

**COMMISSION DES COMMUNAUTÉS EUROPÉENNES  
PROGRAMME DE RECHERCHE ET DE DÉVELOPPEMENT  
DANS LE DOMAINE DE L'ÉNERGIE GÉOTHERMIQUE**

**Projet G/C7 : Basse Energie**

**DIRECTION GÉNÉRALE XII**

**Rue de la Loi, 200  
B - 1049 BRUXELLES**

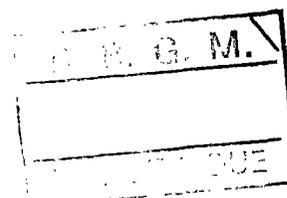
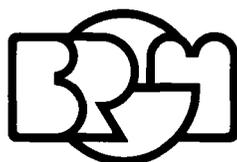
**Contrat n° 093-76 EGF**

**ÉTUDE DE L'INFLUENCE DES CARACTÉRISTIQUES PHYSIQUES  
DE L'AQUIFÈRE ET DES ROCHES ENCAISSANTES  
SUR LA TEMPÉRATURE DE L'EAU AU PUIIS DE PRODUCTION  
D'UN DOUBLET HYDROTHERMIQUE**

**Rapport final**

par

**P.-A. LANDEL et J.-P. SAUTY**



**BUREAU DE RECHERCHES GÉOLOGIQUES ET MINIÈRES**

**SERVICE GÉOLOGIQUE NATIONAL**

**Département hydrogéologie  
B.P. 6009 - 45018 Orléans Cédex  
Tél.: (38) 63.80.01**

**Département géothermie  
B.P. 6009 - 45018 Orléans Cédex  
Tél.: (38) 63.80.01**

**78 SGN 405 GTH**

**Avril 1978**

## R É S U M É

L'influence des différentes caractéristiques physiques d'un réservoir thermique naturel et de ses couches encaissantes sur l'évolution de la température de l'eau au puits de production d'un doublet hydrothermique a été étudiée.

Les divers résultats antérieurement acquis ont été rassemblés et synthétisés. Des modèles numériques ont été adaptés et testés pour la simulation plus complexe des autres phénomènes non traités systématiquement jusqu'alors.

Tous les résultats obtenus ont été exprimés en fonction de variables adimensionnelles de façon à en assurer la généralité et les possibilités d'application à toute une gamme de cas pratiques.

L'application à des données couramment rencontrées dans les réservoirs réels a mis en évidence les valeurs pratiques des paramètres et l'influence relative des différents phénomènes physiques.

Il en résulte que :

- l'épaisseur effective de la couche aquifère est très importante puisqu'elle régit la vitesse de déplacement du front thermique et partant la date de recyclage et l'intensité des échanges par conduction (épontes et aquifères) ;
- les transferts diffusifs dans l'aquifère modifient sensiblement la température à la production : bien que l'effet de la conduction thermique horizontale dans l'aquifère ait peu de répercussion en regard des transferts convectifs, la conduction apparente résultant de la superposition du phénomène de dispersion cinématique est d'un ordre de grandeur supérieur et ne saurait être négligée.

La superposition des différentes influences conduit à rapprocher le début de la baisse de température classiquement déterminé par le modèle convectif, mais l'évolution subséquente de température reste faible ; si bien que si l'on accepte une baisse de rendement thermique de 10 à 15%, la durée de vie du doublet est pratiquement doublée.

## A B S T R A C T

The influences of physical characteristics of a natural thermal reservoir and its confining rocks on the water temperature at the production well of a geothermal doublet have been studied.

Various results formerly developed have been collected and synthesized. Numerical codes have been adapted and checked in order to simulate other phenomena which had not been systematically studied.

All the obtained results have been expressed in terms of non dimensional variables in order to keep their generality and possibilities of application to a full range of practical cases.

They have been applied with the data commonly met in real reservoirs. It shows the practical values of parameters and the relative influence of the various physical phenomena.

It turns out that :

- the effective thickness of the aquifer is important as it governs the mobility of thermal front and therefore breakthrough time ;
- diffusive transfers inside the aquifer are effective on produced water temperature : although horizontal heat conductivity has negligible effects compared with forced convection, apparent conductivity which results from superposition of kinematic dispersion is higher by an order of magnitude and should not be neglected.

Superposition of various influences hastens the beginning of temperature drop as classically evaluated from a convective model, but the following variations are much smaller. If a thermal efficiency reduced by 10 or 15% can be accepted, then the life of a doublet is practically doubled.

## S O M M A I R E

## RESUME

1. INTRODUCTION	1
2. TRANSFERTS DE CHALEUR EN AQUIFERE PROFOND	5
2.1. <i>Phénomènes et facteurs physiques</i>	5
2.1.1. Convection	5
2.1.2. Structure de l'aquifère	5
2.1.3. Conduction thermique	6
2.1.4. Echanges entre matrice solide et eau	6
2.1.5. Vitesse effective de la convection thermique	7
2.1.6. Couplage thermo-hydraulique	8
2.1.7. Dispersion cinématique. Conduction thermique apparente dans l'aquifère	9
2.1.8. Ségrégation thermique par densité	11
2.2. <i>Equations aux dérivées partielles</i>	12
2.2.1. Conservation de la chaleur	12
2.2.2. Conservation du fluide caloporteur	12
2.2.3. Les équations d'état	13
2.3. <i>Cas du doublet géothermique</i>	13
2.3.1. Généralités	13
2.3.2. Paramètres physiques	15
2.3.3. Paramètres adimensionnels	17
2.4. <i>Solutions analytiques</i>	20
2.4.1. Doublet isolé - convection pure	20
2.4.2. Doublet dans une nappe en écoulement - convection pure	22
2.4.3. Effet de l'apport par conduction à partir des épontes	30
2.4.4. Interférences entre doublets	33
2.5. <i>Nécessité de traitements numériques</i>	35

3. DESCRIPTION DES OUTILS DE SIMULATION	37
3.1. Matériel	37
3.2. Logiciel	39
3.3. Description du programme METERNIQ	40
3.3.1. Généralités	40
3.3.2. Conditions de validité	40
3.3.3. Méthode de simulation	41
3.3.4. Résultats fournis par METERNIQ	42
3.3.5. Description des données	42
3.4. Description du programme EDITH	45
3.4.1. Champ d'application du programme EDITH	45
3.4.2. Données et résultats	45
3.4.3. Equations	46
3.4.3.1. Equations générales	46
3.4.3.2. Equations simplifiées	47
3.4.4. Discrétisations	48
3.4.4.1. Calcul hydraulique	48
3.4.4.2. Calcul thermique	49
3.5. Description du programme CCC	56
3.6. Description des programmes EVE et EDEN	63
4. TRAVAIL EFFECTUE	65
4.1. Adaptation des codes numériques	65
4.1.1. Modification du programme CCC	65
4.1.2. Programmations complémentaires	66
4.1.3. Choix des maillages - Contrôle de la dispersion numérique	66
4.2. Simulations effectuées	67
4.2.1. Maillages retenus	67
4.2.2. Conditions aux limites du programme METERNIQ	80
4.2.3. Découpages verticaux testés par TFDEP	83
4.2.4. Liste des simulations	84

4.3. Précision des calculs	85
4.3.1. Influence des limites de l'aquifère	85
4.3.2. Influence de la discrétisation de l'aquifère	87
4.3.3. Influence de la discrétisation des épontes	89
5. RESULTATS	93
5.1. Courbe de recyclage idéale (nappe infinie au repos, $Pe \infty$ , $\Lambda \infty$ )	93
5.2. Influence de l'écoulement naturel de la nappe	93
5.3. Influences mutuelles de doublets	94
5.4. Influence de la conduction dans les épontes	95
5.5. Influence de la conduction dans l'aquifère	95
5.6. Influences combinées de la conduction dans l'aquifère et dans les épontes	96
5.7. Influence de la viscosité cinématique sur les perméabilités	98
5.8. Influence de la ségrégation par densité	100
5.9. Application de ces différents résultats à des cas réels	103
CONCLUSIONS	111
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES	114
ANNEXE I - Préparation des données pour le programme EDITH	
ANNEXE II - Préparation des données pour le programme CCC	
ANNEXE III - Dispersion numérique	

## 1. INTRODUCTION

L'épuisement des ressources en combustibles fossiles et l'accroissement rapide de leur coût ont conduit au développement de nouvelles formes d'énergie, et à la mise au point de techniques de conservation utilisant les propriétés thermiques du sous-sol.

Le chauffage par la géothermie est possible dans les zones à gradient de température normal ; à titre d'exemple, des aquifères à 2 000 m de profondeur ont déjà été exploités en France pour le chauffage urbain. L'exploitation des eaux chaudes pour la production d'énergie est généralement limitée aux aquifères à température exceptionnellement élevée. Toutefois, les ressources à plus faible température (moins de 150°), beaucoup plus nombreuses, peuvent être également mises à profit. Dans les conditions économiques actuelles, toute source de chaleur susceptible de fournir un appoint à la consommation d'énergie est particulièrement recherchée, l'utilisation de l'énergie des aquifères devrait connaître un développement rapide.

L'eau des aquifères profonds ou des nappes phréatiques peut être utilisée pour le chauffage. Une fois ces eaux ramenées à la surface par des forages, les calories en sont utilisées soit directement après prélèvement par des échangeurs, soit indirectement par élévation de leur énergie par des pompes à chaleur lorsque le niveau thermique de l'eau exploitée est inférieur à la température d'utilisation.

L'élimination de cette eau après utilisation de son potentiel énergétique peut poser des problèmes à cause de sa salinité, de sa température, ou de l'importance des débits utilisés. Souvent, elle ne pourra se faire que par réinjection dans l'aquifère lui-même. Une telle pratique a pour avantage de stabiliser la pression dans le réservoir et d'assurer ainsi la pérennité de la production d'eau. Elle permet également l'utilisation complète de l'énergie contenue dans la roche réservoir et dans les éponges, l'eau servant seulement de vecteur des calories. En contrepartie, l'eau réinjectée à une température inférieure à celle de la nappe provoque un refroidissement de l'aquifère, et peut finalement atteindre les puits de production (recyclage) si les puits de réinjection ne sont pas implantés à une distance suffisante. Les variations de température de l'eau extraite (courbe de recyclage) qui en résulteront pourront avoir un effet néfaste sur le fonctionnement de l'ensemble des installations.

Les conditions de recyclage (donc la durée de vie du doublet et sa rentabilité) sont fonction des caractéristiques des ouvrages (débit et espacement des puits) ainsi que des paramètres hydrodynamiques et thermiques de l'aquifère ; l'abaissement de température consécutif au recyclage peut être atténué par des échanges thermiques avec les éponges, ou par la présence d'un gradient naturel dans la nappe.

Le choix optimal des caractéristiques de l'ouvrage et de son implantation sera donc variable suivant le comportement thermique du réservoir d'eau chaude et des couches encaissantes.

