

# interprétation des mesures d'auscultation hydraulique de trois digues en terre par un modèle d'écoulement en milieu poreux

## evaluation of the hydraulic monitoring measurements of three earth dams by a flow model in porous medium

François GOUSSE\*

Division mécanique des sols et génie civil, C.E.M.A.G.R.E.F.

### Résumé

Trois digues en terre en service possédant un important système d'auscultation hydraulique ont été étudiées par un modèle 2D d'écoulement en milieu poreux en régime transitoire. A partir du niveau maximal de la retenue, un cycle au moins de vidange partielle — remplissage a été simulé permettant de confronter les mesures expérimentales aux valeurs théoriques du modèle sur une période représentative des conditions de niveau d'eau dans la retenue.

Malgré quelques incohérences d'ensemble dans les mesures, plusieurs enseignements sont à retenir de ce type de modélisation :

— Il est possible de recalculer les paramètres de perméabilité des remblais et de confronter les valeurs obtenues à celles prévues au projet. A cet égard, l'étude du régime transitoire est beaucoup plus instructive que la seule modélisation du régime permanent.

— Les paramètres du milieu non saturé n'ont pas une influence prépondérante sur la modélisation en régime transitoire et sur l'interprétation des mesures d'auscultation dans le corps du remblai.

— En matière d'auscultation hydraulique d'ouvrages en remblai de petite et moyenne importance, un modèle déterministe d'écoulement en régime transitoire apparaît très prometteur si des progrès sont réalisés dans trois domaines :

- modélisation 3D en régime transitoire avec temps calcul réduits,
- meilleures connaissances des paramètres hydrauliques des sols,
- fiabilité accrue des systèmes d'auscultation sur les barrages.

La qualité de la surveillance de l'ouvrage en service pourrait en être grandement améliorée conduisant à une sécurité renforcée.

### Abstract

*Three in actual service earth dams with a huge hydraulic monitoring system have been studied with a 2D transient hydraulic model of porous medium. From the maximum water level of the lake, at least one cycle of partial withdrawal-storage has been simulated and it has been possible to compare experimental values to theoretical values of the model along a representative period of time for the water level of the lake.*

*Instead of some global discrepancies in the measures, several lessons are to be pointed out :*

*— it is possible to adjust permeability parameters of the embankments and to compare these values to those of the project. With this in mind, the transient model is far more instructive than the only steady state model.*

*— the parameters of the unsaturated zone have not a leading influence on the transient modelisation nor on the interpretation of the monitoring measures inside the embankment.*

*— in the purpose of hydraulic monitoring of small to medium size embankment, a deterministic transient seepage model seems full of promise if progress are made on these three topics :*

- 3D transient modelisation with lowest computer time,
- better knowledge of the hydraulic parameters of the soils,
- better reliability of the monitoring systems of dams.

*Surveillance of works quality could be quite improved for a reinforced security.*

## 1. INTRODUCTION

Dans un but d'auscultation, les barrages en terre sont en général équipés d'appareils de mesures hydrauliques : pressions interstitielles, débits de percolation à travers le remblai et les fondations. L'interprétation de ces mesures au moyen d'un modèle d'écoulement en milieu poreux doit permettre en principe de préciser les paramètres réels de perméabilité et d'améliorer ainsi la connaissance du comportement hydraulique des matériaux de remblai et des fondations.

Trois digues en terre d'une hauteur d'environ 25 m ont été modélisées en éléments finis à deux dimensions, en régimes permanent et transitoire avec un programme qui prend en compte l'écoulement dans la zone saturée et dans la zone non saturée. Les perméabilités à saturation, calées dans un premier temps sur les valeurs données au projet, sont ensuite modifiées pour s'adapter au mieux aux mesures hydrauliques sur les ouvrages. L'écart entre les valeurs du projet et les valeurs reconstituées est ainsi évalué et discuté. En particulier, la question du rapport d'anisotropie de perméabilité dans un massif compacté est évoquée.

Enfin des commentaires sont faits sur la cohérence d'ensemble des mesures sur les ouvrages au vu des résultats de calage du modèle : influence de la troisième dimension, hétérogénéité de perméabilité, influence de la pluie, problème des piézomètres à tube ouvert, anomalies diverses.

## 2. MODÈLE UTILISÉ

### 2.1. Modèle mathématique

Pour modéliser les écoulements en milieu poreux avec surface libre, FREEZE (1971) a montré la nécessité de prendre en compte la zone non saturée. Il indique en effet que, même en régime permanent, la ligne de saturation n'est pas une ligne de courant alors que cette hypothèse est nécessaire dans les modèles qui ne considèrent que la zone saturée. Il en résulte une différence notable sur la position de la surface libre. Selon lui, cette différence est la plus importante dans les barrages de petite taille, dans les barrages à noyau ou dans les barrages homogènes avec drain aval.

Par ailleurs, HUMBERT (1984) a indiqué les limites des modèles d'écoulement en milieux poreux avec surface libre qui ne prennent pas en compte la zone non saturée, difficultés liées à la nécessité de déformation du maillage sous la surface libre.

En conséquence, le modèle choisi modélise les écoulements à la fois dans la zone saturée et dans la zone non saturée ; l'équation générale de l'écoulement en milieu poreux non saturé s'écrit :

$$\frac{\partial}{\partial x_i} [\rho K_{ij}^s K_r(p) \frac{\partial h}{\partial x_j}] = \rho n S (c_1 + c_w + c_f) \frac{\partial p}{\partial t} \quad (1)$$

$$\text{avec } c_1 = \frac{1}{S} \frac{\partial S}{\partial p} \quad c_w = \frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial p} \quad c_f = \frac{1}{n} \frac{\partial n}{\partial p}$$

où  $\rho$  : masse volumique de l'eau  
 $K_r(p)$  : perméabilité relative  
 $K_{ij}^s$  : tenseur de perméabilité à saturation  
 $h$  : charge hydraulique  
 $p$  : pression interstitielle généralisée  
 $(h = z + \frac{p}{\rho g})$   
 $n$  : porosité  
 $S$  : degré de saturation  
 $\theta$  : teneur en eau volumique ( $\theta = nS$ )

D'après NEUMAN (1973) et NARASIMHAN et al. (1977), l'équation (1) suppose les hypothèses suivantes :

- i) —  $\rho, n, S$ , ne dépendent que de  $p$ ,
- ii) — les variations géométriques dues au mouvement du squelette du milieu poreux sont suffisamment petites pour pouvoir passer de la forme intégrale de l'équation de conservation à la forme différentielle.

Dans la zone non saturée on suppose en général :

- iii) —  $c_w \ll c_1$

$$\text{iv) — } c_f \ll c_1 \text{ d'où } \frac{\partial \theta}{\partial p} = \frac{\partial (nS)}{\partial p} = \theta c_1$$

ce qui veut dire que l'on néglige la compressibilité de l'eau et celle des grains solides et du milieu poreux devant le terme dépendant de la présence d'une zone non saturée.

Par contre dans la zone saturée  $c_1 = 0$  ; on suppose alors :

- v)  $c_w \ll c_f$

D'où les deux équations :

$$\frac{\partial}{\partial x_i} [K_{ij}^s K_r(p) \frac{\partial h}{\partial x_j}] = \frac{\partial \theta}{\partial p} \frac{\partial p}{\partial t} \quad \text{zone non saturée} \quad (2)$$

$$\frac{\partial}{\partial x_i} [K_{ij}^s K_r(p) \frac{\partial h}{\partial x_j}] = \theta c_f \frac{\partial p}{\partial t} \quad \text{zone saturée} \quad (3)$$

Les conditions aux limites sont classiques ; aucune condition n'est requise sur la surface libre puisque le modèle schématise la zone non saturée. La surface libre est simplement définie par l'isopression  $p = 0$ .

### 2.2. Programme de calcul utilisé

Le programme de calcul principal utilisé, nommé N.S.A.T., est issu du système des petits programmes rapides (P.P.R.) du Laboratoire Central des Ponts et Chaussées (L.C.P.C.). Il est décrit de manière détaillée dans HUMBERT (1984). Le programme modélise les écoulements en deux dimensions dans les milieux saturés et non saturés avec la technique du maillage fixe.

L'équation résolue par N.S.A.T. s'écrit, avec les mêmes notations que précédemment :

$$\frac{\partial}{\partial x_i} [K_{ij}^s K_r(p) \frac{\partial h}{\partial x_j}] = [c + c_1 \theta(p)] \frac{\partial p}{\partial t} \quad (4)$$

avec  $c$  : coefficient fixé à  $1,02 \cdot 10^{-9} \text{ Pa}^{-1}$  introduit pour permettre une convergence plus facile de l'algorithme de calcul.

Les coefficients non linéaires  $\theta(p)$  et  $K_r(p)$  sont introduits sous forme de fonctions analytiques à deux paramètres :

$$f_{\alpha, \beta}(p) = \frac{\alpha}{\alpha + |\lambda p|^\beta}$$

( $\alpha > 0$  ;  $\beta > 0$  ;  $\lambda = 10,197$  si  $p$  est en kPa)

si  $p < 0$   $K_r(p) = f_{\alpha, \beta}(p)$   
 $\theta(p) = \theta_s f_{\lambda, \delta}(p)$

si  $p > 0$   $K_r(p) = 1$   
 $\theta(p) = \theta_s$

Ces fonctions, monotones croissantes de 0 à 1 pour  $p$  variant de  $-\infty$  à 0, conviennent bien pour représenter les variations soit de  $\theta$  soit de  $K$  en fonction de la succion. Elles sont proches notamment des formules données par VAN GENUCHTEN (1980), tout au moins dans le cas où la teneur en eau résiduelle à succion infinie est nulle.

L'hystérèse des courbes  $K(p)$  et  $\theta(p)$  liée à un comportement différent entre séchage et humidification n'est pas prise en compte.

Les conditions aux limites pour les zones de suintement sont délicates ; en effet la position des points de ruissellement est inconnue et il est nécessaire de la déterminer par itérations. Au-dessus du point de ruissellement, on a une condition de flux nul ; au-dessous une condition de pression nulle (ou  $h = z$ ).

A la première itération, on impose la condition de flux nul sur tous les points de la surface de suintement.

A l'itération  $i + 1$  :

— pour les points à condition de flux nul à l'itération  $i$  :

- si  $h > z$ , on imposera  $h = z$  ;
- si  $h \leq z$ , on maintiendra la condition de flux nul ;

— pour les points à condition  $h = z$  à l'itération  $i$  :

- si le flux est entrant, on imposera la condition de flux nul ;
- si le flux est sortant, on maintiendra la condition  $h = z$ .

Un second programme en deux dimensions FLOT, issu du L.C.P.C., a aussi été utilisé en régime permanent pour le barrage de St-Pierre-Manzo. Il utilise la technique de déformation du maillage et ne modélise pas le milieu non saturé. Il a donné des écarts de moins de 5 cm pour les valeurs des pressions dans le noyau avec le programme N.S.A.T.

**2.3. Ordres de grandeur de  $c$ ,  $c_1$ ,  $c_w$ ,  $c_f$**

Comme indiqué dans NARASIMHAN et al. (1977), la compressibilité  $c_f$  peut s'exprimer en fonction des paramètres œdométriques sous réserve des deux hypothèses suivantes :

— les contraintes totales sont fixes au cours du temps ; les déformations du squelette, liées aux variations de contraintes effectives résultent directement des variations de pression. En milieu saturé, on a même  $\Delta \sigma' = - \Delta p$  ;

— comme dans l'essai œdométrique, les déformations dans les directions des contraintes mineures et moyennes sont négligeables par rapport aux déformations dans la direction de la contrainte majeure.

COSTET et SANGLERAT (1981) indiquent les valeurs usuelles des modules de déformation œdométrique :

$$E' = - \Delta \sigma / (\Delta h/h) : 2 \text{ à } 300 \text{ MPa}$$

Un calcul simple conduit à  $c_f = \frac{1-n}{n} \frac{1}{E'}$

d'où  $c_f = 5 \cdot 10^{-7}$  à  $5 \cdot 10^{-9} \text{ Pa}^{-1}$

Par ailleurs, COSTET et SANGLERAT (1981) donnent les valeurs approximatives des compressibilités volumétriques des grains, de l'eau et du squelette du sol, respectivement :

$$\frac{1}{100\,000}, \frac{1}{22\,000}, \frac{1}{100} \text{ à } \frac{1}{1\,000} \text{ pour une charge de } 0,1 \text{ MPa ; d'où } c_w = 4,545 \cdot 10^{-10} \text{ Pa}^{-1} ; c_f = 10^{-7} \text{ à } 10^{-8} \text{ Pa}^{-1}$$

Les valeurs de  $c_1$  ont été calculées à partir des paramètres  $\gamma$  et  $\delta$  choisis pour les trois exemples traités. Elles sont toujours supérieures à  $10^{-6} \text{ Pa}^{-1}$  quel que soit  $|p|$  entre 0,1 et 100 kPa.

