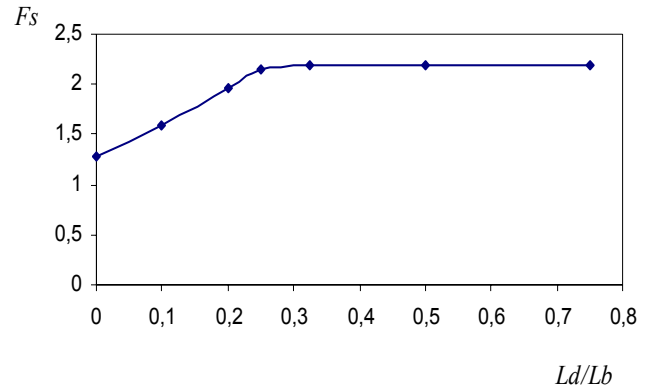


Figure 5 : Variation du coefficient de sécurité en fonction de la longueur du drain.

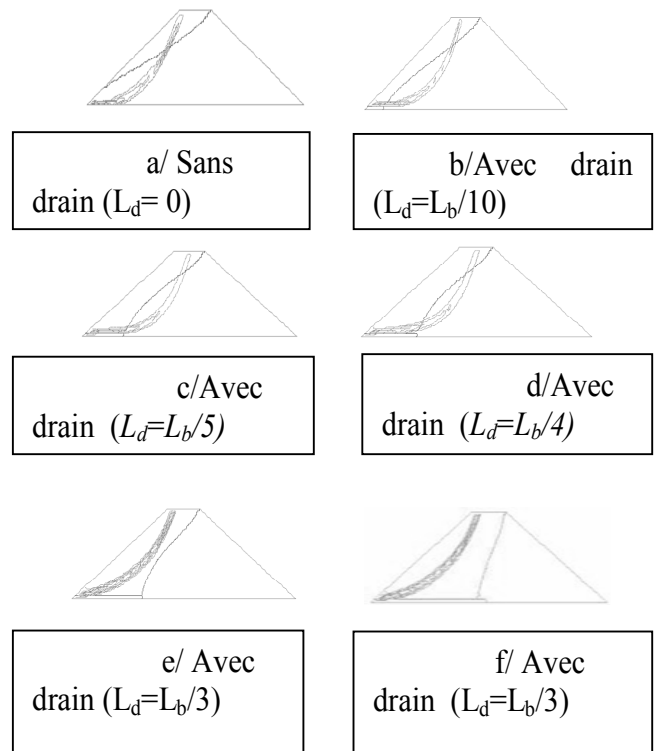


Figure 6 : Visualisation de la ligne de saturation et de la surface de glissement en fonction de la longueur relative du drain horizontal.

La figure 5 montre une amélioration pratiquement linéaire du coefficient de sécurité, au fur et à mesure que la longueur du drain augmente de 0 à $L_d/L_b=1/3$. Au-delà, le coefficient de sécurité atteignant la valeur 2.18 est insensible à la longueur du drain. Etant donné que pour $L_d=L_b/4$, le coefficient de sécurité $F_s=2.14$ correspondant -à une réduction inférieure à 2%, l'intervalle $L_d=[1/4,1/3]L_b$ est le bon choix vis-à-vis du débit de fuite et de la stabilité du talus aval. La surface de glissement est fortement influencée par la présence de l'eau. L'éloignement de la

surface phréatique du talus aval en augmentant la longueur du drain améliore le coefficient de sécurité. Au-delà de $L_d=L_b/3$, cette surface est en dehors de la zone de glissement (figures 6e et 6f). Ce qui explique l'insensibilité du facteur de sécurité à la longueur du drain (figure 5).

5.1.2 Effet de l'anisotropie de perméabilité

Pour les barrages en terre, il est rare que le matériau soit isotrope à cause des conditions de mise en œuvre du remblai (Mallet et Pacquant, 1951 ; Marcel, 1977). La figure 7 présente le débit d'infiltration en fonction de l'anisotropie de perméabilité (K_h/K_v). L'analyse de la figure pour différentes longueurs de drains, montre que le débit de fuite augmente avec le rapport K_h/K_v et la ligne phréatique s'approche du talus aval pour le couper et on obtient une surface de suintement à des valeurs de K_h/K_v égales comme indiqué dans le tableau 2. Le coefficient de sécurité du barrage baisse légèrement avec l'anisotropie, pour les différentes longueurs de drains (figure 8).

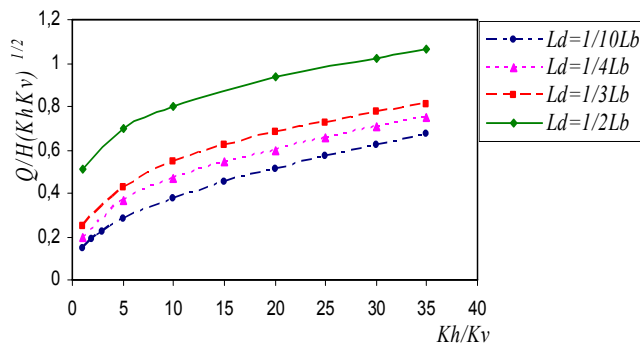


Figure 7 : Influence de l'anisotropie sur le débit de fuite.