Un certain nombre de solutions analytiques ont été développées dans des cas simples, notamment :

- lorsque la conduction thermique horizontale est faible dans l'aquifère aussi bien que dans les éponges,
- et que les contrastes de viscosité et densité entre l'eau chaude en place et l'eau refroidie réinjectée restent faibles (c'est-à-dire quand le champ des vitesses n'est pas modifié par l'avancée du front thermique).

La présente étude consiste, après une synthèse des diverses solutions simplifiées connues, à examiner l'influence sur les résultats approchés ainsi obtenus de la prise en compte de paramètres supplémentaires caractérisant l'aquifère ou les éponges, qui ont été négligés dans la solution simplifiée. Chaque paramètre supplémentaire est introduit séparément, de façon à faire apparaître clairement les modifications que sa considération entraîne sur les résultats donnés par la solution simplifiée, c'est-à-dire essentiellement la date à partir de laquelle la température de l'eau produite n'est plus constante au puits de production, et l'évolution subséquente de cette température. Les différents paramètres considérés sont incorporés dans des coefficients adimensionnels, de façon à généraliser les résultats obtenus pour des valeurs particulières.

Les calculs sont effectués à l'aide de modèles numériques généraux dont le fonctionnement correct a été vérifié par comparaison aux solutions analytiques simplifiées évoquées précédemment. Cette confrontation permet notamment de faire la part, dans les variations enregistrées, de ce qui est dû à la méthode numérique de résolution (dispersion numérique) et de ce qui résulte de l'influence des paramètres étudiés.

Ces programmes, mis au point pour réaliser des études sur des cas concrets, ont des possibilités plus vastes que celles qui sont utilisées ici : notamment conditions aux limites variées, hétérogénéité des terrains, nombre quelconque d'ouvrages d'exploitation et de réinjection. Ils permettent donc d'effectuer les simulations d'ensemble pour la gestion des réservoirs naturels.

L'étude envisagée évalue l'influence sur le comportement d'un doublet hydrothermique des paramètres suivants :

- Conductivité dans l'aquifère : ce paramètre a été négligé dans les solutions simplifiées, la justification étant que le transfert de chaleur par conduction devrait être négligeable devant le transport de chaleur par convection dans l'aquifère, pour les débits nécessaires pour le chauffage urbain (nombre de Péclet élevé). Cependant, si cette hypothèse est fréquemment vraisemblable dans la direction de l'écoulement, il n'en est pas de même dans la direction perpendiculaire à l'écoulement, où l'effet de conduction entre zones froides et zones chaudes dans l'aquifère pourrait être du même ordre que l'effet de fuite thermique par les épontes.
- Conduction horizontale dans les épontes : ce paramètre est négligé dans les solutions analytiques au problème du doublet.
- Variation de la densité avec la température : cet effet est négligé dans les solutions simplifiées. Il entraîne une ségrégation verticale des fluides dans l'aquifère, l'eau froide réinjectée plus dense ayant tendance à s'étaler au fond.
- Variation de la viscosité avec la température : Cet effet est négligé dans les solutions simplifiées. Cependant, d'après des études de laboratoire effectuées dans l'industrie pétrolière sur le procédé de récupération secondaire par "water-flooding", il est possible d'évaluer l'effet du contraste de viscosité entre l'eau chaude en place et l'eau froide réinjectée pour des arrangements de puits d'injection et de puits de production classiques en exploitation pétrolière, tels que carré centré (five-spot pattern), four-spot, seven-spot, etc. On trouve ainsi que, lorsqu'on injecte de l'eau froide dans un réservoir à température plus élevée, le temps nécessaire à la percée du front thermique à un puits de production est supérieur à celui calculé avec la solution simplifiée. C'est l'inverse lorsqu'on injecte une eau chaude dans un réservoir à température plus faible. La présente étude a permis de vérifier ces effets dans le cas d'un doublet.

Les résultats des différentes solutions analytiques sont rappelés et complétés.

L'influence des autres paramètres nécessite le recours à des méthodes numériques de résolution (les méthodes de différences finies classiques ou différences finies intégrées ont été retenues). Les différents codes de calcul utilisés pour ces simulations sont successivement décrits.

L'influence respective de chaque phénomène complémentaire est mise en évidence par leur effet sur les courbes de recyclage (évolution avec le temps de la température au puits de production) exprimées en variables adimensionnelles et paramétrées par des facteurs également adimensionnels.

Ces résultats permettent :

- de prévoir le fonctionnement d'un doublet de façon plus ou moins approchée suivant les hypothèses restrictives retenues,
- d'estimer l'ordre de grandeur des erreurs commises en fonction :
  - . des facteurs que l'on a négligés,
  - . du degré d'imprécision de la connaissance des paramètres caractérisant les facteurs pris en compte.

## 2. TRANSFERTS DE CHALEUR EN AQUIFERE PROFOND

### 2.1. Phénomènes et facteurs physiques (\*)

#### 2.1.1. Convection

La chaleur est véhiculée par les particules d'eau en mouvement. La convection se produit :

- sous l'effet de gradients de densité, eux-mêmes dûs dans le cas présent à des différences de température ; la dénomination convection naturelle est alors utilisée.
- sous l'action de gradients de pression créés artificiellement (notamment par des puits d'injection ou de pompage) ; il s'agit de convection forcée.

Dans le cas du doublet hydrothermique, la convection forcée est très largement prédominante. Elle est utilisée pour transférer les calories contenues dans l'aquifère (eau et matrice solide) vers le puits de production.

La convection naturelle peut avoir un effet complémentaire de ségrégation par densité ayant pour conséquence un basculement de l'interface initialement vertical entre eau chaude et eau froide.

Le flux de chaleur transféré par convection à travers un élément  $\Delta S$  a pour expression :

$$f = \rho_F C_F \cdot T \cdot \vec{u} \cdot \phi \cdot \Delta \vec{s} \quad \text{avec } \rho_F C_F \text{ capacité calorifique du fluide}$$

T température  
u vitesse effective du fluide  
 $\phi$  porosité ( $u\phi = V$ , vitesse de DARCY)

#### 2.1.2. Structure de l'aquifère

La présente étude concerne des milieux aquifères continus à l'échelle de l'installation (distance entre les puits du doublet), c'est-à-dire milieu poreux, ou milieu fissuré avec une équidistance entre fractures nettement inférieure à la distance entre puits, et sensiblement homogènes.

(\*) La phénoménologie des transferts de chaleur dans les milieux géologiques, ainsi que les problèmes liés à l'exploitation de l'énergie géothermique, sont traités dans l'ouvrage de M. J. GOGUEL (/0/)

### 2.1.3. Conduction thermique

Ce transfert de chaleur résulte des échanges d'énergie cinétique entre molécules s'entrechoquant, sans qu'il y ait globalement un mouvement d'ensemble. La conduction thermique est un phénomène général qui se produit aussi bien dans l'eau que dans la matrice solide de l'aquifère et dans les épontes.

Ce mode de transfert est macroscopiquement décrit par la loi de FICK, qui exprime le flux thermique échangé par la formule :

$$f = -\lambda \cdot \vec{\text{grad}} T \cdot \Delta \vec{S} \text{ avec } \lambda \text{ conductivité thermique}$$

Au sein de l'aquifère, le coefficient  $\lambda_A$ , représentatif des échanges globaux par conduction, rend compte simultanément de la conduction en phase liquide et en phase solide. Il peut être mesuré lorsque l'aquifère est au repos.

### 2.1.4. Echanges entre matrice solide et eau

L'avancée du front d'eau froide réinjectée dans l'aquifère crée un gradient de température entre le fluide et la matrice solide encore chaude. Un régime transitoire de transfert de calories va s'établir de la matrice vers le liquide, pour tendre finalement vers un équilibre lorsque le gradient de température deviendra négligeable entre phase solide et phase liquide.

Il a été montré (HOUBEURT et al./11/) que l'équilibre thermique est atteint de façon quasi-instantanée. En effet, dans le cas d'un milieu poreux granulaire (CARSLAW et JAEGER / 2 /, fig. 29, p. 234), la différence de température entre l'eau et le centre d'un grain sphérique n'est plus que 10% de l'écart initial après un laps de temps tel que la variable adimensionnelle

$$\frac{\lambda}{\rho_C} \frac{t}{R^2} \geq 0,3$$

soit pour les valeurs usuelles des paramètres :

$$\lambda = 0,2 \text{ cal/m/s/d}^\circ$$

$$\rho_C = 0,5 \cdot 10^6 \text{ cal/m}^3/\text{d}^\circ$$

$$R = \text{rayon du grain en mètres}$$

$$t = \text{temps écoulé en secondes}$$

$$t \geq 0,3 \frac{0,5 \cdot 10^6}{0,2} R^2 = 75 \cdot 10^4 \cdot R^2$$

Pour un grain de 1 mm de diamètre,  $t = 0,75$  s

1 cm  $t = 75$  s  $\neq$  1 mm

un galet de 1 dm  $t = 7\,500$  s  $\neq$  2 heures,

donc encore très faible devant la durée de vie d'un doublet.

Dans le cas d'un milieu fissuré, avec un système unique de fissures équidistantes et parallèles à la direction d'écoulement (CARSLAW et JAEGER / 2 /, fig. 11, p. 101), la différence est inférieure à 10% lorsque :

$$\frac{4\lambda t}{\rho_C d^2} \geq 1$$

$$t \geq 1 \frac{0,5 \cdot 10^6}{4 \cdot 0,2} d^2 \neq 62 \cdot 10^4 \cdot d^2$$

Pour un espacement de 1 dm,  $t \geq 6\,200$  s  $<$  2 heures

1 m,  $t \geq 62\,000$  s  $\neq$  17 heures

#### 2.1.5. Vitesse effective de la convection thermique

Du fait de cet équilibre quasi-instantané entre les températures de l'eau et de la matrice solide, la vitesse de déplacement d'un front thermique est ralentie par rapport à la vitesse effective du mouvement des particules d'eau dans le rapport des capacités calorifiques de l'eau en mouvement et de l'aquifère (matrice solide + eau)

$$V_{th} = V_e \frac{\phi \rho_F C_F}{\rho_A C_A} = V_D \frac{\rho_F C_F}{\rho_A C_A}$$

où  $\phi$  est la porosité

$V_e$  est la vitesse effective ou vitesse moyenne de pore

$V_D$  est la vitesse de DARCY, ou vitesse apparente (moyenne calculée sur la section totale  $\Delta S$ , et non plus seulement sur la section  $\phi \Delta S$  occupée par les pores)

$\rho_A C_A$  est la capacité calorifique globale de l'aquifère

$$\rho_A C_A = \rho_F C_F + (1 - \phi) \rho_R C_R$$

N.B. : En toute rigueur (SAUTY / 18/), dans un milieu poreux, une partie de l'eau est quasiment immobile : au voisinage des grains (cf. BEAR / 1 /) ou dans des pores en cul de sac (cf. DEANS / 4 / et COATS / 22/), si bien qu'une partie seulement de la section en eau  $\phi \Delta S$  est traversée par de l'eau en mouvement (section effective  $\omega \Delta S$ ).