Par conséquent, les hypothèses iii), iv) et v) sont vérifiées.

De plus  $c \ll c_f \theta(p)$  tant que la teneur en eau  $\theta$  ne devient pas très faible.

En comparant les équations (3) et (4) dans le cas du milieu saturé, on s'aperçoit que le terme  $c$  correspond à une faible compressibilité du squelette solide.

Il faut noter toutefois que la valeur de  $c$  n'a de signification dans une équation du type

$$\frac{\partial}{\partial x_i} [K(p) \frac{\partial h}{\partial x_j}] = c \frac{\partial p}{\partial t}$$

que relativement à la valeur de  $K(p)$  ; l'emmagasinement représenté par  $c$  ne devient sensible que si  $K(p)$  est suffisamment faible pour qu'apparaissent effectivement les phénomènes transitoires de retards à la propagation des pressions qui y sont liés.

$c$	$c_w$	$c_f$	$c_1$
$1,02 \cdot 10^{-9}$	$4,545 \cdot 10^{-10}$	$10^{-7}$ à $10^{-8}$	$> 10^{-6}$

Valeurs des coefficients  $c$ ,  $c_w$ ,  $c_f$ ,  $c_1$  en  $\text{Pa}^{-1}$

### 3. BARRAGE DU PUY-TERRIER (Deux-Sèvres)

#### 3.1. Description

Le barrage est constitué d'un remblai homogène de pente amont 3/1 avec drain incliné prolongé par un tapis drainant horizontal au contact de la fondation granitique. Le remblai a été réalisé avec les matériaux d'altération du granit sur une hauteur maximale de 23 m au-dessus des fondations. Le barrage a été doté d'un dispositif d'auscultation intensif ; un profil en travers particulièrement instrumenté de cellules de pression interstitielle et de piézomètres (fig. 1) a été choisi pour la modélisation. Les drains et le remblai situé en aval supposés ne pas être en charge, ont été exclus du modèle. Des piézomètres de contrôle indiquent en effet une pression d'eau faible à cet endroit, permettant d'ailleurs de caler les piézomètres en aval du modèle.

Dans les fondations granitiques, trois niveaux de perméabilité différente ont été reconnus au projet au-dessus d'un niveau imperméable profond situé à 45 m. Les 2 premiers niveaux ont été injectés.

#### 3.2. Paramètres des matériaux

Les perméabilités à saturation ont été choisies conformément au projet : mesures de perméabilité de laboratoire pour le remblai, essais Lugeon pour les fondations. Pour les zones injectées, des facteurs de réduction de la perméabilité de 20 (zone injectée supérieure) et de 7 ont été choisis pour différencier deux types d'injection (fig. 1).

Pour les paramètres du milieu non saturé, seuls sont pris en compte effectivement dans le modèle ceux du remblai, les fondations restant toujours saturées.

Comme aucune mesure de ces paramètres n'a été réa-

lisée au projet, une plage de paramètres possibles a été déterminée par comparaison avec des courbes proposées dans [1], [4], [5], [8], [11], [16], [20], [21], [22], [23], [24]. Ont été retenues les courbes qui correspondent aux sols les plus proches de celui du remblai.

BOUWER (1964) a indiqué quelques propriétés générales des courbes  $K_r(p)$  dont il a aussi été tenu compte pour le choix des paramètres :

- pour un sol uniforme la pente de  $K_r(p)$  est abrupte ;
- pour les sols les plus fins la réduction de  $K_r(p)$  commence à des valeurs de  $|p|$  de plus en plus fortes ;
- pour les valeurs de  $p$  inférieures à  $-10$  KPa l'ordre des perméabilités est inversé

$$K_{\text{sable}} < K_{\text{limon}} < K_{\text{argile}}$$

par rapport à l'ordre normal à saturation.

Le tableau suivant indique les valeurs des paramètres  $\alpha, \beta, \gamma, \delta, \theta_s$  des courbes

$$K_r(p) = \frac{\alpha}{\alpha + |\lambda p|^\beta} \quad \lambda = 10,197 \quad p \text{ en Kpa}$$

$$\text{et } \theta(p) = \theta_s \frac{\gamma}{\gamma + |\lambda p|^\delta}$$

retenues pour le remblai.

n° identification	$\alpha$	$\beta$	n° identification	$\gamma$	$\delta$	$\theta_s$
K1	$10^{3,6}$	4	W1	$10^{2,55}$	1,1	0,28
K2	$10^{3,2}$	2	W2	$10^{3,45}$	1,1	0,28
K3	$10^{1,5}$	2	W4	$10^{1,4}$	1,1	0,28
K4	$10^5$	2	W7	$10^5$	2	0,28
K5	$10^7$	4	W8	$10^3$	2	0,28
K6	$10^{10}$	4				

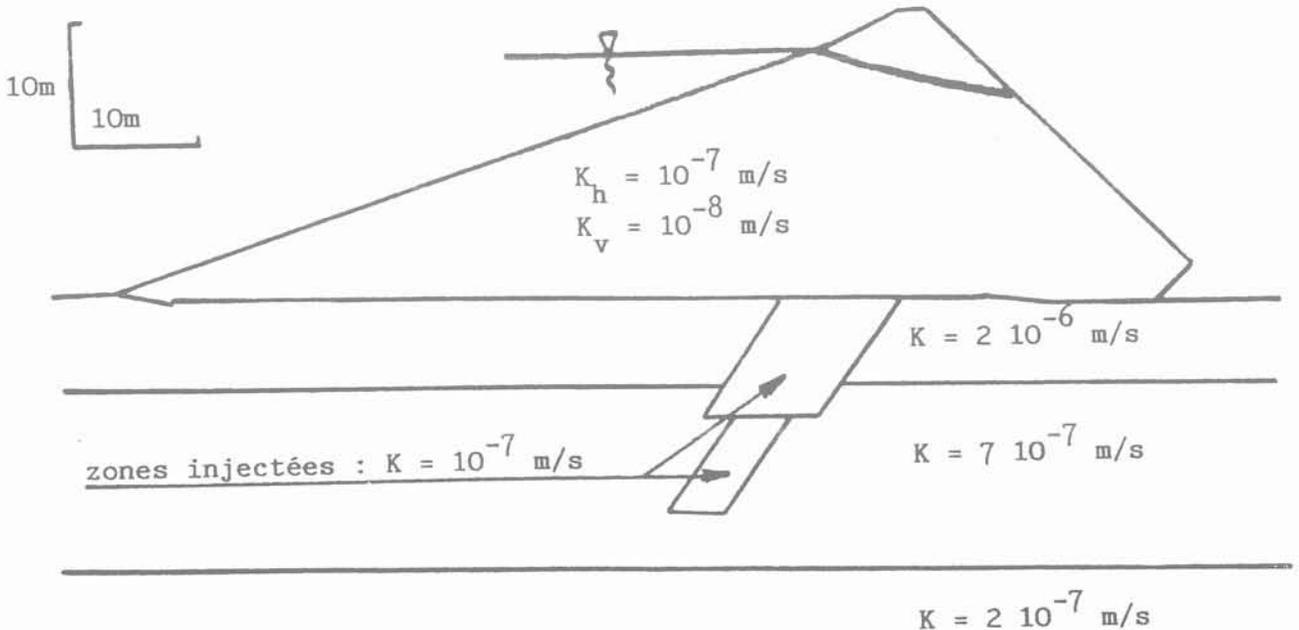


Fig. 1. — Barrage du Puy-Terrier. Profil en travers modélisé et perméabilités à saturation du projet.  
 Fig. 1. — Puy-Terrier Dam. Modelised cross-section and saturated permeability of the project.

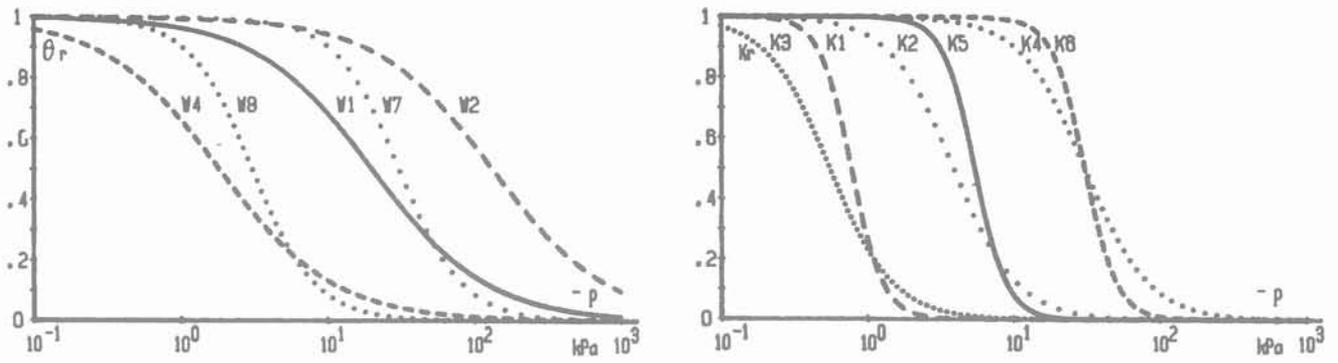


Fig. 2. — Perméabilité relative  $K_r(p)$  et teneur en eau volumique relative  $\theta_r(p)$ .  
 Fig. 2. — Relative permeability  $K_r(p)$  and relative volumetric moisture content  $\theta_r(p)$ .

La figure 2 donne la forme des courbes  $K_r(p)$  et  $\theta_r(p)$  correspondantes.

**3.3. Mesures d'auscultation dans le profil modélisé**

La période modélisée couvre une année qui correspond à un cycle de vidange partielle, remplissage de la retenue. L'évolution des mesures sur cette période est donnée en figure 3. Le régime permanent de l'écoulement n'est pas encore atteint en début du modèle comme on peut le constater aux cellules C1-C2-C3 du remblai. Le modèle par contre suppose le régime permanent établi à l'instant initial ; on ne s'attachera pas à comparer mesures et valeurs calculées au début de la période de modélisation.

Toutefois, les valeurs mesurées à l'instant initial présentent une bonne cohérence d'ensemble puisqu'il est possible d'esquisser un réseau d'équipotentiels régulier à partir de ces valeurs (fig. 4).

Enfin, on constate une anomalie pour la cellule C8 qui présente une évolution peu cohérente avec celle des cellules C9 et C10 situées plus en aval dans la fondation : son amplitude de variation est plus faible et son déphasage avec le plan d'eau plus fort.

**3.4. Résultats de la modélisation**

**3.4.1. Influence du rapport d'anisotropie de perméabilité dans le remblai**

La figure 5 indique l'influence du facteur  $R = K_H/K_V$  dans le remblai. La valeur de  $R = 10$  doit être retenue. Les cellules situées en aval dans le remblai sont les plus intéressantes pour caler le rapport d'anisotropie.

**3.4.2. Influence de la perméabilité à saturation à rapport d'anisotropie fixé**

La figure 6 montre que la perméabilité à saturation  $K_H$  du remblai à  $R = K_H/K_V$  fixé, a une grande influence sur les valeurs de pression dans le remblai. Avec la diminution de  $K_H$  l'amplitude des variations de pression diminue et le déphasage avec le plan d'eau augmente. En conséquence, le modèle en régime transitoire permet de préciser la valeur de la perméabilité à saturation. On constate qu'elle se situe autour de  $10^{-8}$  m/s alors qu'elle était prévue de  $10^{-7}$  m/s au projet.

**3.4.3. Paramètres du milieu non saturé**

Les différentes courbes de perméabilité relative testées n'apportent aucune modification dans les valeurs des pressions calculées aux points auscultés du remblai.