Tableau 2. Evolution des valeurs de K_h/K_v pour lesquelles apparaît la surface de suintement en fonction de L_d/L_b .

L_d/L_b	1/10	1/4	1/3	1/2
K_h/K_v	5	20	25	35

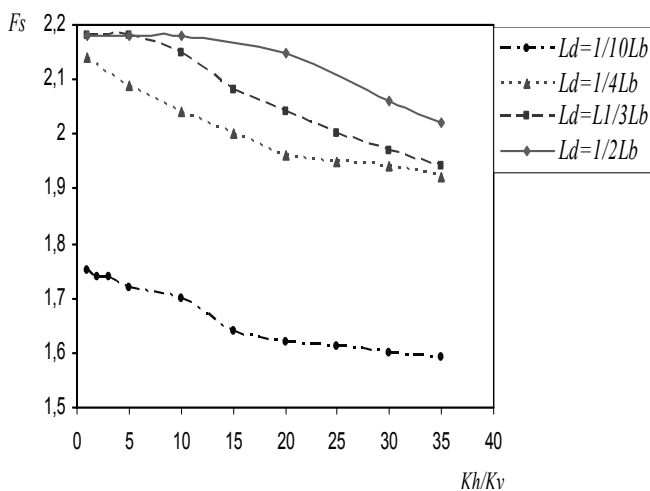


Figure 8 : Variation du coefficient de sécurité en fonction de l'anisotropie du matériau.

5.1.3 Influence de la fondation

Le drain horizontal n'assure pas seulement le drainage du corps du barrage mais aussi sa fondation (Mallet et Pacquant, 1951 ; Marcel, 1977 ; Mathieu, 1987 ; Cai et al., 1998). Les simulations numériques effectuées montrent que le débit de fuite est plus élevé que le débit calculé pour un barrage homogène posé sur une fondation imperméable. Le tableau 4 confirme que pour une même perméabilité, le débit de fuite à travers la fondation représente 155.5% du débit à travers la digue et pour une perméabilité de la fondation dix fois moins que le corps du barrage, le débit à travers la fondation représente 32.1% du débit à travers la digue ce qui peut affecter le dimensionnement du système de drainage et le rend moins efficace.

Tableau 3. Influence de la perméabilité de la fondation sur le débit de fuite.

K_b/K_f	0.1	0.5	1	10
Q_T/Q_b	12.229	3.798	2.555	1.321
	100	200	1000	$+\infty$
	1.197	1.183	1.17	1

5.2 Drain cheminée

5.2.1 Effet de la hauteur du drain

L'analyse de la figure 9 montre que le débit de résurgences augmente avec l'élévation relative de la cheminée h_d/h_b , et qu'à partir d'une certaine hauteur le débit devient constant et la ligne de saturation se fixe. Pour déterminer avec précision la hauteur de la cheminée, il faut tracer la ligne de saturation du barrage muni seulement du drain horizontal et à la rencontre de cette ligne avec le drain cheminée (vertical ou incliné) envisagé, on obtient la hauteur de la cheminée qu'on peut lui ajouter une revanche de sécurité.

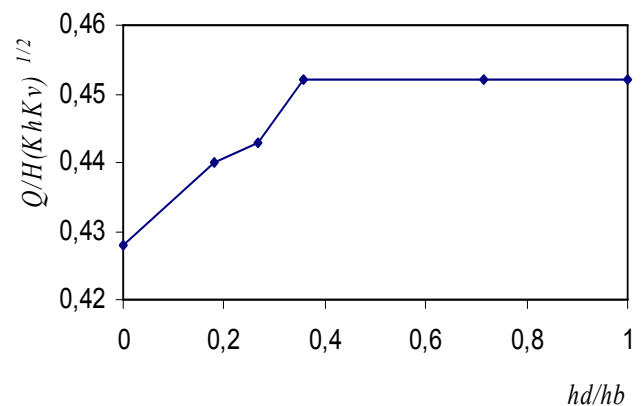


Figure 9 : Variation du débit de fuite en fonction de la hauteur du drain cheminée: (cas d'un drain horizontal $L_d=1/3L_b, K_h/K_v=5$).

Si le matériau du remblai n'est pas très imperméable, le drain incliné vers l'aval devient plus avantageux : il augmente la longueur de la ligne d'écoulement en partie inférieure d'eau, ce qui induit un débit d'infiltration plus faible. S'il est de faible perméabilité, le drain incliné vers l'amont est plus recommandé, la partie amont agit comme un noyau et elle est plus stable en condition de vidange rapide.

L'expérimentation numérique montre que le coefficient de sécurité est indépendant de la hauteur de la cheminée ainsi que de sa position à condition que le drain assure parfaitement son rôle et soit suffisamment loin de la surface de rupture.