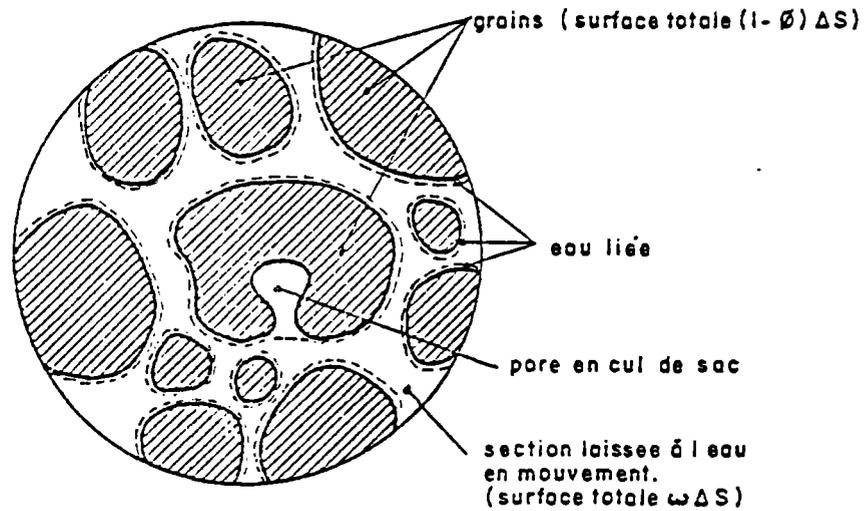


FIGURE 1

## POROSITE TOTALE ET POROSITE CINEMATIQUE

$$V_e = V_D/\omega > V_D/\phi$$

$\omega$  est la porosité cinématique, inférieure à la porosité totale  $\phi$  ; elle ne peut être évaluée qu'à partir de mesures de transfert de masse (expériences de traçages).

En fait, dans le cas du doublet, ce sont les débits aux puits qui sont imposés, et partant, la vitesse de DARCY. Par suite de l'équilibre quasi instantané des températures entre eau et matrice solide, la porosité cinématique  $\omega$  n'intervient pas. Seule  $\phi$ , porosité totale, entre en ligne de compte (par l'intermédiaire de la loi de composition des capacités calorifiques).

Ces considérations sont également valables pour un milieu fissuré pouvant être macroscopiquement considéré comme continu.

2.1.6. Couplage thermo-hydraulique

La perméabilité de l'aquifère évolue avec la température par l'intermédiaire de la viscosité dynamique et de la densité du fluide (la variabilité du premier terme est prépondérante).

En conséquence, les flux relatifs véhiculés par chaque tube de courant évoluent dans le temps, ainsi que la configuration même de ces tubes, mais à un moindre degré.

La loi de DARCY a pour expression :

$$\vec{V}_D = - K \left( \frac{1}{\rho g} \vec{\text{grad}} p + \vec{\text{grad}} z \right)$$

avec K perméabilité de DARCY

$\rho$  masse volumique

p pression

z altitude

La perméabilité K de DARCY est elle-même liée aux caractéristiques physiques du fluide par la relation :

$$K = k \frac{\rho(T)g}{\mu(T)} = kg/v(T)$$

avec  $\mu$  viscosité dynamique

$\rho$  masse volumique

$v = \mu/\rho$  viscosité cinématique

g accélération de la pesanteur

T température

### 2.1.7. Dispersion cinématique - Conduction thermique apparente dans l'aquifère

Le déplacement des particules d'eau, véhicules de calories, permet de définir globalement une vitesse de convection à partir d'une vitesse moyenne de pore. En fait, les vitesses de déplacement sont très variables pour les différentes particules (FRIED et COMBARNOUS / 5/) :

- la vitesse du fluide dans un pore est nulle près des parois et maximale sur l'axe ;
- les dimensions variables des pores ont pour conséquence une variation des vitesses d'un pore à l'autre, ou au sein d'un même pore ;
- les lignes de courant doivent contourner les grains avec des cheminements plus ou moins longs (tortuosité) par rapport à la direction de la vitesse moyenne.

A ces phénomènes dus à la présence du milieu poreux et que l'on constaterait également dans un arrangement régulier de billes de verre, s'ajoutent les conséquences d'hétérogénéités locales (lentilles, strates, ...), créant des différenciations de vitesses de déplacement à une échelle plus globale.

Il résulte de ces différences de célérité de transfert une dispersion des fronts thermiques au sein de l'aquifère (SAUTY /18/, Annexe 1,II).

Les effets de cette dispersion s'ajoutent à ceux de la conduction thermique, mais cette fois avec une conduction équivalente qui n'est plus isotrope, mais liée à la direction de la vitesse moyenne des particules ; le flux de transfert global (conduction + dispersion) a pour expression :

$$f = - R^T \begin{vmatrix} \Delta_L + \lambda & 0 & 0 \\ 0 & \Delta_T + \lambda & 0 \\ 0 & 0 & \Delta_T + \lambda \end{vmatrix} R \cdot \vec{\text{grad}} T \cdot \vec{\Delta S}$$

où  $\Delta_L$  est la conductivité thermique longitudinale apparente d'origine dispersive

$\Delta_T$  est la conductivité thermique transversale apparente d'origine dispersive

$\lambda$  est la conductivité thermique

$R$  est la matrice de rotation permettant de passer du système d'axes liés au vecteur vitesse (trièdre de FRENET des lignes de courant) aux axes de référence.

$\Delta_L$  et  $\Delta_T$  sont liées aux dispersions  $D_L$  et  $D_T$  observées en transfert de masse par les relations (SAUTY /18/) :

$$\left. \begin{aligned} \Delta_L &= D_L \omega \rho_F C_F = D'_L \rho_F C_F \\ \Delta_T &= D_T \omega \rho_F C_F = D'_T \rho_F C_F \end{aligned} \right\} \text{avec } \omega \text{ porosité cinématique}$$

Des expériences menées en laboratoire sur des échantillons ont montré que, pour les gammes de vitesses qui nous intéressent, la dispersion longitudinale est proportionnelle à la vitesse (PFANNKUCH /17/)  $D_L = \alpha_L |u|$  ou  $D'_L = \alpha_L |V_D|$  (avec  $\alpha_L$  dispersivité longitudinale). Cette propriété est classiquement étendue au terme transversal, d'où l'expression des coefficients de dispersion thermique :

$$\begin{aligned} \Delta_L &= \alpha_L |V_D| \rho_F C_F \\ \Delta_T &= \alpha_T |V_D| \rho_F C_F \end{aligned}$$

Il conviendrait donc d'afficher dans les calculs une conductivité thermique apparente

$$\begin{aligned} \lambda_{aL} &= \lambda + \alpha_L |V_D| \rho_F C_F \text{ dans le sens de l'écoulement} \\ \text{et } \lambda_{aT} &= \lambda + \alpha_T |V_D| \rho_F C_F \text{ dans la direction perpendiculaire} \end{aligned}$$

qui serait maximale au voisinage des puits et minimale dans les zones éloignées.

En fait, il est démontré, par expériences in situ (cf. SAUTY /18/) que, dans un milieu naturel, même s'il est apparemment homogène, le coefficient  $\alpha_L$  mesuré à partir d'un puits, croît avec la distance de mesure en sens inverse de la vitesse.

En conséquence, dans le cas particulier étudié (doublet), la valeur de  $\alpha_L$ , à prendre en compte au voisinage des puits est beaucoup plus faible que la valeur moyenne qui intervient entre les deux puits ; de telle sorte que l'on peut reproduire correctement les transferts de chaleur sur les lignes de courant les plus rapides (début de la courbe de recyclage, cf. § 1) en prenant une conductivité thermique apparente moyenne :

$$\lambda_{aL} = \lambda + \overline{D'_L} \rho_F C_F$$

$$\lambda_{aT} = \lambda + \overline{D'_T} \rho_F C_F$$

où  $\overline{D'_L}$  et  $\overline{D'_T}$  sont les coefficients de dispersion moyens tels qu'on pourrait les mesurer entre les deux puits du doublet avec un traceur, à condition d'opérer à des vitesses voisines de celle de l'exploitation du doublet. Si les débits de fonctionnement sont différents, les coefficients  $D'_L$  et  $D'_T$  sont à corriger dans le rapport des vitesses

Dans la plupart des cas d'exploitation de doublets, le terme  $\overline{D'_L} \rho_F C_F$  est prépondérant sur les lignes de courant les plus rapides, par contre sur les lignes extérieures, c'est la conductivité qui l'emporte.

#### 2.1.8. Ségrégation thermique par densité

Dans un aquifère, l'écoulement moyen strictement horizontal de l'eau suppose une répartition hydrostatique des pressions sur chaque verticale (charge constante sur une verticale). En fait, cette répartition est incompatible avec l'équilibre d'une interface verticale entre deux fluides de densités différentes : eau chaude et eau froide.

L'eau plus froide réinjectée aura tendance, à la base de l'aquifère, à avancer plus rapidement que le front thermique moyen.

Ce basculement du front interfacial s'observe tout aussi bien quand les deux fluides sont au repos ; c'est d'ailleurs dans ces conditions que de nombreuses expériences ont été menées en laboratoire par les pétroliers intéressés à la production secondaire par injection d'eau ("water flooding") pour être ensuite extrapolées à des fluides en mouvement.

Au puits d'exploitation, ce phénomène se traduit globalement par une dispersion supplémentaire du front thermique moyen.