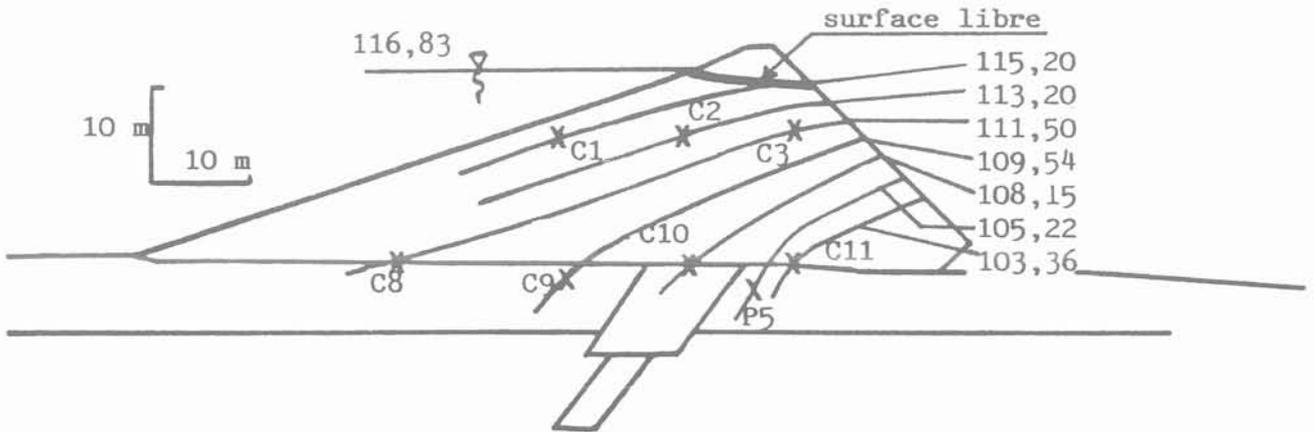


Fig. 4. — Esquisse de tracé d'un réseau d'équipotentiels à partir des valeurs mesurées.  
 Fig. 4. — Rough drawing of the equipotential network from the measures.

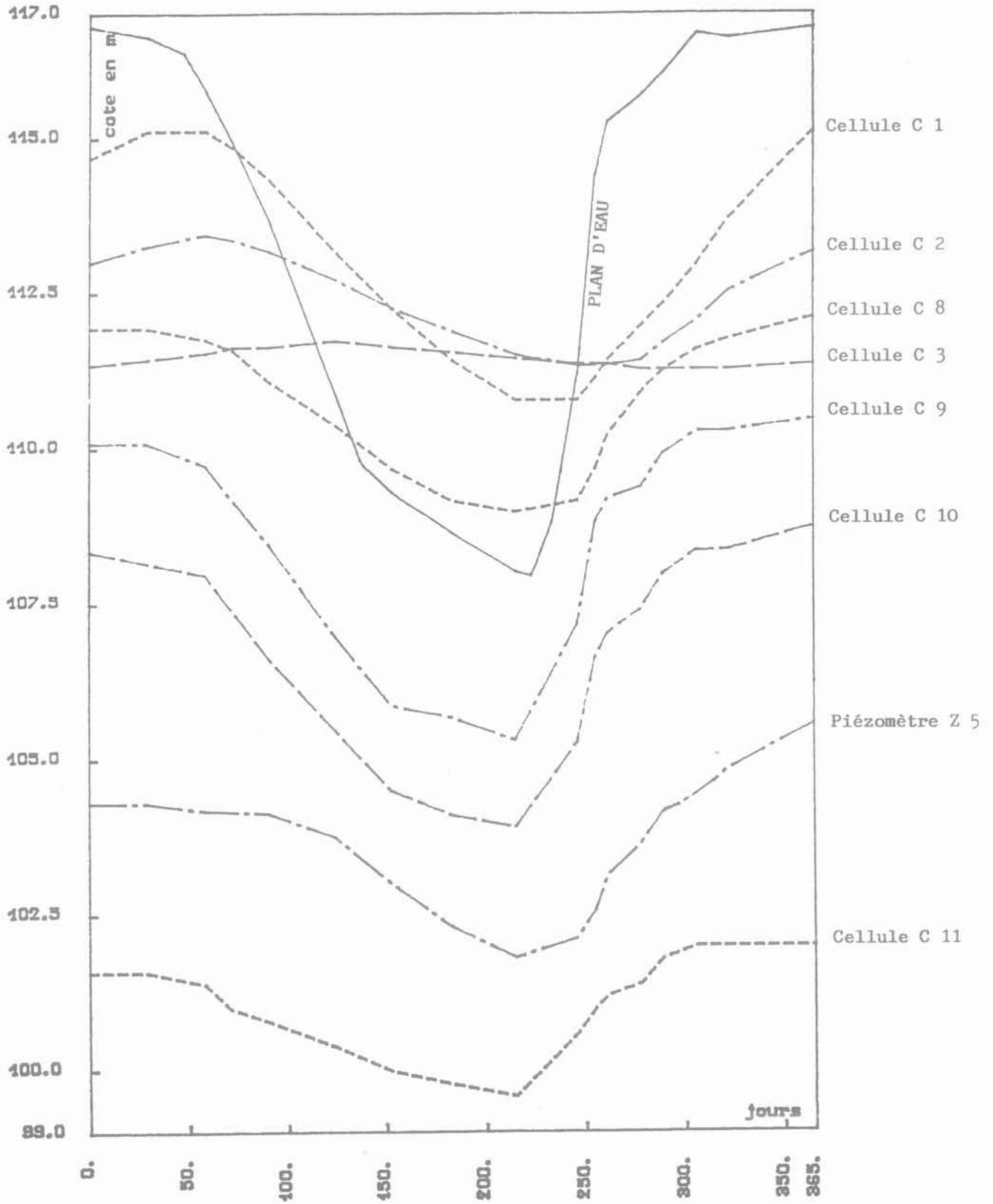


Fig. 3. — Barrage du Puy-Terrier. Évolution du plan d'eau et des mesures sur la période de modélisation.

Fig. 3. — Puy-Terrier Dam. Variations of the lake and of the measures during the modelisation spell.

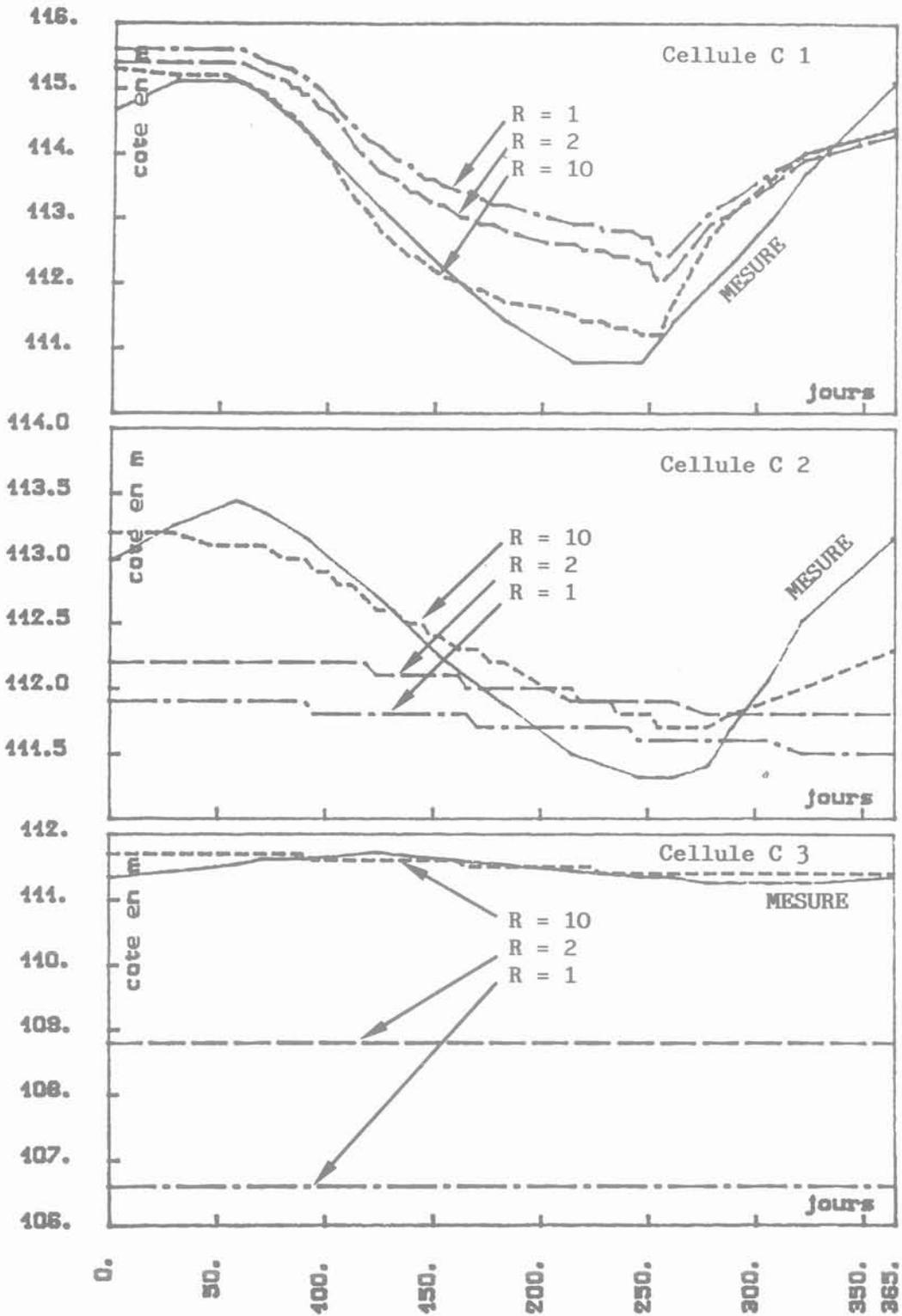


Fig. 5. — Influence du rapport d'anisotropie  $R = K_H/K_V$  du remblai dans les cellules du remblai.  
 Fig. 5. — Influence of the embankment anisotropy ratio  $R = K_H/K_V$  on the embankment cells.

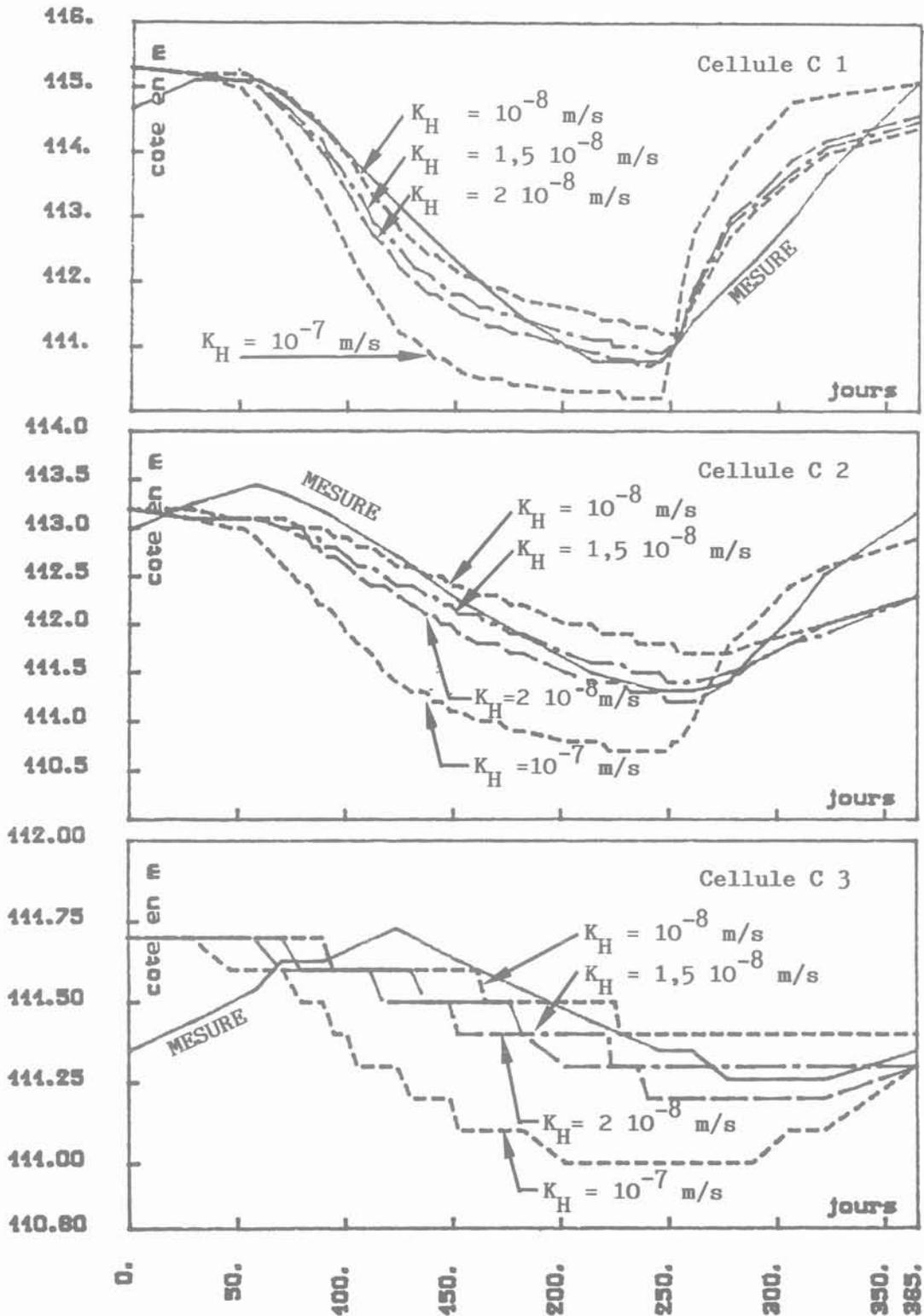


Fig. 6. — Influence de la perméabilité à saturation du remblai à R fixé.  
 Fig. 6. — Influence of the embankment saturated permeability at fixed ratio R.