5.2.2 Effet de l'anisotropie de perméabilité

Les résultats des expérimentations numériques montrent que la position de la ligne de saturation est affectée par l'anisotropie du matériau et le drain cheminé doit être plus haut. Pour une anisotropie de $K_h=20K_v$, la ligne de saturation peut apparaître sur la partie aval du drain si celui-ci ne peut contenir le débit de fuite important.

La stabilité du talus aval est toujours assurée du moment que la surface phréatique ne s'introduit pas dans la zone de glissement et le coefficient de sécurité reste quasi-constant pour des rapports de perméabilités de 1, 2, 10, 20,40 et 60 et ne s'affecte que légèrement pour une très forte anisotropie qu'on ne rencontre pas en pratique, ces résultats confirment le choix d'un barrage homogène avec drain cheminé pour les matériaux fortement anisotropes.

6 CONCLUSION

Un bon drainage bien contrôlé est l'une des meilleures lignes de défense pour assurer la sécurité d'un ouvrage. A cet effet l'influence du dimensionnement de ce dispositif essentiel sur les caractéristiques d'écoulement est très importante. A l'aide du logiciel FLAC-2D, on a effectué des calculs sur les drains de point de vue hydraulique et mécanique, dont les résultats montrent que :

Un mauvais fonctionnement du drain peut induire une instabilité du talus aval.

Pour les barrages en terre homogène, le drain horizontal est plus recommandé pour rabattre la ligne de saturation et évacuer le débit de fuite total (digue et fondation). Alors qu'il est préférable de prendre la longueur du drain horizontal $L_d = [1/4, 1/3]L_b$.

Si on est en face d'un problème d'anisotropie assez important ou d'un problème de consolidation, le drain cheminé est le plus envisageable car la stabilité de la digue est toujours assurée du moment que la ligne de saturation ne s'introduit pas dans la zone de glissement et le coefficient de sécurité reste quasi-constant.

La surface de glissement est fortement influencée par la présence d'eau. L'introduction de la surface phréatique dans la zone de glissement conduit à une diminution du coefficient de sécurité.

NOTATION

K	= Perméabilité du matériau du remblai
K_b	= Perméabilité du matériau du barrage
K_f	= Perméabilité du matériau de la fondation
K_h	= Perméabilité horizontale du matériau du remblai
K_v	= Perméabilité verticale du matériau du remblai
Q	= Débit de fuite
Q_b	= Débit de fuite du corps du barrage
Q_T	= Débit de fuite total
H	= Hauteur d'eau à l'amont
L_b	= Largeur de la base du barrage
L_d	= Longueur du drain horizontal
F_s	= Coefficient de sécurité
h_d	= Hauteur du drain cheminé
h_b	= Hauteur du barrage
Φ	= Le potentiel

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] Cai F., Ugai K., Wakai A., Li Q. 1998. Effets of horizontal drains on slope stability under rainfall by three-dimensional finite element analysis. *Computers and Geotechnics* 23, pp. 255-275.
- [2] Cassan M. 1994. Aide-mémoire d'hydraulique souterraine. Presses de l'école nationale des ponts et chaussées.
- [3] Chen Y., Zhou Ch., H Zheng. 2007. A numerical solution to seepage problems with complex drainage systems. *Computers and Geotechnics*.
- [4] Cheng Y.M., Lansivaara T., Wei W.B. 2007. Two-dimensional slope stability analysis by limit equilibrium and strength reduction methods. *Computers and Geotechnics* 34, pp. 137-150.
- [5] Foster M, Fell R & Spannagle M. 2000. A method for assessing the relative likelihood of failure of embankment dams by piping. *Can. Geotech.J.*37, pp. 102-1061.
- [6] Foster M, Fell R & Spannagle M. 1998. Analysis of embankment dam incidents. UNICIV Report N° R-374, School of Civil and Environmental Engineering, University of New South Wales, Sydney, Australia.
- [7] Harr M.E. 1962. *Groundwater and Seepage*. Mc GRAW – Hill Book Company, New York.
- [8] Harry R.Cedergren. 1968. *Seepage, Drainage and Flow Nets*. John Wiley & Sons.
- [9] Itasca Consulting Group, Inc. 2005. *FLAC^{2D} Manual* version 5.00. Minneapolis, Minnesota.
- [10] Lane EW. 1975. Security from underseepage Masonry dams on earth foundations. Vol. 100, *Trans.ASCE*.

- [11] Londe P. 1990. La sécurité des barrages. Revue française de géotechnique, N°51, pp. 41-49.
- [12] Mallet Ch., Pacquant J. 1951. Les barrages en terre. Eyrolles, Paris.
- [13] Marcel F. 1977. Ecoulement dans les milieux poreux. Presses de l'université Laval.
- [14] Mathieu P. 1987. Etude de solutions de drainage de barrage en terre. The Ninth European Conference on soil mechanics and foundation engineering, Dublin.
- [15] Schneebeli G. 1987. Hydraulique souterraine. Eyrolles, Paris.
- [16] Wilkins M.L. 1964. Fundamental methods in hydrodynamics. Methods in Computational physics. Vol. 3m, Alder et al. Eds., Academic Press, New York.