## 2.2. Equations aux dérivées partielles

L'équation de continuité appliquée aux différents termes d'échanges thermique ou hydraulique conduit aux équations suivantes :

### 2.2.1. Conservation de la chaleur

Dans l'aquifère :

$$(1) \quad \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{\rho_A C_A} \operatorname{div} (\bar{\lambda}_A \vec{\operatorname{grad}} T) - \frac{1}{\rho_A C_A} \operatorname{div} (\rho_F C_F \vec{V}_D T)$$

avec le tenseur de conductivités équivalentes :

$$\bar{\lambda}_A = R^T \begin{vmatrix} \lambda + D'_L \rho_F C_F & 0 & 0 \\ 0 & \lambda + D'_T \rho_F C_F & 0 \\ 0 & 0 & \lambda + D'_T \rho_F C_F \end{vmatrix} R$$

Dans les épontes ;

$$(1') \quad \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{\rho_E C_E} \operatorname{div} (\bar{\lambda}_E \vec{\operatorname{grad}} T)$$

### 2.2.2. Conservation du fluide caloporteur

$$(2) \quad \operatorname{div} (\rho_F \vec{V}_D) = \frac{\partial (\phi \rho_F)}{\partial t}$$

où la vitesse  $\vec{V}_D$  est définie par l'équation dynamique de DARCY :

$$(3) \quad \vec{V}_D = - \frac{k}{\mu} (\vec{\operatorname{grad}} (p) + \rho g \vec{\operatorname{grad}} (z) )$$

avec k : perméabilité intrinsèque, liée à la perméabilité de DARCY pour un fluide donné par la relation :

$$(4) \quad K = k \frac{\rho g}{\mu}$$

2.2.3. Les équations d'état, par ailleurs, relient les équations (2) et (3) de l'écoulement aux températures :

$$(5) \quad \rho_F = \rho_F(p, T)$$

$$(6) \quad \mu = \mu(T)$$

$$(7) \quad \rho_F C_F = \rho_F C_F(p, T)$$

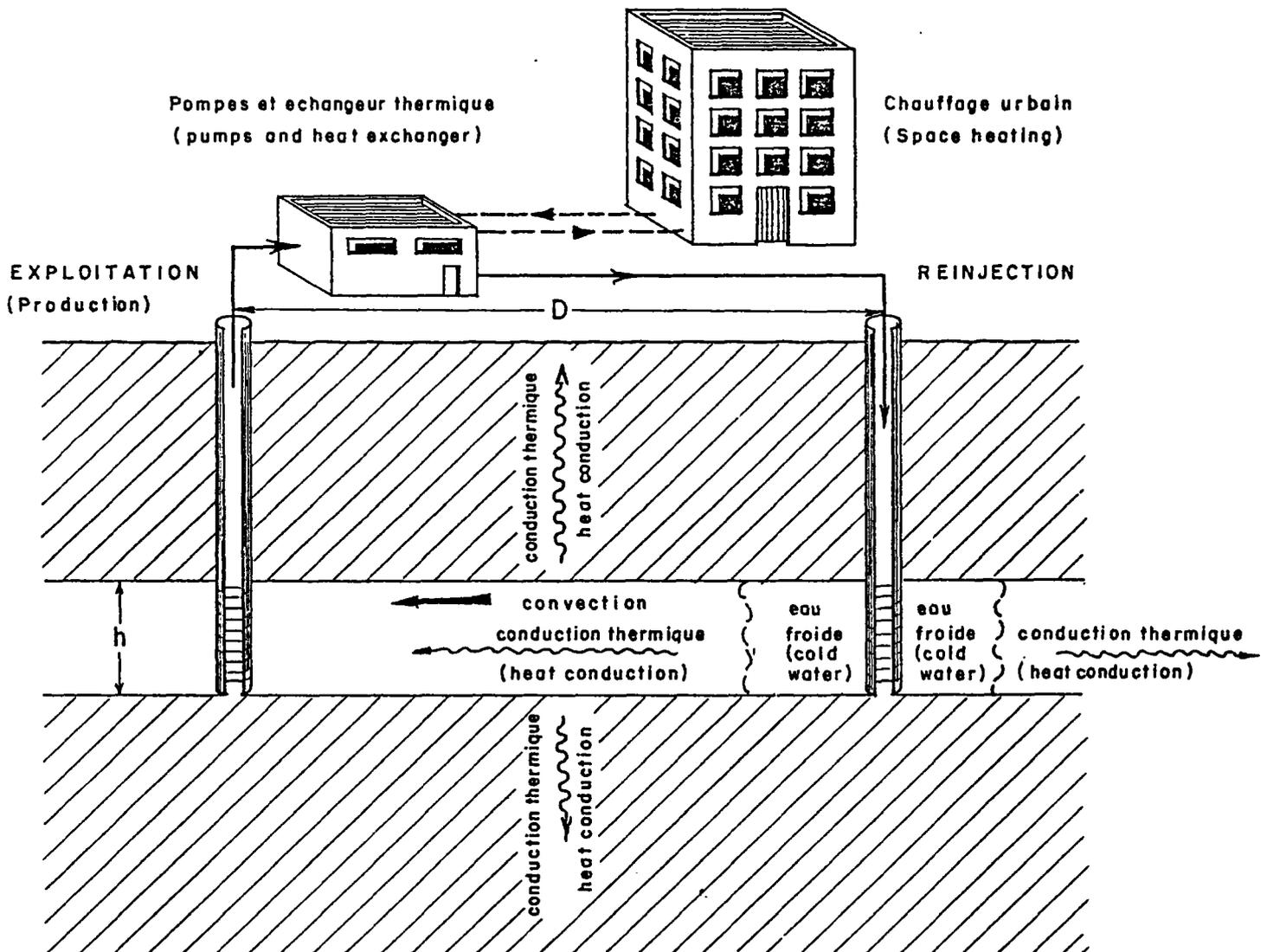
$$(8) \quad \rho_A C_A = \rho_A C_A(p, T)$$

En effet, dans le cas général, le champ de vitesses évolue dans le temps, même si les conditions aux limites restent constantes.

### 2.3. Cas du doublet géothermique

#### 2.3.1. Généralités

FIGURE 2



DOUBLET HYDROTHERMIQUE - SCHEMA DU COMPORTEMENT THERMIQUE

Le dispositif de doublet pour l'exploitation de l'énergie géothermique (cf. § 1) consiste à pomper l'eau naturellement chaude d'un aquifère profond, et à la réinjecter dans un second puits après extraction d'une portion aussi grande que possible des calories qu'elle contient (fig. 2). L'eau plus froide va former autour du puits d'injection un bulbe d'extension croissante et qui (sauf écoulement naturel de la nappe suffisamment puissant) va atteindre le puits de production au bout d'un temps plus ou moins long appelé date de recyclage ou date de percée.

La figure 3 présente les positions successives du front froid jusqu'à la date de percée (date de recyclage) dans le cas d'un doublet isolé et sous la seule action de la convection.

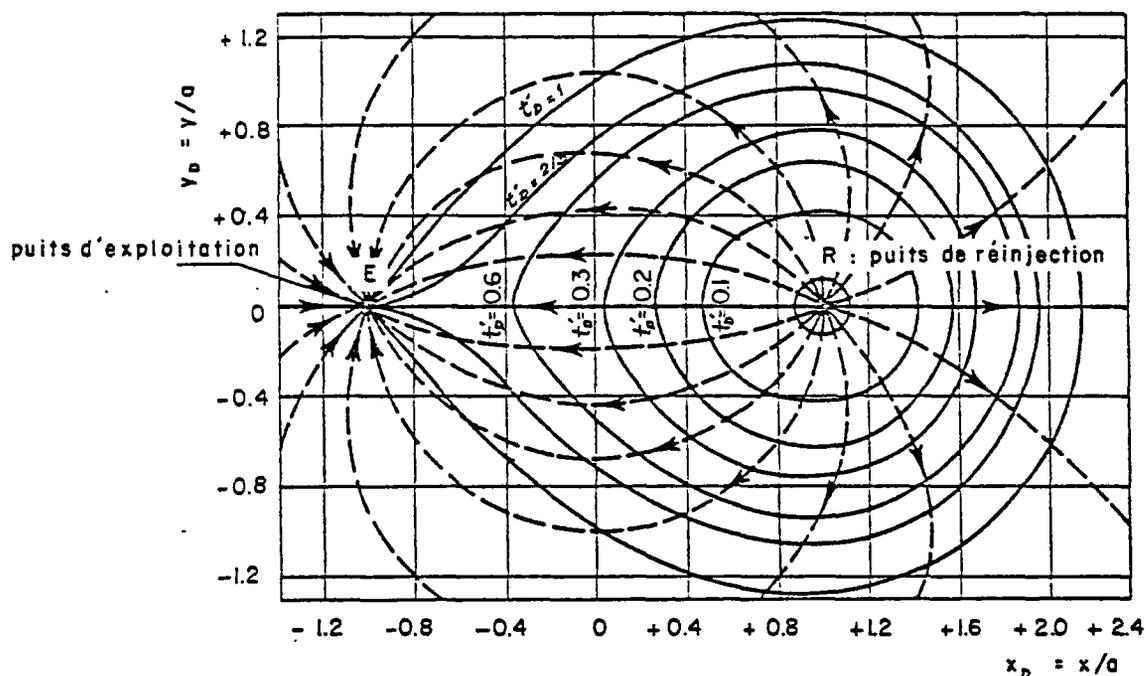
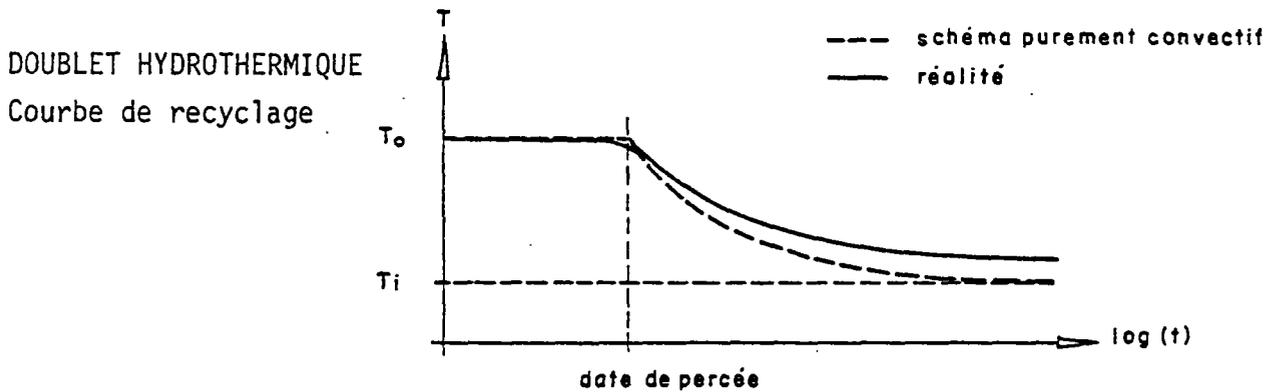


FIGURE 3

POSITIONS SUCCESSIVES DU FRONT FROID  
(d'après M. MUSKAT /15/ et J. BEAR /1/)

Dans ces conditions, la température de l'eau au puits de production décroît assez rapidement à partir de la date de recyclage, puis avec une variation progressivement ralentie pour tendre asymptotiquement vers la température de réinjection. En fait, si la nappe possède un écoulement naturel non négligeable, la température finale sera moins basse. La conduction thermique et la dispersion cinématique au sein de l'aquifère accélèrent le début de recyclage mais avec une variation moins brutale ; les apports complémentaires par les épontes atténuent la baisse de température ; le contraste de viscosité entre eau chaude en place et eau froide réinjectée retarde la date de recyclage. L'allure de la courbe de recyclage (évolution dans le temps des températures au puits de production) est donnée par la figure 4.

FIGURE 4



### 2.3.2. Paramètres physiques

Le schéma de la figure 2 rappelle les principaux phénomènes physiques intervenant dans le fonctionnement thermique du doublet. Il s'agit d'un schéma de type idéal (aquifère homogène, isotrope dans le plan horizontal et d'épaisseur constante) adapté à l'étude générale demandée. Les différents facteurs physiques et les paramètres influençants sont les suivants :

#### - Températures

Les variations de température sont bien entendu directement liées à la température initiale de l'eau en place et à la température de l'eau réinjectée après exploitation de son énergie.