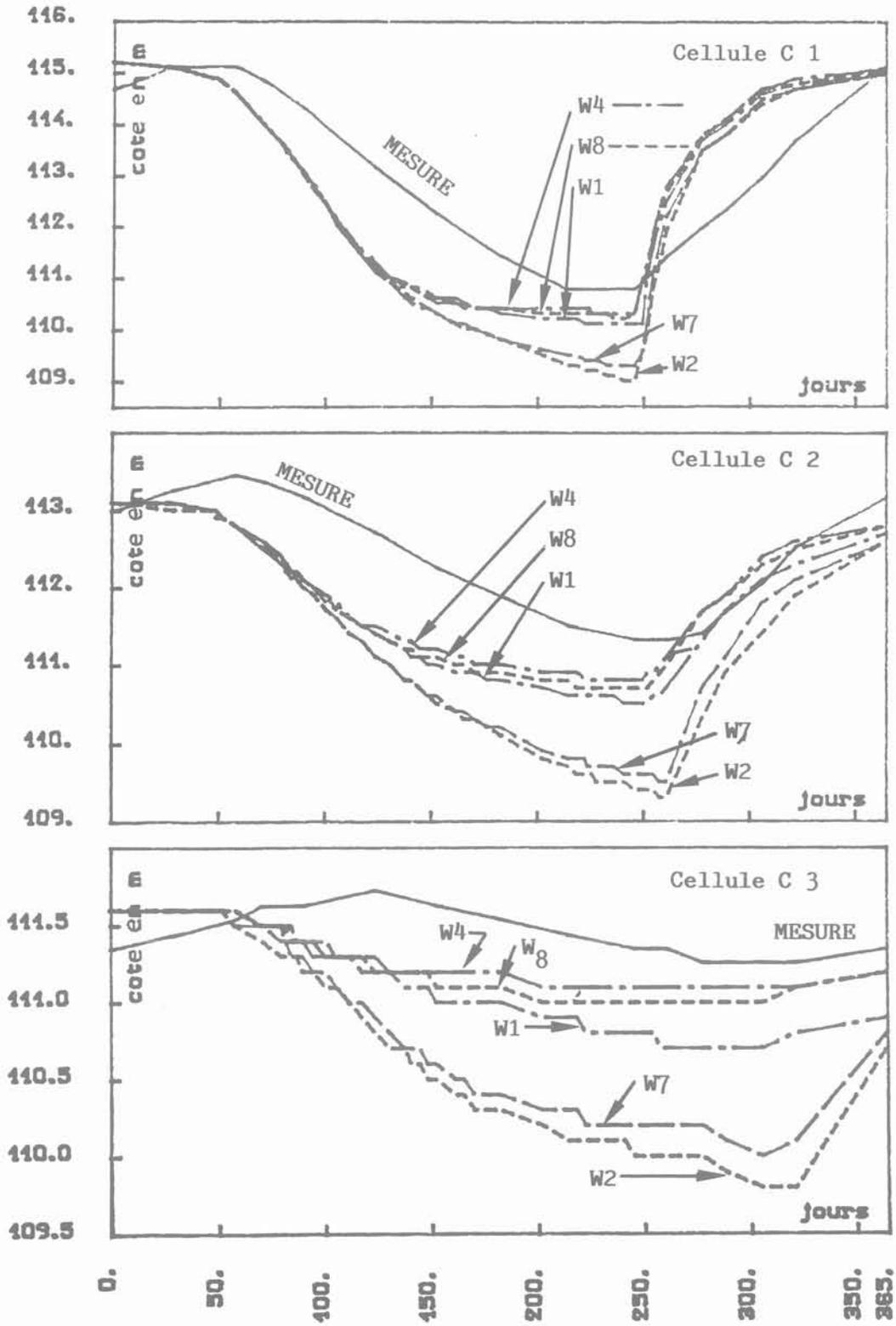


Fig. 7. — Influence des courbes de teneur en eau relative dans les cellules du remblai.  
 Fig. 7. — Influence of the relative moisture content curves on the embankment cells.

La figure 7 indique l'influence des courbes de teneur en eau relative aux trois points C1, C2, C3 du remblai. Les résultats obtenus avec les deux courbes W2 et W7 se distinguent des trois autres résultats et s'éloignent notablement des mesures. Ce type de courbe est à écarter en raison probablement d'une diminution tardive de  $\theta_r$  avec la baisse de  $p$ . Il correspond à un matériau argileux, différent du matériau du remblai homogène de Puy-Terrier.

Si l'on écarte ce type de courbe, il apparaît que l'influence des paramètres du milieu non saturé est de faible importance par rapport au paramètre de perméabilité à saturation (fig. 6).

Enfin l'influence de ces paramètres est nulle aux points C8 à C11 du contact remblai-fondation.

#### 3.4.4. Fondation

La figure 8 donne la comparaison entre les valeurs calculées et les valeurs mesurées en fondation. On constate en général (sauf en C8 cellule « anormale ») un déphasage plus important des valeurs calculées que des valeurs mesurées vis-à-vis du plan d'eau. On doit y voir l'influence du coefficient  $c$  du modèle NSAT. La compressibilité réelle des fondations est inférieure à celle correspondant à  $c$ . Il est difficile de poursuivre plus loin l'étude de l'influence de  $c$  et le calage éventuel de la

compressibilité réelle compte tenu de la remarque de la fin du paragraphe 2.3. :  $c$  n'a de sens que relativement à la perméabilité elle-même mal connue dans de telles fondations.

#### 3.5. Conclusions

Le modèle en régime transitoire apporte une bonne connaissance du comportement hydraulique du remblai même si les valeurs mesurées ne peuvent être reconstituées avec précision.

Les fondations par contre sont difficilement modélisables compte tenu de la méconnaissance des perméabilités et des compressibilités et compte tenu aussi de leur hétérogénéité naturelle.

Enfin les paramètres du milieu non saturé ont une faible influence sur la modélisation, tout au moins si l'on écarte un type de courbe qui, semble-t-il, ne correspond pas au sol concerné.

### 4. BARRAGE DE SAINT-PIERRE-MANZO (Martinique)

#### 4.1. Description

Saint-Pierre-Manzo est un barrage en enrochements de

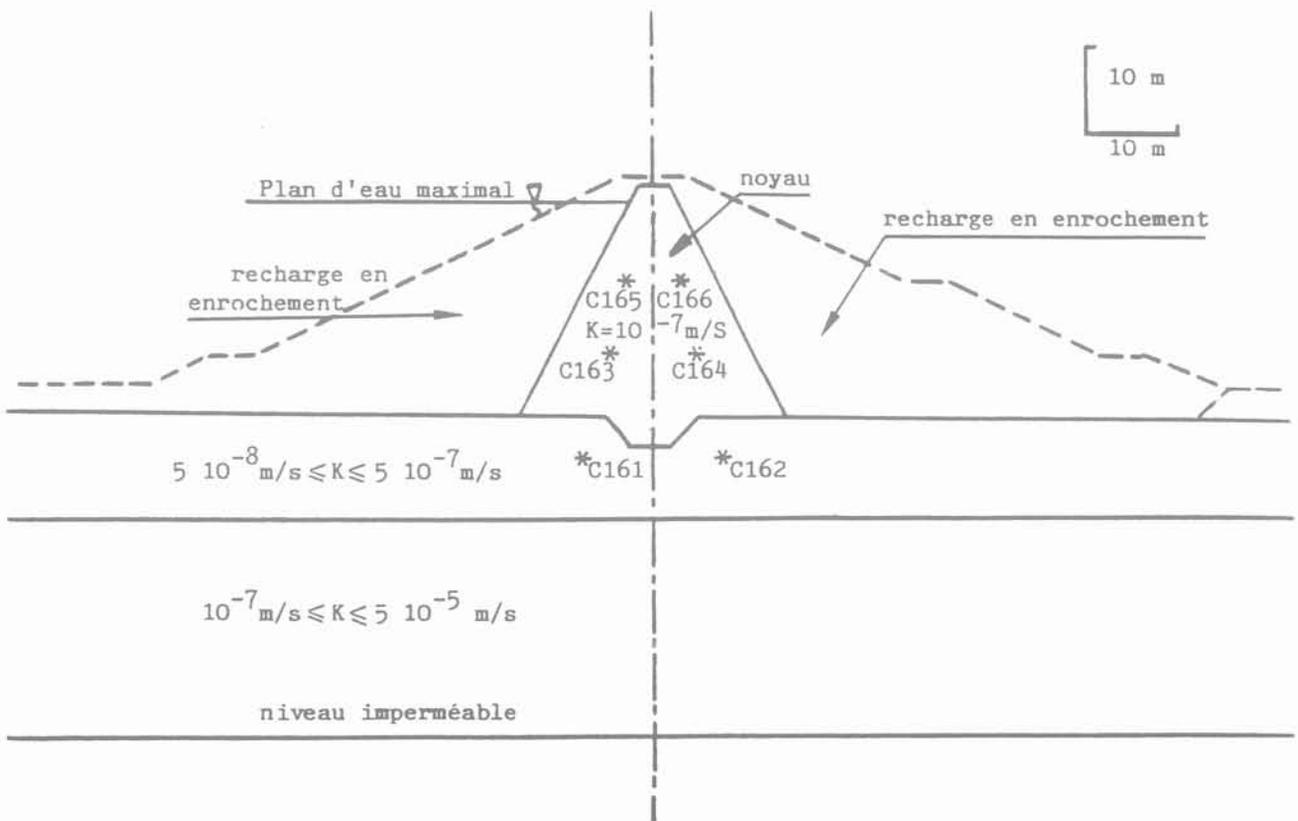


Fig. 9. — Barrage de Saint-Pierre-Manzo. Profil en travers modélisé et perméabilités à saturation du projet.  
Fig. 9. — Saint-Pierre-Manzo dam. Modelised cross-section and saturated permeability of the project.

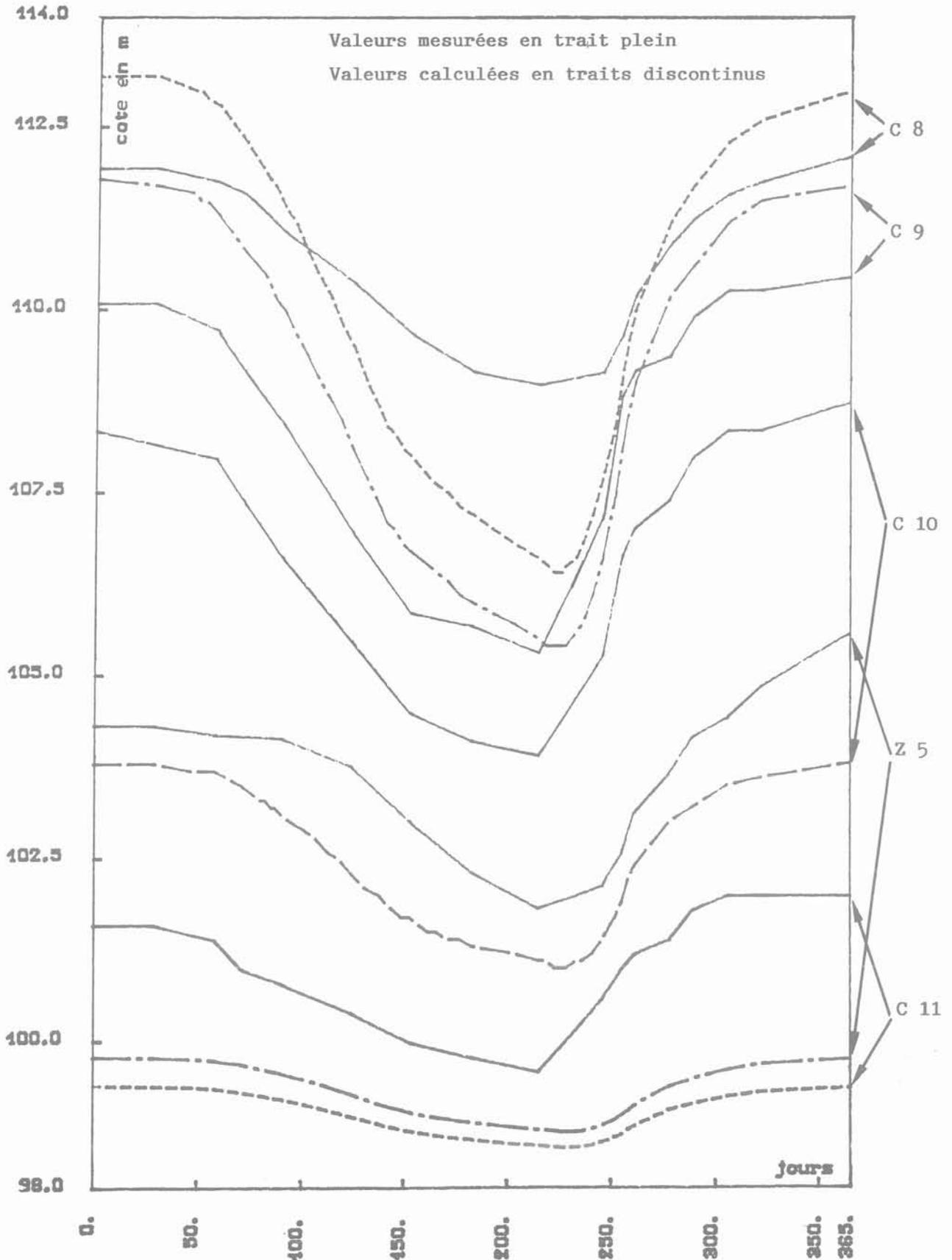


Fig. 8. — Comparaison entre valeurs calculées et mesures dans les fondations.  
 Fig. 8. — Comparison between calculated values and measures in the foundation.

25 m de hauteur avec noyau central épais en argile, fondé sur des matériaux volcaniques argilisés (tuffites). Deux profils sont auscultés au moyen de cellules de pression interstitielles.

L'un d'eux, comportant 6 cellules, a été modélisé. Les recharges amont et aval ne sont pas prises en compte dans le modèle (fig. 9). Dans les fondations deux couches de perméabilités différentes ont été reconnues au stade du projet avec un niveau imperméable à grande profondeur (37 m). Les valeurs de perméabilité à saturation données au projet sont indiquées figure 9.

Les mesures piézométriques présentent une assez mauvaise cohérence d'ensemble comme on peut le constater au vu des distorsions du réseau des équipotentielles esquissé figure 10. La cellule C 161 présente une mesure anormalement faible due probablement à des fuites dans une galerie de vidange proche.

La période de modélisation qui s'étend sur plus d'un an correspond à deux vidanges partielles et un remplissage. L'amplitude des variations du plan d'eau reste faible par rapport à la hauteur de l'ouvrage.

## 4.2. Résultats de la modélisation

### 4.2.1. Influence des paramètres du milieu non saturé

Déterminé de la même manière qu'à Puy-Terrier, quatre couples de paramètres du milieu non saturé pour le noyau ont été testés : (K1 - W1), (K1 - W2), (K2 - W1), (K2 - W2), avec les mêmes notations que pour Puy-Terrier. Les résultats de la modélisation aux cellules du profil se sont avérés parfaitement insensibles au choix de ces paramètres. Cette conclusion ne doit

pas surprendre car par comparaison à Puy-Terrier le milieu non saturé du modèle présente une surface beaucoup plus faible : noyau au lieu de remblai et marge faible.

### 4.2.2. Anisotropie du noyau

La figure 11 donne la comparaison entre valeurs calculées et mesures pour deux hypothèses d'anisotropie de perméabilité du noyau.

Une anisotropie de 10 entraîne une surélévation générale des piézométries qui semble mieux représenter les niveaux piézométriques réels ; mais l'ajustement aux valeurs mesurées reste médiocre et il est hasardeux d'en conclure avec certitude à un rapport d'anisotropie élevé.

### 4.2.3. Influence de la perméabilité à saturation du noyau à rapport d'anisotropie fixé de 10

La figure 12 indique l'évolution des valeurs calculées selon l'hypothèse de perméabilité horizontale du noyau et à rapport d'anisotropie fixé à 10. L'influence majeure concerne le déphasage dans le temps de la valeur piézométrique par rapport au signal constitué par la variation du plan d'eau.

La comparaison avec la mesure correspondante indique une perméabilité verticale autour de  $10^{-8}$  m/s plutôt que vers  $10^{-7}$  m/s. Mais le mauvais ajustement d'ensemble nécessite de considérer avec précaution ce résultat.

### 4.2.4. Fondations

La faible piézométrie observée en C 161 et interprétée

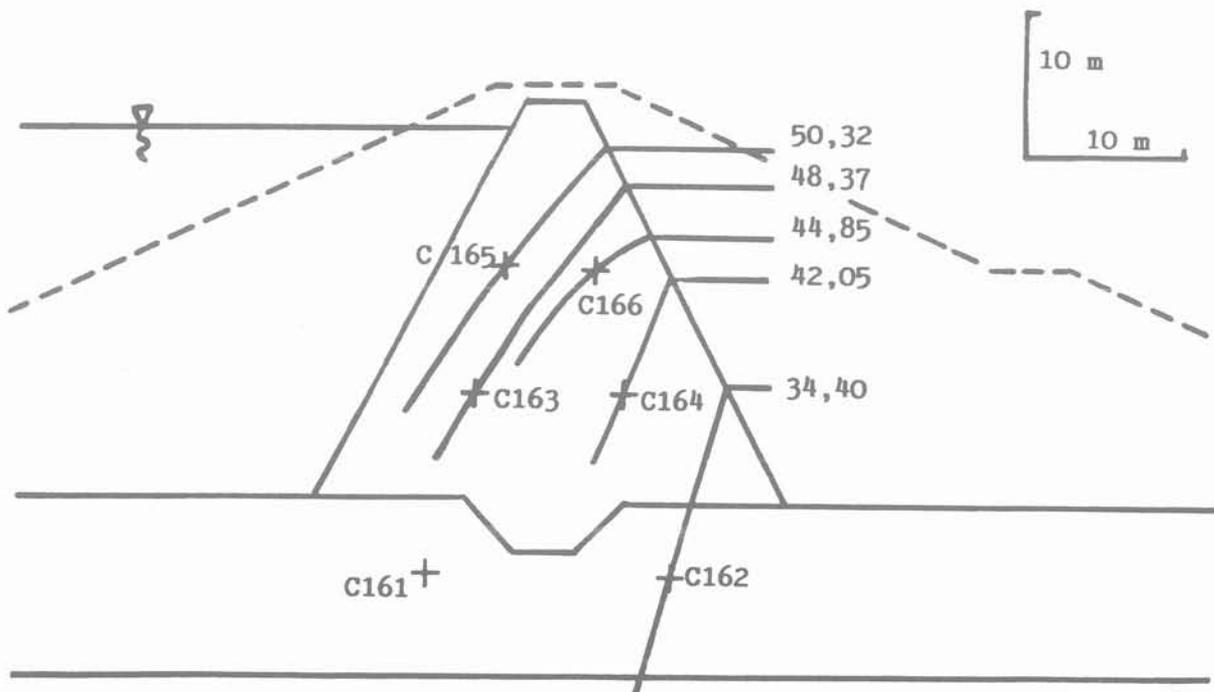


Fig. 10. — Esquisse de tracé d'un réseau d'équipotentiels à partir des valeurs mesurées.

Fig. 10. — Rough drawing of the equipotential network from the measures.

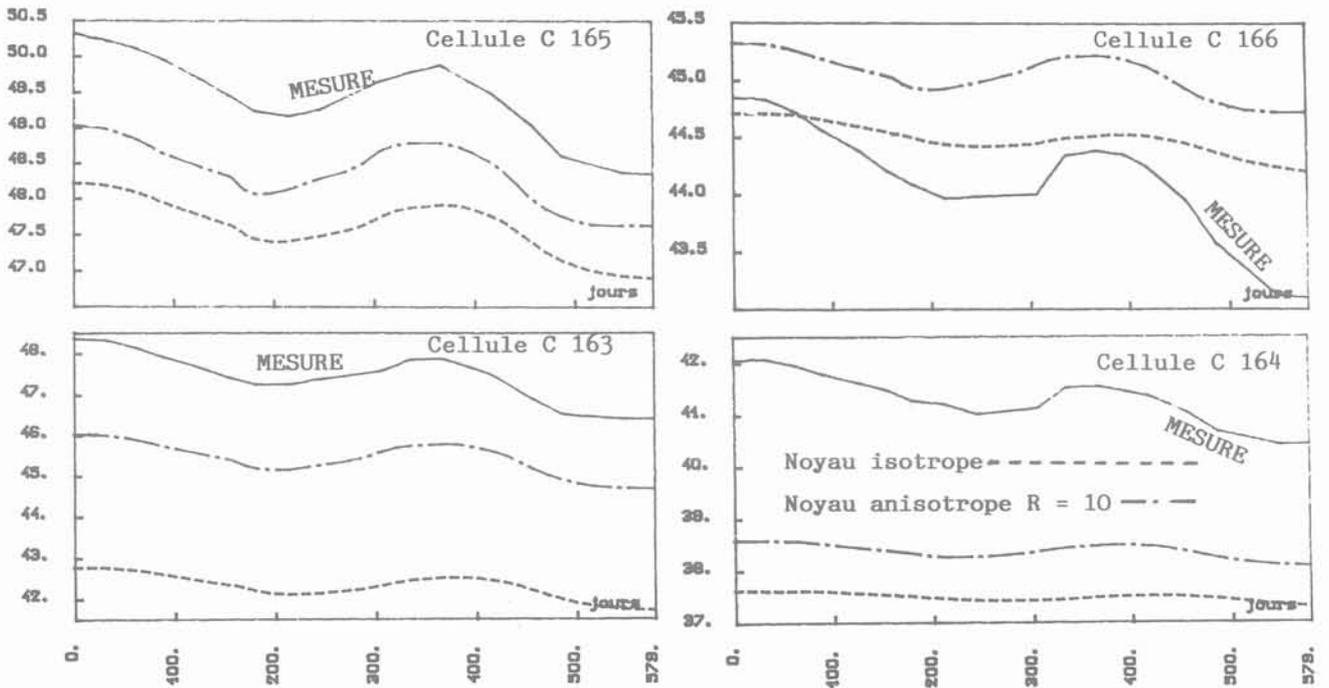


Fig. 11. — Influence du rapport d'anisotropie  $R = K_H/K_V$  du remblai.  
 Fig. 11. — Influence of the embankment anisotropy ratio  $R = K_H/K_V$ .