#### - Convection

Le déplacement du front d'eau froide dont la vitesse dépend :

- . du débit  $Q/h$  injecté par unité d'épaisseur aquifère : dans cette étude, l'aquifère est supposé homogène - ou du moins macroscopiquement homogène à l'échelle du dispositif d'exploitation (échelle d'hétérogénéité nettement inférieure à  $D$ )
- . du rapport des capacités calorifiques par unité de volume entre l'eau et l'aquifère (eau + matrice solide) :
 
$$\rho_F C_F / \rho_A C_A = \rho_F C_F / (\phi \rho_F C_F + (1-\phi) \rho_R C_R)$$
- . le temps nécessaire au recyclage dépend évidemment de la distance  $D$  entre les deux puits.

#### - Conduction dans l'aquifère

L'étalement du front froid sous l'action de la conduction thermique dépend de la diffusivité thermique :

$$D_{th} = \lambda_A / \rho_A C_A$$

où  $\lambda_A$  est la conductivité thermique apparente dans l'aquifère (action conjointe de la conductivité réelle et de la dispersion cinématique) et  $\rho_A C_A$  la capacité calorifique de l'aquifère.

- Conduction dans les épontes

Les échanges avec les épontes sont régis par leur diffusivité thermique :

$$D_{th} = \lambda_E / \rho_E C_E$$

En toute rigueur, l'épaisseur des épontes qui fixe la distance à laquelle la condition à la limite du sol est imposée devrait intervenir. En fait, l'étude présente concerne l'exploitation d'énergie naturelle, donc des aquifères situés à grande profondeur ; par conséquent, l'assimilation à une éponte d'extension infinie est tout à fait justifiée.

- Diminution de la perméabilité avec la baisse de température

Le retard à la percée du front d'eau froide par diminution de la perméabilité avec la température dépend du contraste entre les viscosités cinématiques respectives de l'eau chaude initialement en place,  $v_0 = \mu_0 / \rho_0$ , et de l'eau froide injectée,  $v_1 = \mu_1 / \rho_1$  ( $v$  : viscosité cinématique ;  $\mu$  : viscosité dynamique).

- Ségrégation thermique par densité

Le basculement du front thermique, vertical au début de l'injection, par descente des particules froides, dépend de l'écart relatif de densité  $\Delta\rho/\rho$  entre l'eau initialement en place et l'eau froide injectée, de la vitesse de déplacement du front (cf. rubrique "convection" ci-dessus), de l'anisotropie de perméabilité  $K_H/K_V$  (rapport des perméabilités, respectivement horizontale et verticale) et de la géométrie du dispositif avec, notamment,  $h$  épaisseur aquifère et  $D$  espacement des puits du doublet.

- Influence de l'écoulement naturel de la nappe

Cet écoulement peut être caractérisé par sa vitesse moyenne  $v_0$  et par  $\alpha$ , l'angle qu'il fait avec la droite  $ER$  passant par les deux puits du doublet.

Récapitulatif des paramètres physiques

$D = 2a$	: espacement des puits E (exploitation) et R (réinjection)
$h$	: épaisseur de l'aquifère
$Q$	: débit pompé dans le puits E et réinjecté dans le puits R
$\rho_F C_F$	: capacité calorifique de l'eau
$\rho_A C_A$	: $= \phi \rho_F C_F + (1-\phi) \rho_R C_R$ : capacité calorifique globale de l'aquifère
$\rho_E C_E$	: capacité calorifique des épontes
$\lambda_A$	: conductivité thermique apparente de l'aquifère
$\lambda_E$	: conductivité thermique des épontes

- $\nu_0$  : =  $\mu_0/\rho_0$  : viscosité cinématique de l'eau en place  
 $\nu_1$  : =  $\mu_1/\rho_1$  : viscosité cinématique de l'eau injectée  
 $\frac{\Delta\rho}{\rho} = \frac{\rho_1 - \rho_0}{\rho_0}$  : variation relative de masse volumique de l'eau injectée par rapport à l'eau en place  
 $K_H/K_V$  : anisotropie des perméabilités (rapport des perméabilités horizontale et verticale)  
 $v_0$  : vitesse de DARCY de l'écoulement naturel  
 $\beta$  : orientation du vecteur vitesse de l'écoulement naturel par rapport à l'alignement des puits  
 $T_0$  : température initiale de l'eau en place  
 $T_1$  : température de l'eau réinjectée

### 2.3.3. Paramètres adimensionnels

Les températures sont étudiées en variations relatives par rapport à la différence entre la température initiale de l'aquifère et la température réinjectée ; d'où la variable adimensionnelle utilisée :

$$(9) \quad T_D = \frac{T - T_0}{T_1 - T_0}$$

La température  $T_1$  à l'injection étant inférieure à la température  $T_0$  de l'eau en place, contrairement à la température réelle  $T$  au puits de production qui décroît avec le recyclage, la température réduite  $T_D$  s'accroît progressivement (fig. 5) à partir de 0 pour atteindre asymptotiquement 1 en cas de recyclage total.

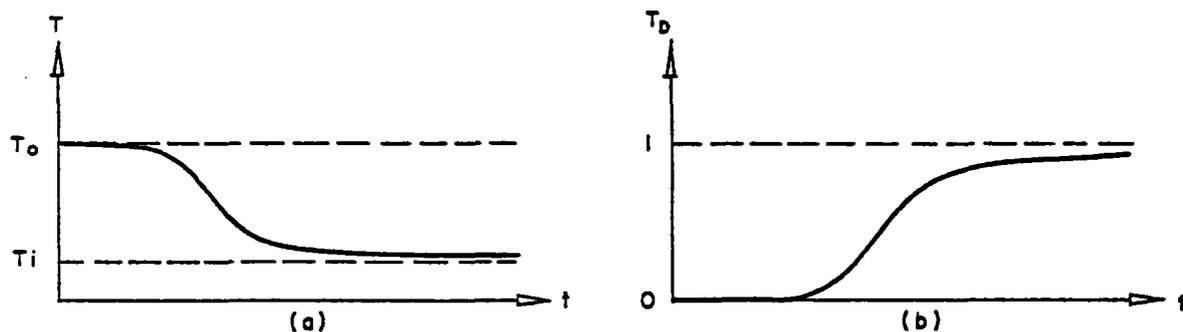


FIGURE 5

DOUBLET : COURBES DE RECYCLAGE

(a) températures réelles

(b) températures réduites

- Temps réduit

Le temps réduit  $t_D$  est choisi de telle sorte que la date de percée (début du recyclage), sous la seule action du transfert par convection, en l'absence d'écoulement régional, ait lieu à la date  $t_D = 1$ , c'est-à-dire  $t_D = t/t_p$  où  $t_p$  est est la date de percée.

Il sera montré au paragraphe 2.4.1. que  $t_p = \frac{\pi}{3} \cdot \frac{\rho_A C_A}{\rho_F C_F} \cdot \frac{D^2 h}{Q}$

D'où l'expression du temps réduit :

$$(10) \quad t_D = \frac{3}{\pi} \cdot \frac{\rho_F C_F}{\rho_A C_A} \cdot \frac{Q}{D^2 h} \cdot t$$

- Nombre de Péclet

La conduction dans l'aquifère modifie le comportement convectif pur, pris comme référence par le choix du temps réduit. Le paramètre adimensionnel caractérisant ces modifications est le nombre de Péclet qui exprime le rapport des échanges par convection aux échanges par conduction thermique (apparente).

Par définition (voir par exemple J. BEAR / 1 / p. 661) :

$$Pe = \frac{V_{th} \times \text{distance}}{D_{th}}$$

$$\text{avec } V_{th} = \frac{\rho_F C_F}{\rho_A C_A} V_D, \text{ vitesse du front thermique}$$

$$D_{th} = \lambda_A / \rho_A C_A, \text{ diffusivité thermique}$$

la distance de référence choisie est égale à  $a = D/2$

la vitesse de référence est prise au centre du dispositif (milieu du segment ER), où (cf. § 2.4.1.) :  $V_D = \frac{Q/h}{\pi a}$

Finalement :

$$(11) \quad Pe = \frac{\rho_F C_F}{\lambda_A} \cdot \frac{Q}{\pi h}$$

- Paramètre  $\Lambda$  d'échange par conduction avec les épontes

Il est montré (cf. GRINGARTEN et SAUTY / 9 /) que le seul paramètre

$$(12) \quad \Lambda = \frac{\rho_{FCF}}{\lambda_E} \cdot \frac{\rho_{ACA}}{\rho_{ECE}} \cdot \frac{Qh}{D^2}$$

permet de caractériser les échanges avec les épontes (cf. § 2.4.4.) lorsque celles-ci ont une extension infinie ou équivalente.

- Viscosité relative

L'effet de la viscosité est étudié par rapport à la solution purement convective. Dans ce cas, deux viscosité interviennent de part et d'autre du front abrupt, et le paramètre

$$(13) \quad N = v_0/v_1 \quad \left\{ \begin{array}{l} v_0 \text{ pour l'eau en place} \\ v_1 \text{ pour l'eau injectée} \end{array} \right.$$

suffit à caractériser le contraste des viscosités cinématiques, donc des perméabilités.

- Facteur de densité

En ce qui concerne la ségrégation par densité, qui fait intervenir non seulement la variation relative de densité  $\Delta\rho/\rho$  mais aussi la perméabilité verticale, la porosité, le facteur d'anisotropie des perméabilités et le temps de transfert par convection, on peut (KIDDER / 12/, GARDNER et KENDALL / 6 /) caractériser ce phénomène, du moins au début du recyclage, par le facteur adimensionnel :

$$(14) \quad A = \frac{4}{\sqrt{3}} \cdot \frac{h}{D} \cdot \sqrt{\frac{KH}{k_V}} \quad \text{et} \quad t_{Do} = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{\rho_{FCF}}{\rho_{ACA}} \cdot \frac{Q}{D^2} \cdot \frac{\phi}{k_V} \cdot \frac{1}{\Delta\rho/\rho}$$

## 2.4. Solutions analytiques

### 2.4.1. Doublet isolé - convection pure

Dans le cas d'un doublet unique mis en place dans un aquifère d'extension infinie sans écoulement régional, le calcul du transfert purement convectif peut être intégré simplement (MUSKAT /15/, p. 473 ; BEAR /1 / p. 530).