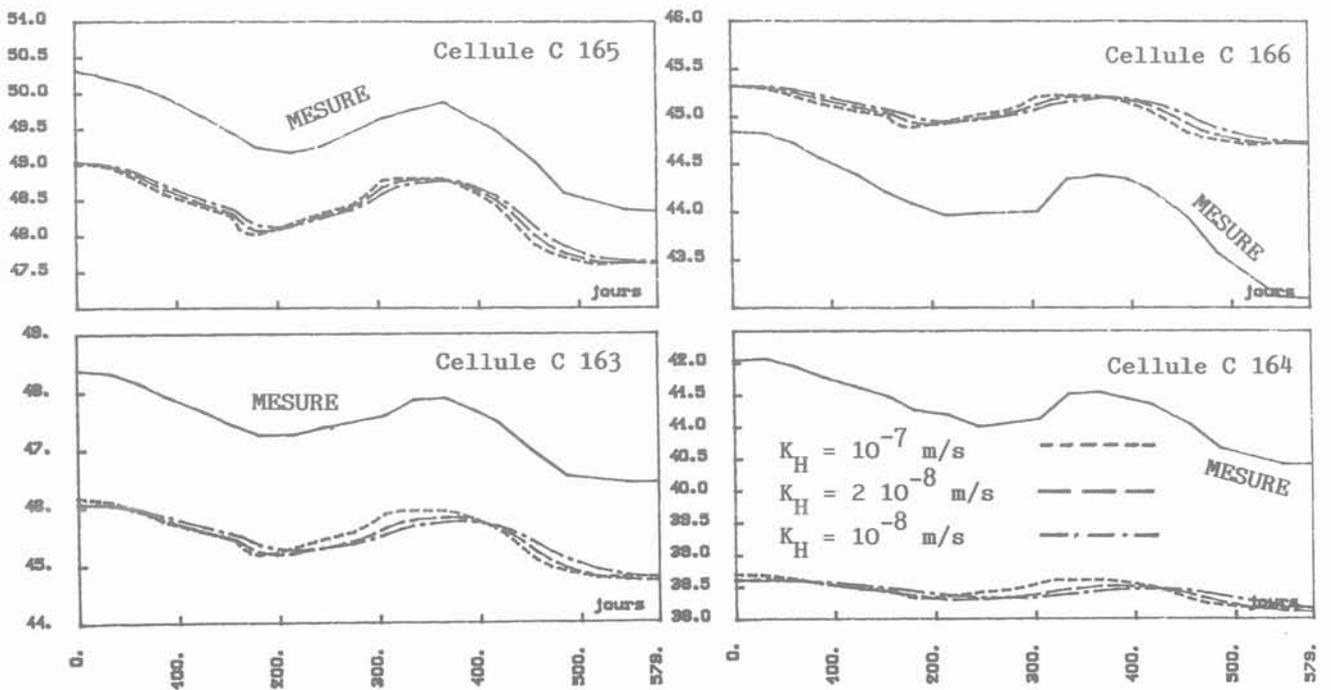


Fig. 12. — Influence de la perméabilité à saturation du remblai à  $R$  fixé.  
 Fig. 12. Influence of the embankment saturated permeability at fixed ratio  $R$ .

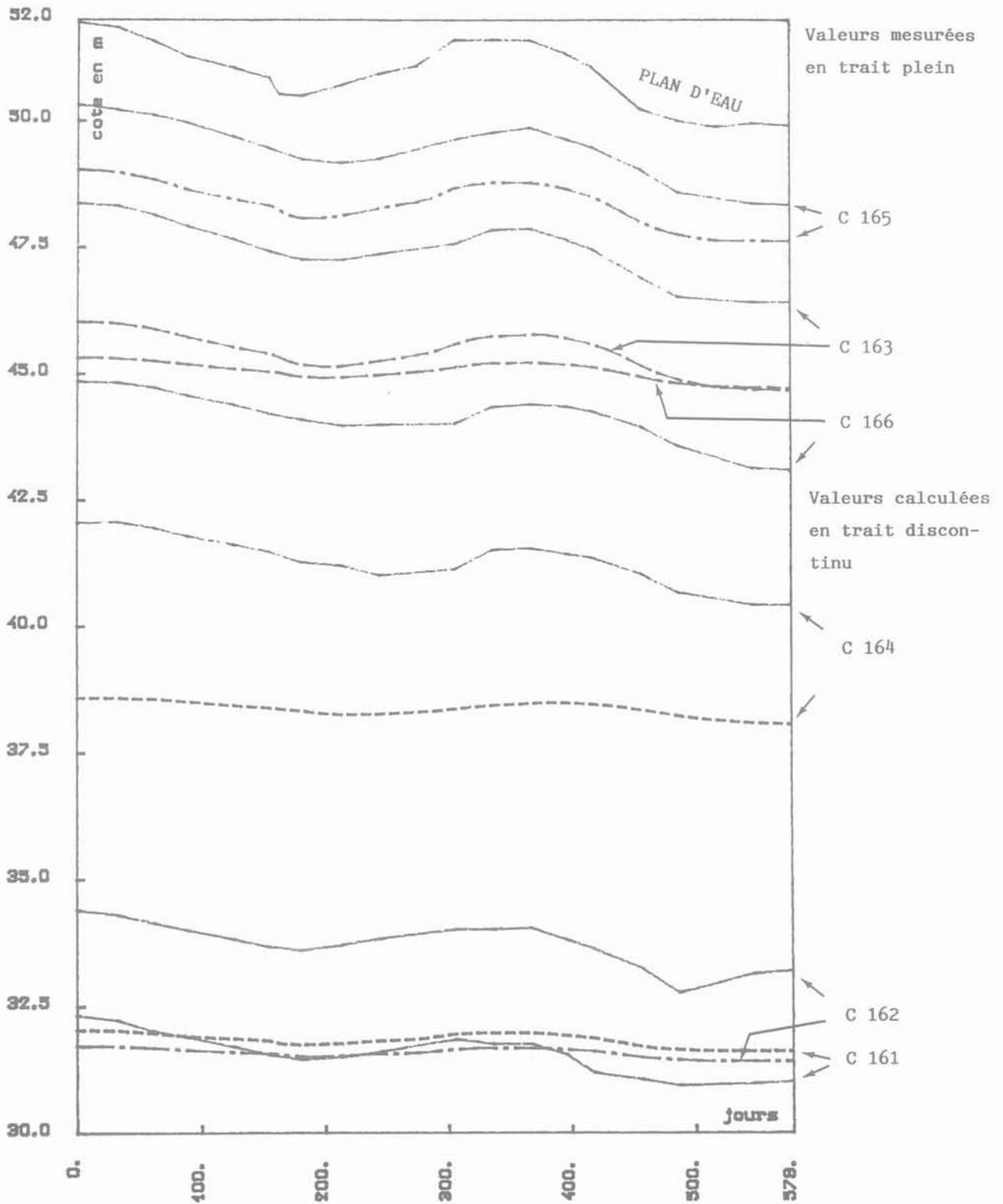


Fig. 13. — Comparaison entre valeurs calculées et mesures pour le meilleur ajustement du modèle.  
Fig. 13. — Comparison between calculated values and measures for the best fitted modelisation.

comme conséquence de fuites dans la conduite de vidange a pu être modélisée par une hypothèse de pression nulle imposée en un point du maillage situé à l'endroit de la fuite. La valeur calculée en C 162 s'en est trouvée diminuée. Le meilleur ajustement possible est donné figure 13 après test de plusieurs hypothèses sur la position du point à pression nulle et sur les valeurs de perméabilité en fondation.

### 4.3. Conclusions

Le meilleur ajustement des valeurs calculées par le modèle aux mesures est donné figure 13 (anisotropie de 10, perméabilité horizontale de  $2 \cdot 10^{-8}$  m/s dans le noyau). Le calage global s'avère finalement assez médiocre comme on pouvait s'y attendre au vu des irrégularités du réseau des équipotentielles issu des mesures (figure 10). L'anomalie en C 161 accentuée encore cette difficulté de calage. Plusieurs interprétations peuvent être avancées : mesures incorrectes, mauvais positionnement initial des capteurs de pression, cellules défectueuses, hétérogénéité du remblai et des fondations.

L'occasion doit être saisie de rappeler que tout dispositif d'auscultation, pour être efficace, nécessite le plus grand soin à tous les stades : mis en place, tests de fonctionnement, mesures. Sans quoi toute tentative d'interprétation ultérieure devient imprécise.

## 5. BARRAGE DU DRENNAC (Finistère)

### 5.1. Description

Le barrage du Drennac est constitué d'un remblai hétérogène de 28 m avec noyau central traversé sur toute sa hauteur d'une paroi moulée au coulis de bentonite ciment. Les recharges amont et aval sont en granite altéré. Au projet, la paroi moulée joue le rôle d'organe d'étanchéité alors que le noyau a pour rôle d'en faciliter la construction.

Les fondations sont constituées de granite, très altéré sur une faible épaisseur en surface et fissuré jusqu'à une profondeur de l'ordre de 20 m. La couche de surface est recoupée par une tranchée d'ancrage, elle-même traversée par la paroi moulée. La fondation fissurée est injectée par une quintuple rangée d'injections. La zone injectée est schématisée, par une bande de 5 m de large de perméabilité 10 fois plus faible que celle du terrain avant injection.

Le profil principal est donné figure 14 avec les valeurs de perméabilités retenues lors du projet.

La recharge aval considérée comme très perméable n'est pas introduite dans le modèle.

La digue est fortement instrumentée de piézomètres

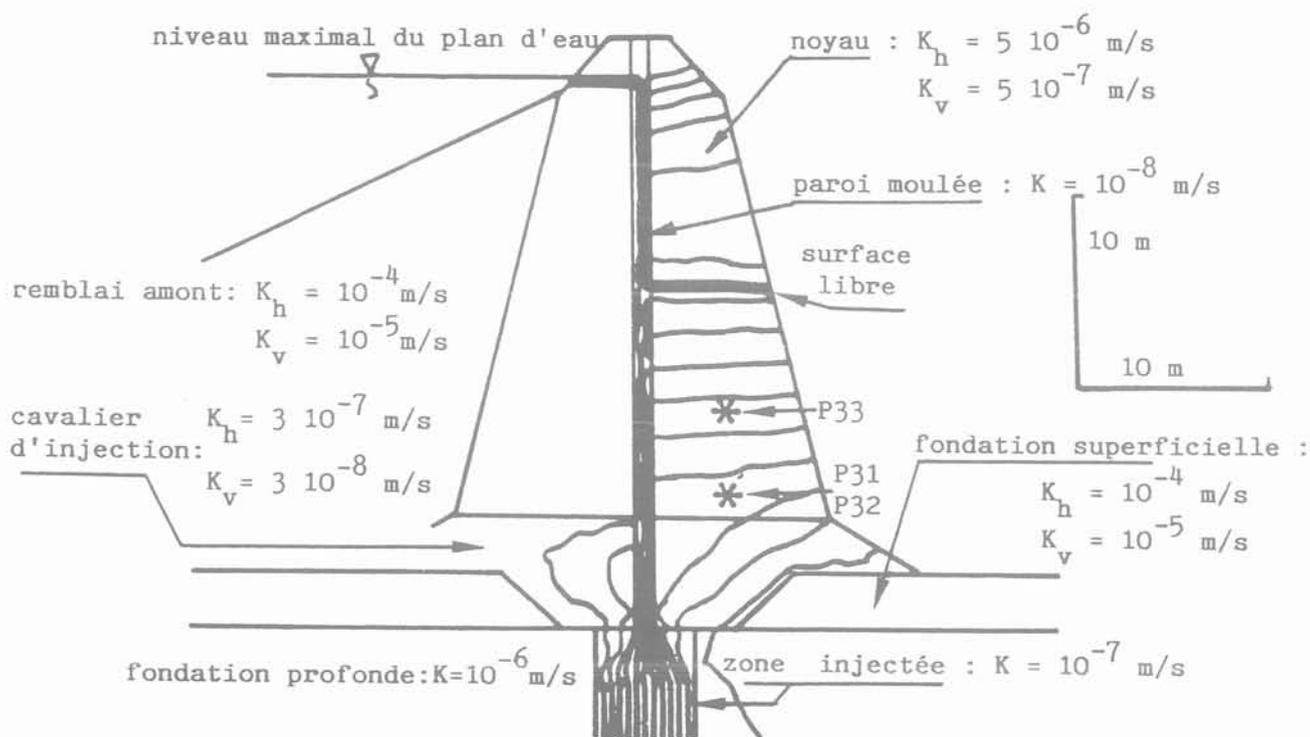


Fig. 14. — Barrage du Drennac. Profil en travers modélisé et perméabilités à saturation du projet. Réseau des équipotentielles calculé par le modèle.

Fig. 14. — Drennac dam. Modelised cross-section and saturated permeability of the project. Equipotential network calculated by the modelisation.

sur sa moitié aval. Il est ainsi possible, après une période assez longue de stabilisation du plan d'eau à sa cote maximale, de tracer en plan les lignes isopièzes (figure 15). On y constate une forte influence des rives qui ne peut être prise en compte dans une modélisation en 2 dimensions.

Dans ces conditions, les seules mesures qui se prêtent à une comparaison avec un modèle de calcul sont celles des piézomètres P31, P32 et P33, situées à la base du noyau. Les autres piézomètres, situés dans la fondation, sont toutefois utiles pour permettre un calage précis du niveau piézométrique en aval du modèle.

## 5.2. Résultats de la modélisation en régime permanent

Compte tenu de la nature hétérogène du remblai, la valeur du contraste de perméabilité entre noyau et paroi moulée constitue le paramètre essentiel qui influence la piézométrie aux points de mesure. Une simple modélisation en régime permanent suffit pour l'étudier.

Avec les valeurs de perméabilité prévues au projet (figure 14), les niveaux piézométriques calculés en P 32 et P 33 sont faibles par rapport aux valeurs mesurées.

Une diminution de contraste de perméabilité entre noyau et paroi moulée permet de diminuer l'écart entre mesures et valeurs calculées. La figure 16 indique l'évolution des piézométries calculées en P 32 et P 33 en fonction du rapport de la perméabilité du noyau à celle de la paroi moulée. Il apparaît clairement que le contraste doit être plus faible que prévu. D'ailleurs les valeurs mesurées sont encore inférieures aux mesures pour un contraste de 1.

Une étude de l'influence des perméabilités des autres zones (fondations, zone injectée, cavalier d'injection) a montré que dans la plage des cas possibles, les piézométries calculées restaient inférieures aux mesures ; on a ainsi confirmé que le paramètre principal influençant les piézométries en P 32 et P 33 est effectivement le contraste noyau - paroi moulée.

Il reste plusieurs hypothèses pour expliquer cet écart résiduel :

- mauvaises mesures : les piézomètres peuvent se situer à une cote réelle différente de la cote supposée ou bien ils peuvent enregistrer un niveau piézométrique moyen sur une partie de leur hauteur s'ils sont mal isolés hydrauliquement ;
- recharge aval moins drainante que prévu : hypothèse peu vraisemblable compte tenu du matériau et des pressions relevées dans les piézomètres aval ;
- perméabilités hétérogènes à l'intérieur d'une même zone ; cette hypothèse devrait permettre de caler à peu près n'importe quelle mesure mais elle retire son sens physique à la modélisation.

## 5.3. Modélisation en régime transitoire

Après une séquence longue à plan d'eau maximal, un cycle complet de vidange partielle-remplissage a été modélisé sur une période de 289 jours (figure 17).

La figure 18 indique la comparaison entre valeurs mesurées en P 31, P 32 et P 33 et valeurs calculées avec les perméabilités du projet sauf pour le noyau et la paroi moulée pour lesquels la perméabilité est choisie égale à  $5 \cdot 10^{-8}$  m/s pour annuler tout contraste de perméabilité conformément à l'étude du régime permanent.

L'ajustement s'avère très satisfaisant surtout pour la

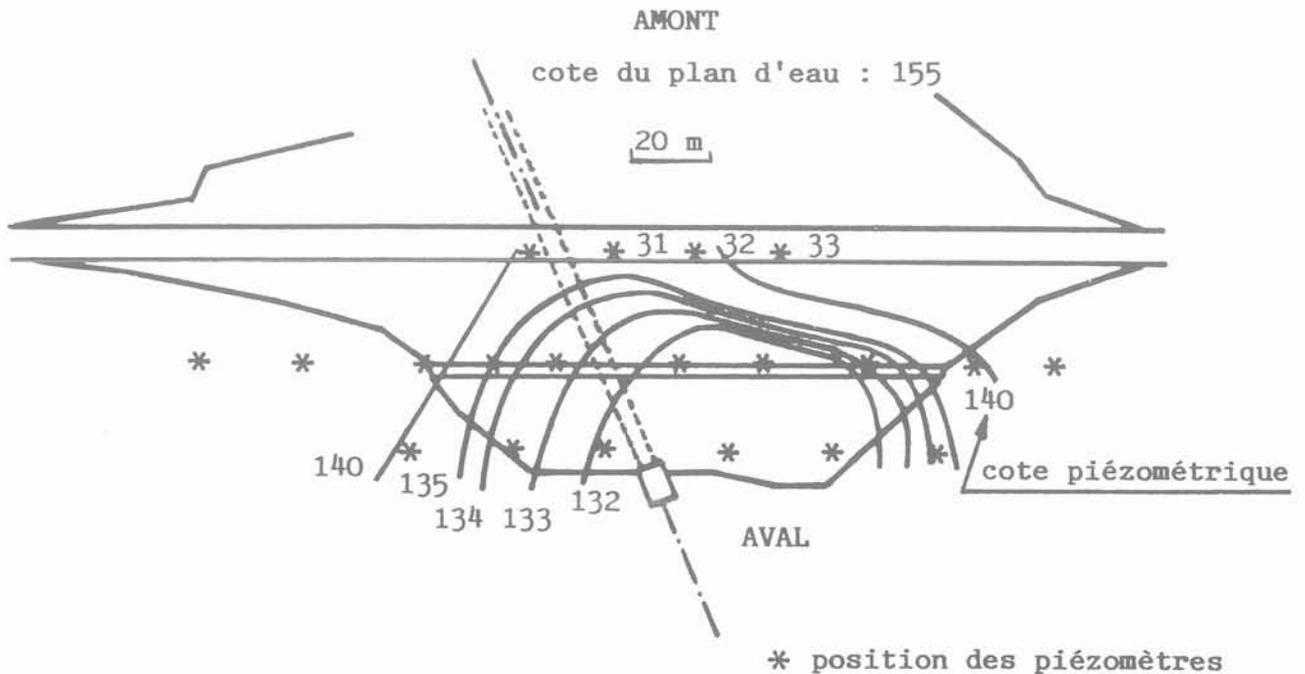


Fig. 15. — Tracé des équipotentielles d'après les mesures. Influence des rives.  
Fig. 15. — Drawing of equipotential lines from the measures. Influence of the abutments.

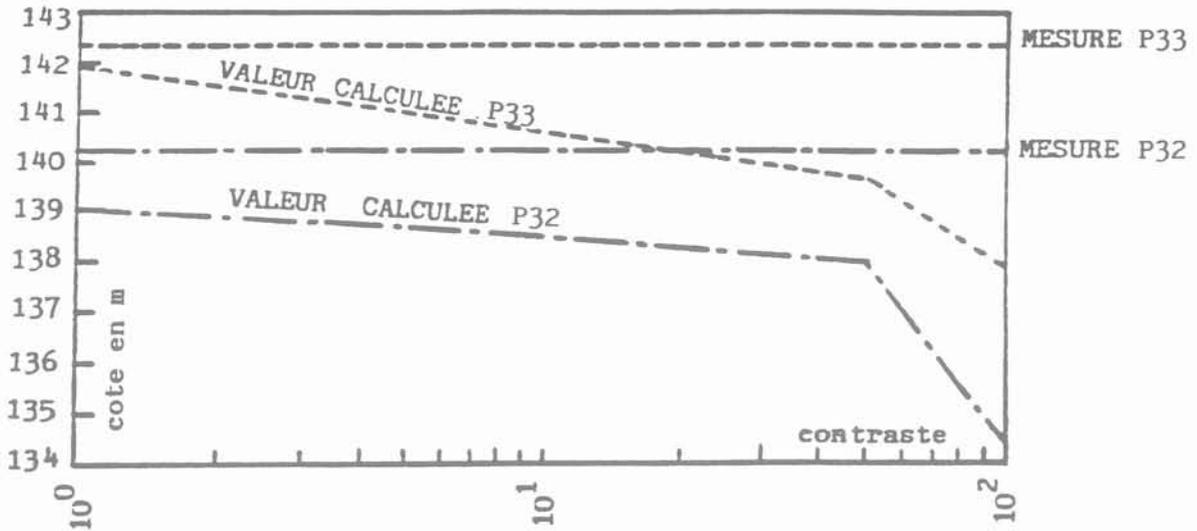


Fig. 16. — Piézométries calculées en P 32 et P 33 en fonction du rapport de la perméabilité du noyau à celle de la paroi moulée.  
 Fig. 16. — Calculated piezometric values in P 32 and P 33 versus the ratio between permeability of the core and permeability of the diaphragm wall.

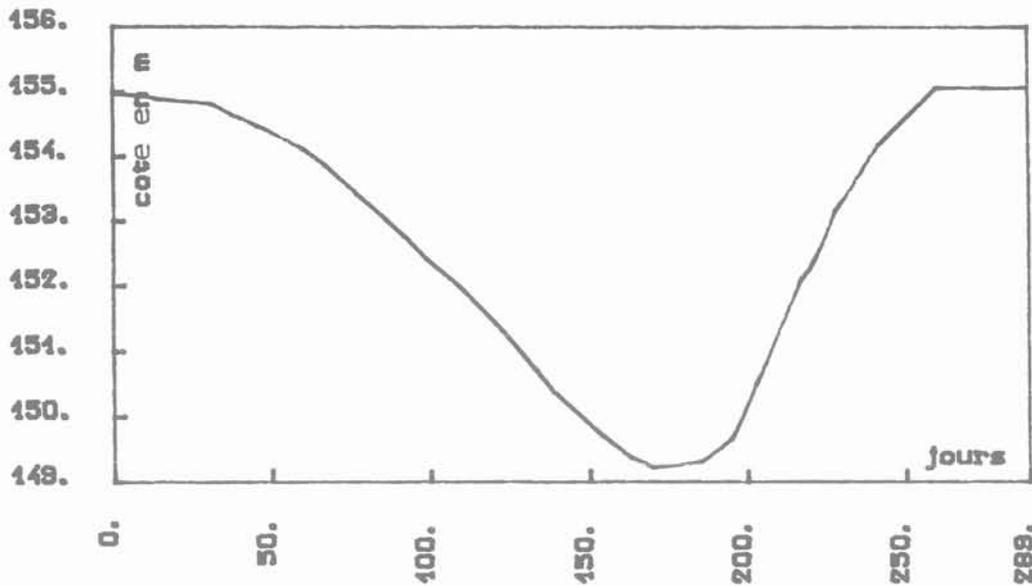


Fig. 17. — Évolution du plan d'eau sur la période de modélisation.  
 Fig. 17. — Variations of the lake during the modelisation spell.

vidange. Durant la remontée apparaissent des anomalies dans les mesures qui altèrent la qualité du calage. Il est notamment paradoxal de constater une baisse de niveau pour la dernière mesure alors que le plan d'eau est stable, baisse observée d'ailleurs sur les trois piézomètres à la fois. Des cotes de pose imprécises, une mauvaise isolation des tubes à la traversée du remblai ainsi qu'à la sortie à l'air libre, les effets de la nappe de rive peuvent expliquer tout ou partie de ces anomalies.

L'influence des paramètres du milieu non saturé et des perméabilités à saturation du remblai sur la modélisation en régime permanent n'a pas été étudiée compte

tenu des problèmes de mesure inhérents aux piézomètres ; les retards et les amortissements éventuellement constatés par un piézomètre par rapport aux variations du plan d'eau amont peuvent être dus à l'appareil lui-même qui se caractérise par un temps de réponse non négligeable.