- a - Dans ce cas, les niveaux piézométriques peuvent être exprimés par la fonction potentiel complexe

$$(15) \quad W(z) = \frac{Q/h}{2\pi K} \operatorname{Log} \frac{z+a}{z-a}$$

qui se décompose :

- en fonction potentiel (partie réelle) :

$$(16) \quad \phi = \frac{Q/h}{4\pi K} \operatorname{Log} \left( \frac{(x+a)^2 + y^2}{(x-a)^2 + y^2} \right) + \phi_0$$

- et en fonction de courant (partie imaginaire) :

$$(17) \quad \psi = \frac{Q/h}{2\pi K} \operatorname{Artg} \left( \frac{2ay}{a^2 - x^2 - y^2} \right) + \psi_0$$

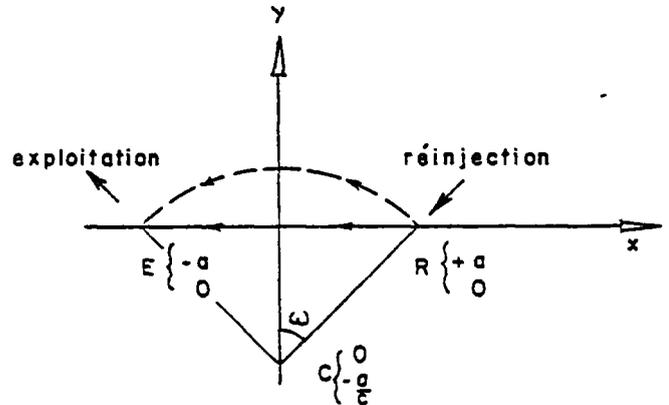


FIGURE 6

- b - Les lignes de courant sont les cercles appartenant au réseau de cercles à points fixes E et R, tracés en tiretés sur les figures 3 et 6. En effet, pour  $\psi = \text{constante}$ ,  $\frac{2ay}{a^2 - x^2 - y^2} = C$   
soit  $x^2 + y^2 + 2\frac{a}{C}y - a^2 = 0$ , qui est l'équation d'un cercle  
. centré sur Oy (ordonnée du centre  $-a/c$ )  
. de rayon  $a\sqrt{1 + 1/C^2}$   
. passant par les points  $(x = \pm a, y = 0)$ .

- c - L'expression des isochrones (positions successives du front thermique) est donnée implicitement (MUSKAT /15/) par l'expression du temps de transfert entre le puits R et le point de coordonnées  $\eta, \xi$  dans le plan de potentiels :

$$\eta = \frac{2\pi K (\phi_0 - \phi)}{Q/h}$$

$$\xi = \frac{-2\pi K \psi}{Q/h}$$

$$(18) \quad t = \frac{\rho_A C_A}{\rho_F C_F} \cdot \frac{2\pi a^2}{Q \sin^2 \xi} \left( \frac{\text{sh} \eta}{\text{ch} \eta + \cos \xi} - 2 \cotg \xi \text{ Artg} \left( \text{tg} \frac{\xi}{2} \text{th} \frac{\eta}{2} \right) \right. \\ \left. - \frac{\text{sh} \eta_0}{\text{ch} \eta_0 + \cos \xi} - 2 \cotg \xi \text{ Artg} \left( \text{tg} \frac{\xi}{2} \text{th} \frac{\eta_0}{2} \right) \right)$$

Les courbes isochrones ( $t = \text{constante}$ ) sont dessinées en traits pleins sur la figure 3, et graduées en fonction du temps adimensionnel :

$$t'_D = \frac{\rho_F C_F}{\rho_A C_A} \frac{Q/h}{2\pi a^2} t = \frac{2}{3} t_D$$

N.B. : Avec la variable  $t'_D$  choisie par MUSKAT, le front arrive en E (percée) pour  $t'_D = 2/3$  alors que  $t_D = 1$ .

- d - La courbe de recyclage (évolution des températures au puits d'exploitation) peut être calculée connaissant le temps de transfert adimensionnel  $t_D$  sur une ligne de courant quelconque d'angle au centre  $(\vec{CR}, \vec{CE}) = 2$  ; en effet, (/21/) E. BERKALOFF a démontré par des considérations géométriques, puis GROVE et BEETEM (/24/) par une méthode algébrique :

$$t_D(\omega) = f(\omega) = 3 \frac{\sin \omega - \omega \cos \omega}{\sin^3 \omega}$$

N.B. : Pour  $\omega \rightarrow 0$ , on retrouve bien :

$$t_D(0+) \sim 3 \frac{\omega - \omega^3/6 - \omega(1 - \omega^2/2)}{\omega^3} + \varepsilon(\omega)$$

$$t_D(0) = 1$$

A un instant  $t_D \in (1, \infty)$ , les tubes de courant d'angle  $\omega \leq \phi$  tels que  $\phi = f^{-1}(t_D)$ , sont recyclés, et amènent l'eau froide ( $T_D = 1$  dans le tube) au forage d'exploitation ; ils représentent une contribution  $\phi/\pi$  du débit exploité. Donc :

$$(19) \quad T_D = \frac{1}{\pi} f^{-1}(t_D) \text{ avec } f(x) = 3 \frac{\sin x - x \cos x}{\sin^3 x}$$

Le tableau suivant et la figure 7 donnent l'évolution de la courbe de recyclage

$T_D$	0	0.01	0.02	0.03	0.05	0.10	0.15	0.20	0.30	0.40	0.50	0.60	0.70	0.80	0.90
$t_D$	1	1.0004	1.0016	1.0035	1.0099	1.040	1.094	1.174	1.445	1.96	3	5.35	11.91	38.72	305.

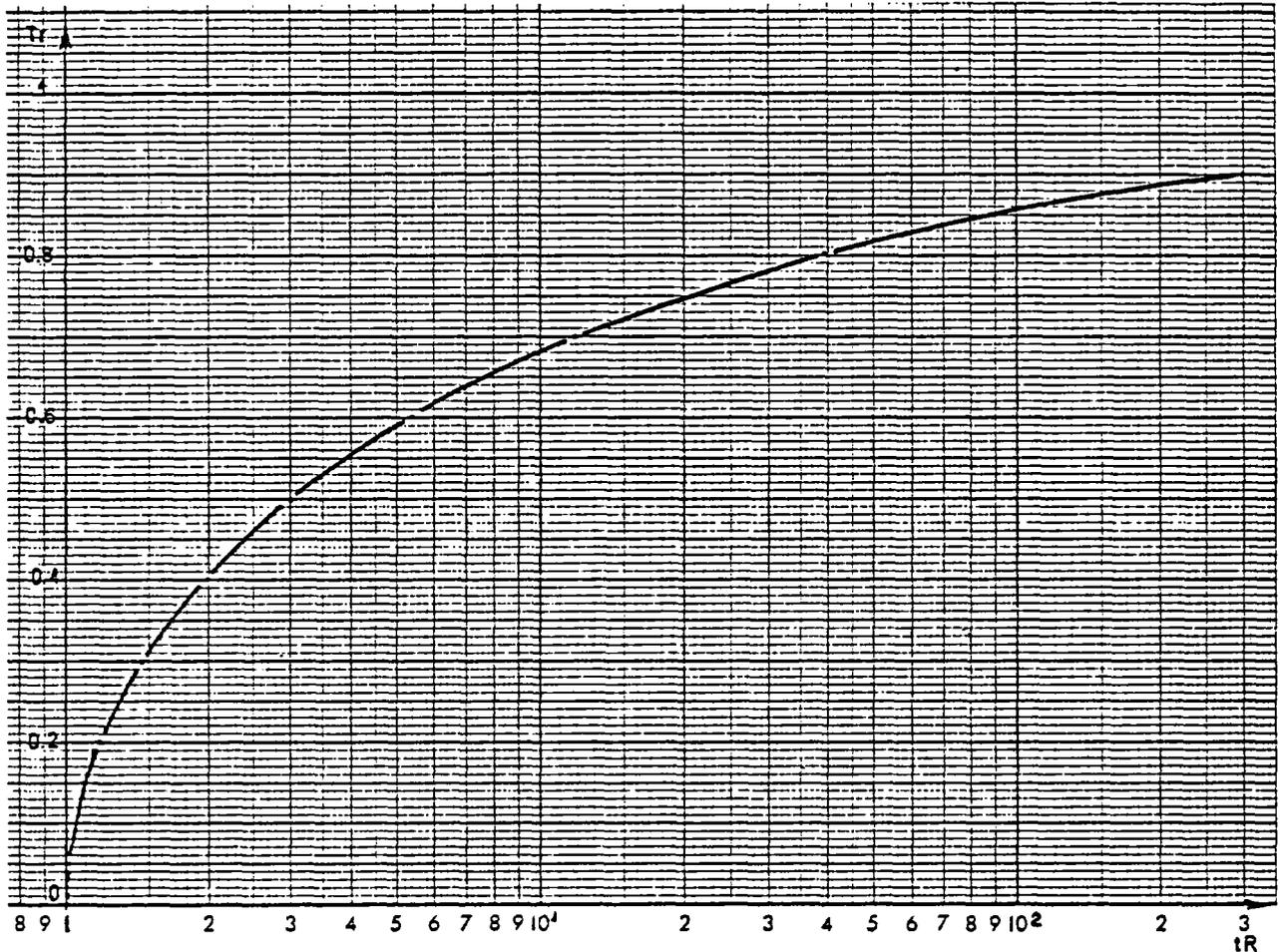


FIGURE 7 - COURBE DE RÉCYCLAGE  
DOUBLET UNIQUE - NAPPE INFINIE - CONDUCTION THERMIQUE NEGLIGEABLE

2.4.2. Doublet dans une nappe en écoulement - Convection pure

Lorsque la nappe est soumise à un écoulement régional naturel (ce qui est surtout valable pour les exploitations à faible énergie de nappes assez peu profondes), cet écoulement peut avoir un effet bénéfique sur le doublet : le taux de recyclage peut effectivement être réduit et même annulé dans certains cas, à condition que l'implantation des deux puits ait été judicieusement décidée en fonction de la direction et de la vitesse de l'écoulement naturel.

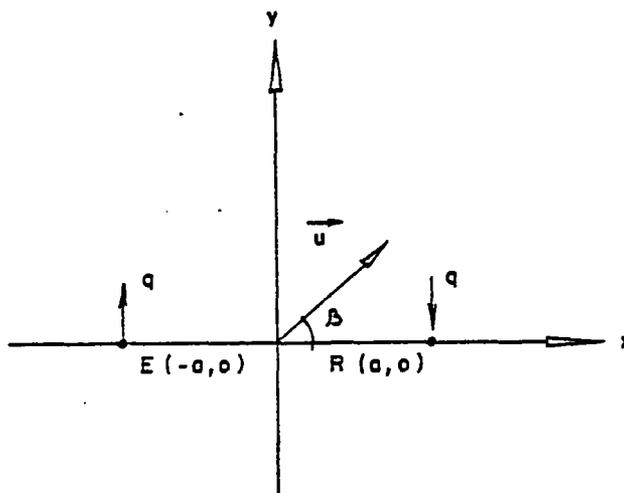


FIGURE 8  
DOUBLET DANS UNE NAPPE EN ECOULEMENT UNIFORME  
DEFINITION DES PARAMETRES

Le potentiel hydraulique induit dans le plan de l'aquifère par :

- l'écoulement naturel uniforme dont le vecteur vitesse a pour module  $V_0$  et fait l'angle  $\beta$  avec l'axe des  $x$  (allant de E vers R),
- le prélèvement d'un débit  $Q/h$  par unité d'épaisseur aquifère au puits E(-a, 0)
- la réinjection d'un débit de même amplitude  $Q/h$  au puits R(a, 0)

a pour expression :

$$(20) \quad W(z) = \phi + j\psi = -v_0 e^{-i\alpha} + \frac{Q/h}{2\pi} \operatorname{Log} \frac{z+a}{z-a} \quad \text{avec } z = x + iy$$

qui se décompose en :

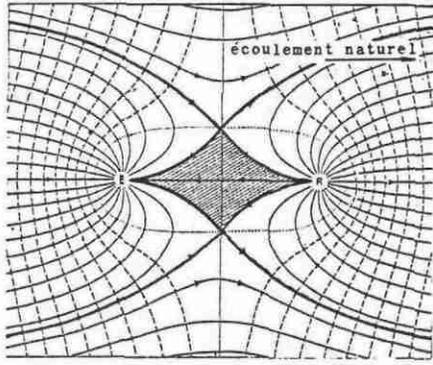
$$(21) \quad \phi = -v_0 (x \cos \alpha + y \sin \alpha) + \frac{Q/h}{4\pi} \operatorname{Log} \frac{(x+a)^2 + y^2}{(x-a)^2 + y^2}$$

$$(22) \quad \psi = v_0 (x \sin \alpha - y \cos \alpha) + \frac{Q/h}{2\pi} \operatorname{Artg} \frac{2ay}{a^2 - x^2 - y^2}$$

J.A. DACOSTA et R.R. BENNETT (/23/) ont démontré que suivant la valeur du rapport  $Q_D = Q/hav_0$  et de l'angle  $\beta$  :

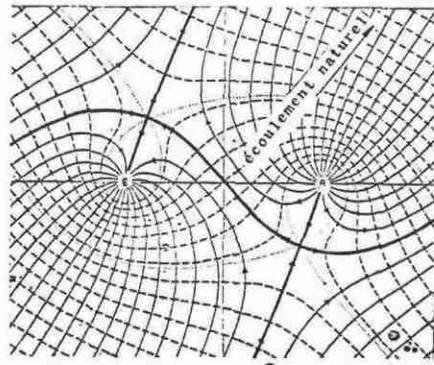
- a) toute l'eau rechargée au puits R peut parvenir au puits P (recyclage total)
- b) une partie de cette eau peut y parvenir, le reste étant entraîné par l'écoulement naturel (recyclage partiel)
- c) l'eau rechargée au puits R est entièrement entraînée au loin (recyclage nul).

A titre d'exemple, nous donnons figure 9 quelques réseaux d'écoulement caractéristiques, d'après J.A. DACOSTA et R.R. BENNETT.



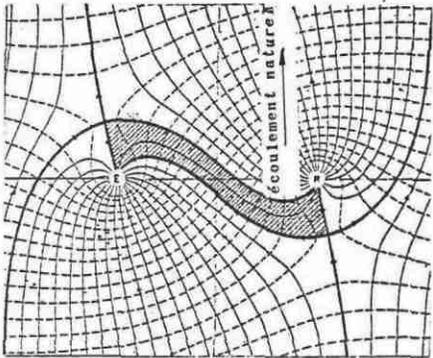
$\frac{q}{hav_0} = 4, \beta = 0$

Recyclage partiel (4,4%)



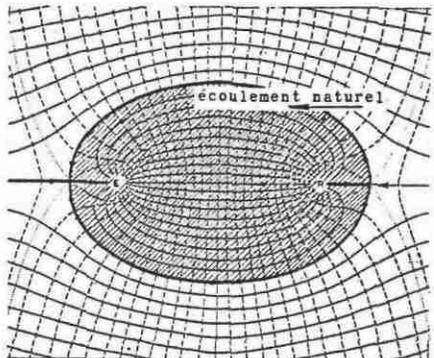
$\frac{q}{hav_0} = 4, \beta = \text{Arcos} \frac{2}{\pi} \approx 50.46$

Recyclage nul



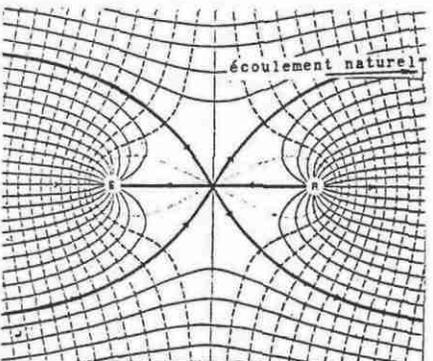
$\frac{q}{hav_0} = 4, \beta = 90^\circ$

Recyclage partiel (9%)



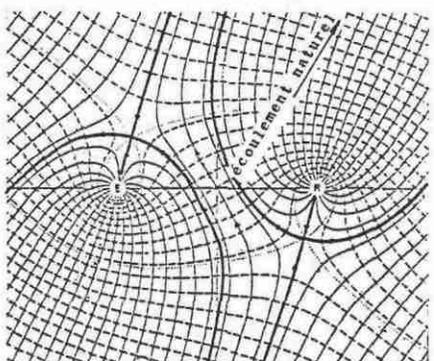
$\frac{q}{hav_0} = 4, \beta = 180^\circ$

Recyclage total



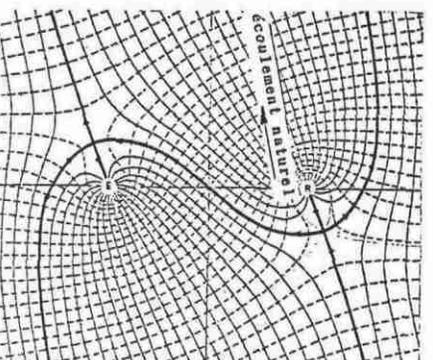
$\frac{q}{hav_0} = \pi, \beta = 0$

Recyclage nul



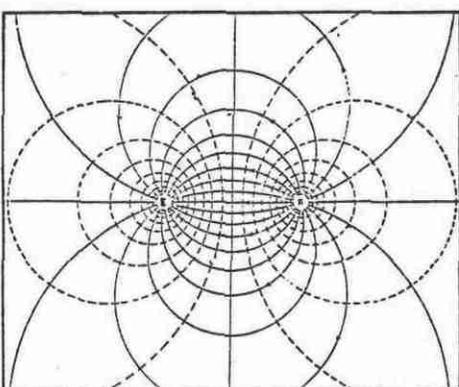
$\frac{q}{hav_0} = \pi, \beta = 60^\circ$

Recyclage nul



$\frac{q}{hav_0} = \pi, \beta \approx 101^\circ$

Recyclage nul



$\frac{q}{hav_0} = \infty, \beta = 0$

Recyclage total

FIGURE 9 (d'après DACOSTA et BENNETT)

DOUBLET DANS UNE NAPPE EN ECOULEMENT - QUELQUES CONFIGURATIONS TYPES

On retiendra des trois premières figures que le recyclage n'est pas forcément minimal lorsque l'écoulement naturel s'oppose directement au flux du puits R vers le puits E ( $\beta = 0$ ) comme on pouvait intuitivement le penser. On démontre par exemple que pour  $\frac{Q/h}{av_0} = 4$  le seul angle qui annule le recyclage est  $\beta = \text{Ar cos } \frac{2}{\pi} \neq 50^\circ$ .

L'examen de ces réseaux d'écoulement montre par ailleurs que, lorsqu'il y a recyclage, les lignes de courant recyclées (allant de R en E) sont toutes comprises entre deux lignes de courant passant par les points d'arrêt (ou points de stagnation S et S').

Le taux de recyclage I est donné par la différence des fonctions  $\psi$  entre les deux points d'arrêt S et S' (points à vitesse nulle qui se retrouvent sur les lignes de courant qui délimitent les zones où les filets de courant se dirigent vers le puits d'exploitation E) :

$$I = \psi_{S'} - \psi_S = 2(\psi_0 - \psi_S)$$

avec  $\psi_0$  fonction de courant de la ligne passant par le centre de symétrie du doublet

$$\psi_0 = (x=0, y=0)$$

$$\psi_S = (x_S, y_S)$$

avec :

$$(23) \quad x_S = \frac{+\epsilon a}{\sqrt{2}} \sqrt{1 - \frac{Q_D}{\pi} \cos \beta + \sqrt{1 + \left(\frac{Q_D}{\pi}\right)^2 - 2 \frac{Q_D}{\pi} \cos \beta}}$$

$$(24) \quad y_S = \frac{-\epsilon a}{\sqrt{2}} \sqrt{-1 + \frac{Q_D}{\pi} \cos \beta + \sqrt{1 + \left(\frac{Q_D}{\pi}\right)^2 - 2 \frac{Q_D}{\pi} \cos \beta}}$$

$$(25) \quad Q_D = \frac{Q/h}{av_0}$$

$$\epsilon = + 1 \text{ au point S}$$

$$\epsilon = - 1 \text{ au point S'}$$

N.B. : Le calcul de  $x_S, y_S$  est obtenu par annulation de la dérivée  $dW/dz$ .