**5.4. Conclusions**

Le contraste de perméabilité entre noyau et paroi moulée semble se situer à un niveau bien plus faible que celui prévu au projet. Cependant des anomalies constatées dans les mesures piézométriques doivent conduire à considérer ce résultat avec prudence. Une fois

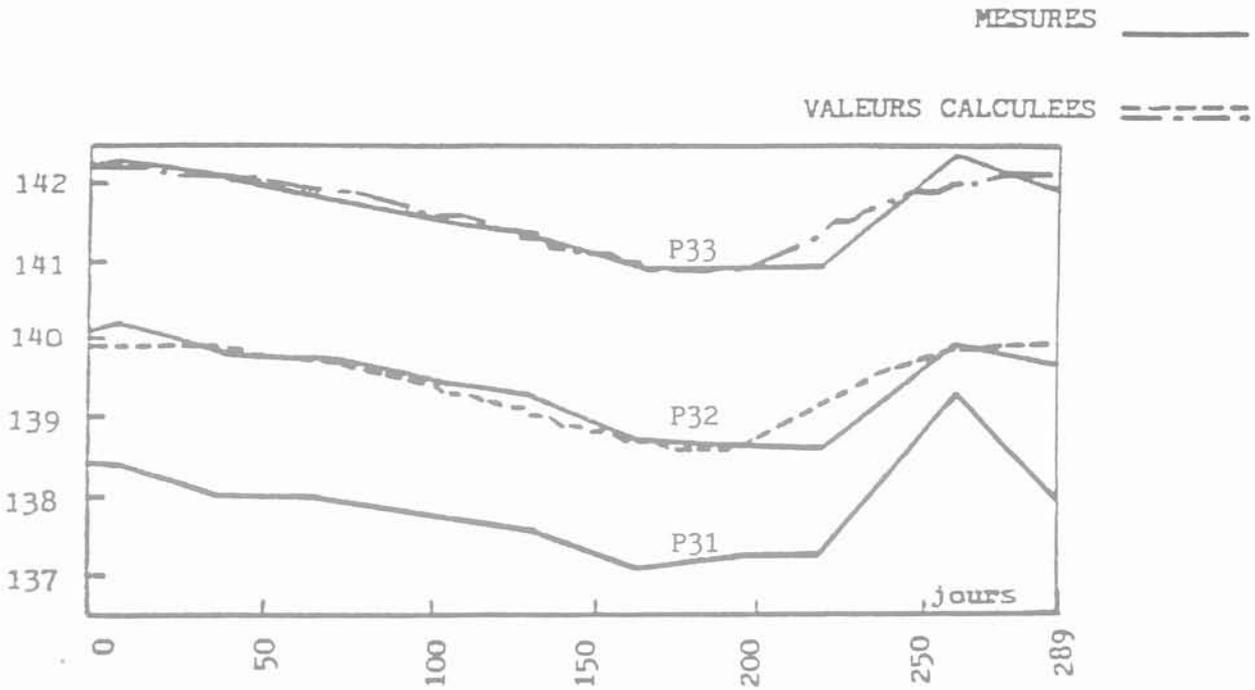


Fig. 18. — Comparaison entre valeurs mesurées et valeurs calculées avec les perméabilités du projet sauf pour le noyau et la paroi moulée :  $5 \cdot 10^{-8}$  m/s.

Fig. 18. — Comparison between measured values and calculated values with permeabilities of the project except for the core and the diaphragm wall:  $5 \cdot 10^{-8}$  m/s.

encore la nécessité d'un dispositif d'auscultation fiable et précis doit être soulignée si l'on veut pouvoir obtenir une interprétation maximale des mesures effectuées. On préférera en particulier une mesure par cellule de pression interstitielle à une mesure par piézomètre.

## 6. CONCLUSION GÉNÉRALE

La modélisation hydraulique de barrages en service possédant un important système d'auscultation hydraulique permet de tirer des enseignements dans trois directions complémentaires :

- comportement hydraulique réel de l'ouvrage ;
- comparaison avec le comportement prévu au projet ;
- jugement critique sur les dispositifs d'auscultation ;
- utilisation optimale d'un modèle hydraulique.

Ces conclusions ont été obtenues par comparaison entre les valeurs piézométriques calculées et mesurées dans des profils en travers de l'ouvrage. Les mesures de débits de percolation à travers l'ouvrage qui constituent souvent un des maillons essentiels du dispositif d'auscultation n'ont été d'aucune utilité dans cette étude ; en effet ces mesures sont souvent dispersées parce qu'influencées par la pluviométrie ; d'autre part, il est difficile de transformer un débit global en un débit par unité de section, transformation pourtant nécessaire pour un modèle 2 D.

Les paramètres de perméabilité réels des remblais peuvent être reconstitués et comparés à ceux prévus au projet. A cet égard la modélisation en régime transitoire est bien plus riche d'enseignements que la seule modélisation en régime permanent.

En particulier l'anisotropie de perméabilité des remblais peut être estimée. DELFAUT et al. (1984), JARDIN et al. (1984) et JOSSEAUME et al. (1984) avaient déjà étudié cette question par comparaison entre le comportement réel observé de digues en terre et un modèle hydraulique en régime permanent. Ils avaient pu conclure que l'anisotropie de remblais de type limons compactés avec un engin à pieds dameurs était proche de 1. On a vu qu'il était hasardeux de conclure sur l'anisotropie pour Saint-Pierre-Manzo compte tenu du mauvais calage obtenu. L'anisotropie semble toutefois de l'ordre de 10 alors que le remblai est constitué de matériaux argileux compacté avec un engin à pieds dameurs. Pour le barrage de Puy-Terrier, l'anisotropie constatée de l'ordre de 10 correspond à un matériau sablo-limoneux compacté avec un rouleau lisse vibrant. Elle s'explique par l'engin utilisé même si une scarification sur 5 cm par rotavator a été pratiquée entre chaque couche.

En fondations par contre, la modélisation reste imprécise et les valeurs calculées ne peuvent être calées de façon satisfaisante avec les mesures. L'hétérogénéité naturelle des formations géologiques en constitue probablement la cause. Un meilleur calage nécessiterait à la fois l'introduction de sous-zones de perméabilités différentes, une meilleure connaissance des paramètres d'emménagement du sol et des mesures de pression en un grand nombre de points en fondation.

Le problème de la performance des dispositifs d'auscultation mis en place sur les trois barrages se trouve soulevé. Il est évident que la multiplication des points de mesure améliore la connaissance générale de l'ouvrage et les possibilités de calage d'un modèle. Le

dispositif d'auscultation doit cependant rester opérationnel et d'un coût d'installation et d'exploitation raisonnable. Il faut se garder de jugements hâtifs sur la position d'appareils qui ont surtout pour tâche de déceler une anomalie à l'endroit où elle se présente. En vérité la modélisation des trois barrages a montré l'intérêt de concentrer les appareils sur des profils en travers ; elle a aussi indiqué que les principales limites à la modélisation résident dans les anomalies des mesures. Il faut donc principalement insister sur la qualité des mesures et le soin apporté lors de la mise en place : l'emplacement exact de l'appareil, la bonne isolation hydraulique du point de mesure sont parmi les points à vérifier avec attention lors de la pose. Enfin les piézomètres sont à exclure dans les zones où une interprétation par modélisation en régime transitoire est envisagée.

Le modèle d'écoulement en milieu poreux utilisé (NSAT) s'est avéré finalement très efficace pour étudier le comportement réel de l'ouvrage. La mauvaise connaissance des paramètres du milieu non saturé n'a pas constitué un obstacle majeur pour les calages ; dans le cas des barrages à noyau leur influence s'est révélée négligeable ; dans le remblai homogène pour lequel le milieu non saturé représentait un volume plus important, il a été possible de sélectionner une famille de paramètres acceptables à l'intérieur de laquelle les écarts entre valeurs calculées sont restés faibles.

Cependant son utilisation opérationnelle en matière d'auscultation semble difficile actuellement compte tenu des difficultés de mise en œuvre et de calage (temps de calcul, incohérences des mesures).

Des progrès sont à réaliser en matière de modélisation hydraulique et de comportement hydraulique des ouvrages. Les méthodes d'auscultation par modèles déterministes pourraient se développer conduisant à une interprétation plus fine des mesures et à une meilleure sécurité des ouvrages.

En particulier l'apport de modèles en trois dimensions incluant l'ensemble de l'ouvrage et de ses appuis devrait s'avérer considérable. Prise en compte des nappes de rive, modélisation des débits de percolation, complémentarités des mesures de profils différents figureraient parmi les principaux avantages. La mise en œuvre et le calage de tels modèles représenteraient certainement un travail considérable, qui semble réservé pour le moment à l'étude de cas particuliers.

#### REMERCIEMENTS

L'auteur remercie la section modèles numériques du LCPC pour la mise à disposition des programmes MAX, FLOT et NSAT utilisés pour cette étude, ainsi que pour son aimable accueil et les explications toujours bienveillantes qu'elle lui a prodiguées.

#### RÉFÉRENCES

1. AHUJA L.R., GREEN R.E., CHONG S.K., NIELSEN D.R. (1980), *A simplified functions*

- approach for determining soil hydraulic conductivities and water characteristics in situ*, Water Resources Research, vol. 16, n° 5, October 1980.
2. BOUWER H. (1964), *Unsaturated flow in ground water hydraulics*, Journal of the Hydraulics Division, vol. 90, HY5, sept. 1964, part. 1.
3. COSTET J., SANGLERAT G. (1981), *Cours pratique de mécanique des sols. 1. Plasticité et calcul des tassements*, 3<sup>e</sup> édition, Dunod.
4. DANE J.H. (1980), *Comparison of field and laboratory determined hydraulic conductivity values*, Soil Science Society of America Journal, vol. 44, n° 2.
5. DANIEL D.E. (1983), *Permeability test for unsaturated soil*, Geotechnical testing journal, vol. 6, n° 2, June 1983.
6. DELAGE P. (1987), *Aspects du comportement des sols non saturés*, Revue Française de Géotechnique, n° 40.
7. DELFAUT A., JARDIN J., BALDIT R. (1984), *Constatations sur la digue de Maurepas-Courance*, Bull. Liaison Labo. P. et C. 131, mai-juin 1984.
8. DOUGLAS E., Mc KYES E., TAYLOR F., NEGI S., RAGHAVAN G.S.V. (1980), *Unsaturated hydraulic conductivity of a tilled clay soil*, Canadian Agricultural Engineering, vol. 22, n° 2, December 1980.
9. FREEZE R.A. (1971), *Influence of the unsaturated flow domain on seepage through earth dams*, Water Resources Research, vol. 7, Aug. 1971, n° 4.
10. GARDNER W.R. (1958), *Some steady-state solutions of the unsaturated moisture flow equation with applications of evaporation from a water table*, Soil Science, vol. 85, 1958, pp. 228-233.
11. HUBERT A. (1978), *Etude bibliographique : relations entre la conductivité hydraulique et la structure des milieux poreux*, Annales agronomiques 29 (5).
12. HUMBERT P. (1984), *Application de la méthode des éléments finis aux écoulements en milieu poreux*, Bull. Liaison Labo. P. et C. 132, juil.-août 1984.
13. JARDIN J., BALDIT R., DELFAUT A. (1984), *Constatations sur la digue des Roussières*, Bull. Liaison Labo. P. et C. 131, mai-juin 1984.
14. JOSSEAUME M., MAHDAVI C., JARDIN J. (1984), *Interprétation des mesures de pression interstitielle dans la digue de Maurepas-Courances, Anisotropie de perméabilité de l'ouvrage*, Bull. Liaison Labo. P. et C. 131, mai-juin 1984.

15. MUALEM Y. (1976), *A new model for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated porous media*, Water Resources Research, vol. 12, n° 3, June 1976.
16. MUALEM Y., KLUTE A. (1984), *A predictor-corrector method for measurement of hydraulic conductivity and membrane conductance*, Soil Science Society of America Journal, vol. 48, sept.-oct. 1984, n° 5.
17. NARASIMHAN T.N., WITHERSPOON P.A. (1977). *Numerical model for saturated unsaturated flow in deformable porous media. 1. Theory*. Water Resources Research, vol. 13, June 1977, 3.
18. NEUMAN, SHLOMO P. (1973), *Saturated unsaturated seepage by finite elements*, Journal of the Hydraulics Division, vol. 99, HY12, December 1973.
19. RANJIT KUMAR GHOSH (1976), *Determination of unsaturated hydraulic conductivity from moisture retention function*, Soil Science, vol. 124, 1976, n° 2.
20. RICHTER J. (1980), *A simple numerical solution for the vertical flow equation of water through unsaturated soils*, Soil Science, vol. 129, mars 1980.
21. RUSSO D., BRESLER E. (1980), *Field determinations of soils hydraulic properties for statistical analyses*, Soil Science Society of America Journal, vol. 44.
22. SISSON J.B., FERGUSON A.H., VAN GENUCHTEN M. Th. (1980), *Simple method for predicting drainage from field plots*, Soil Science Society for America Journal, vol. 44, n° 6, November-December 1980.
23. TALSMA T. (1985), *Prediction of hydraulic conductivity from soil water retention data*, Soil Science, vol. 140 n° 3, September 1985.
24. VAN GENUCHTEN (1980), *A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils*, Soil Science, vol. 44, 1980, n° 5.