La figure 10 indique l'angle pour lequel le taux de recyclage est minimal en fonction du facteur adimensionnel  $\frac{Q_D}{\pi} = \frac{Q/h}{\pi av_0}$

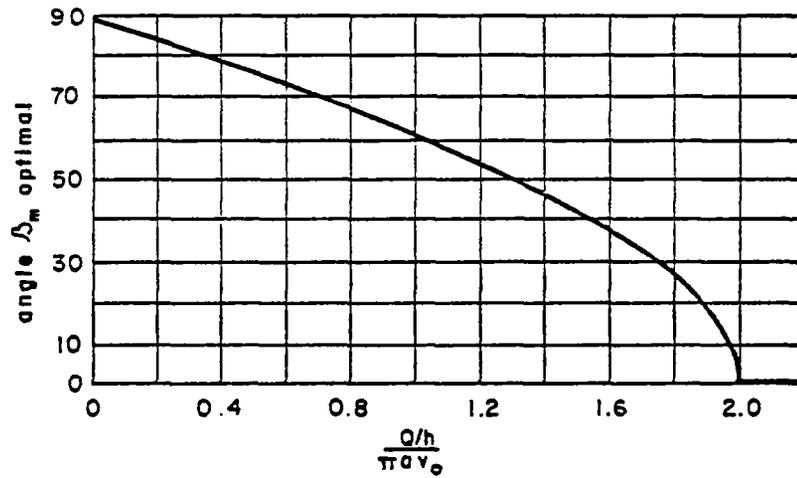


FIGURE 10

(d'après DACOSTA et BENNETT)

ANGLE POUR LEQUEL LE RECYCLAGE EST MINIMAL

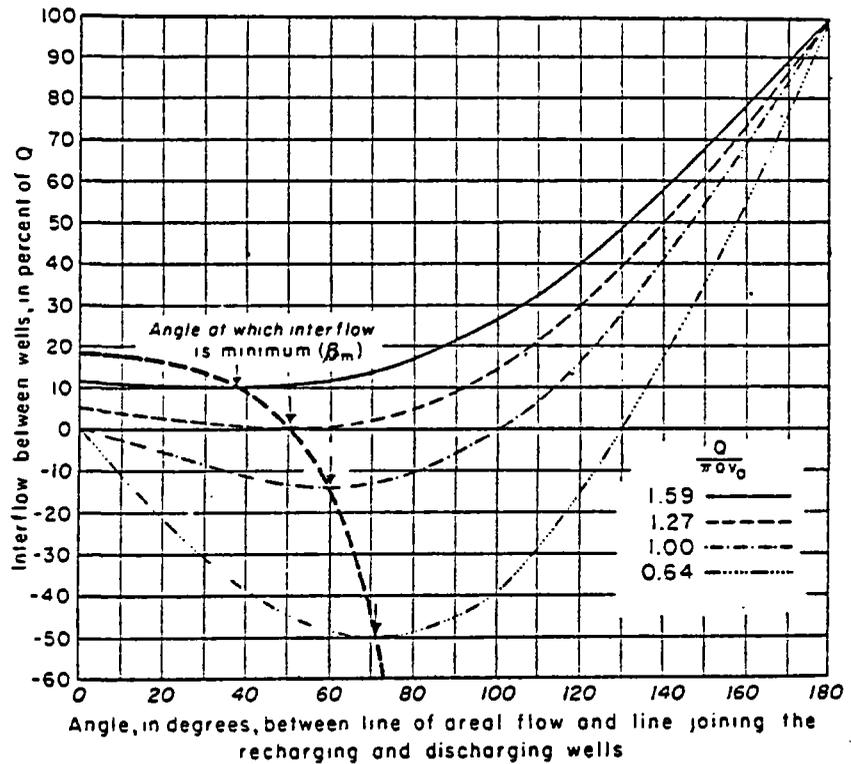
$$(26) \quad \left\{ \begin{array}{l} \beta'_m = \text{Ar cos} \left( \frac{Q}{2\pi av_0} \right) \\ \beta'_m = 0 \end{array} \right. \quad \begin{array}{l} \text{si } \frac{Q}{\pi av_0} < 2 \\ \text{si } \frac{Q}{\pi av_0} \geq 2 \end{array}$$

La variation du taux de recyclage en fonction de l'angle  $\beta$  est donnée par la figure 11, pour différentes valeurs du nombre  $\frac{Q_D}{\pi} = \frac{Q/h}{\pi av_0}$  ( $5/\pi$ ,  $4/\pi$ , 1 et  $2/\pi$ ).

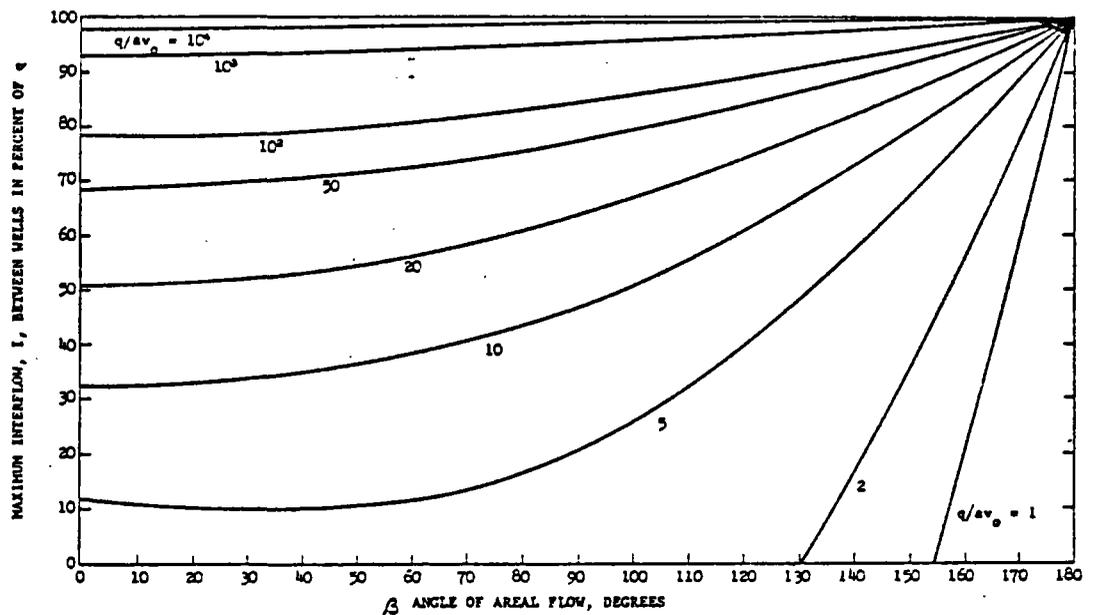
Le taux minimal de recyclage (pour  $\beta = \beta_m$ ) a pour expression :

$$(27) \quad I = \frac{1}{\pi \cos \beta_m} - 0.5$$

**FIGURE 11**  
(d'après DACOSTA et BENNETT)  
VARIATIONS DU TAUX DE RECYCLAGE EN FONCTION DE L'ORIENTATION DU DOUBLET



Dans une publication ultérieure, D.W. GROVE, W.A. BEETEM et F.B. SOWER (/24/) (cf. fig. 12) donnent un abaque complet du taux de recyclage en fonction des différentes valeurs possibles pour le nombre adimensionnel  $Q_D = \frac{Q/h}{av_0}$  et pour la position angulaire  $\beta$  du doublet.



**FIGURE 12**  
(d'après GROVE, BETEM et SOWER)  
DOUBLET - VARIATIONS DU TAUX DE RECYCLAGE EN FONCTION DE L'ORIENTATION ET DE  
 $Q_D = \frac{Q/h}{av_0}$

De plus, GROVE, BEETEM et SOWER ont intégré numériquement les temps de parcours sur différentes lignes de courant pour diverses valeurs de  $Q/av_0h$ , et ont abouti à une série d'abaques donnant l'évolution du recyclage en fonction du temps, chaque abaque correspondant à un angle  $\beta$  multiple de  $5^\circ$ .

La figure 13 présente l'abaque dans le cas où  $\beta = 0^\circ$  (angle optimal tant que  $Q_D = Q/av_0h \geq 2\pi$ ). On y lit, pour les différentes valeurs de  $Q_D$  (porté en ordonnée), le pourcentage  $C$  du recyclage maximal  $I$  en fonction du temps adimensionnel  $t'_D = \frac{\rho FCF}{\rho A C A} \frac{v_0 t}{a} = \frac{4\pi}{3} \frac{t_D}{Q_D}$ . Connaissant  $I$  en fonction du débit  $Q$  de fonctionnement du doublet par l'intermédiaire de la figure 12, il est aisé d'en déduire la courbe de recyclage.

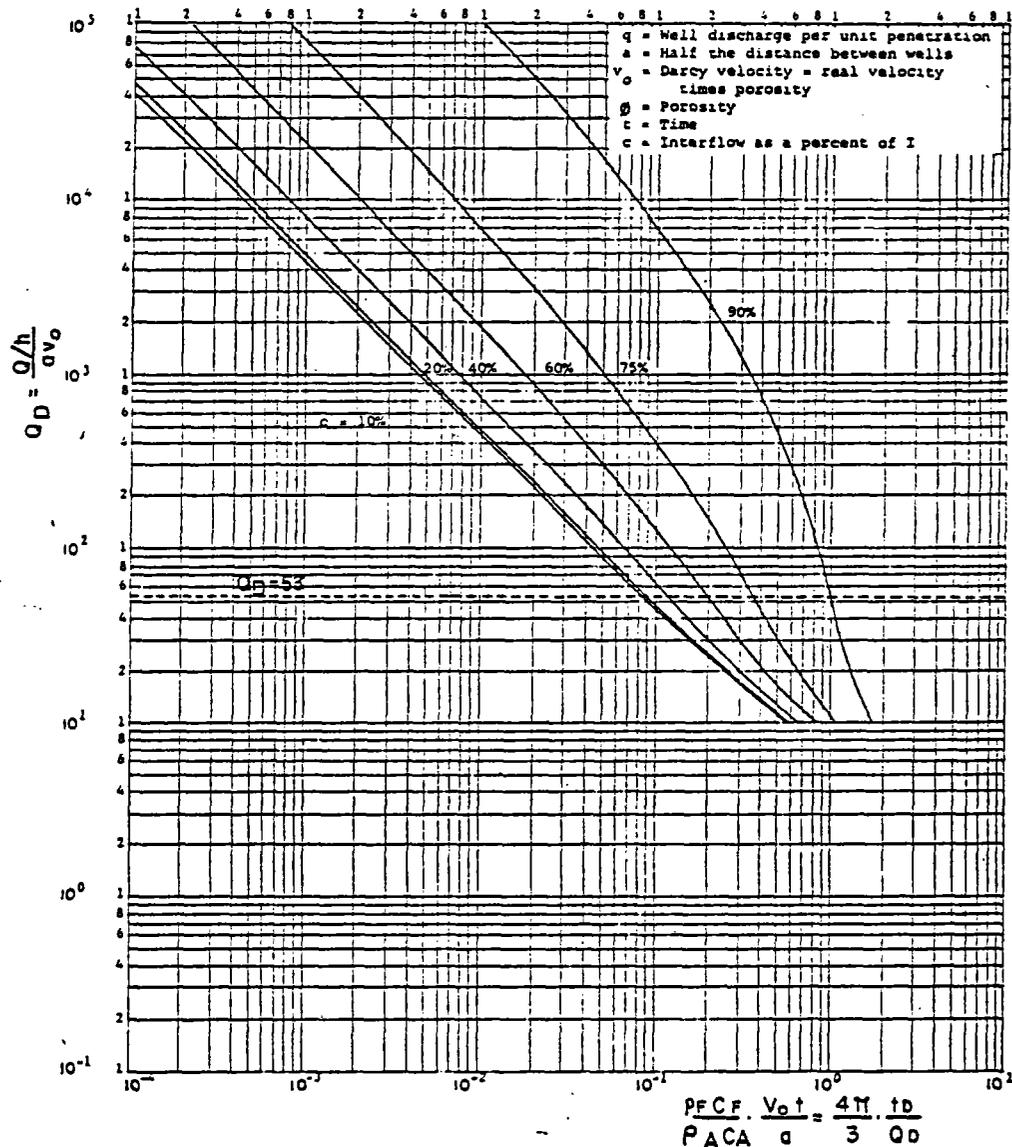


FIGURE 13  
(d'après GROVE, BEETEM et SOWER)

EVOLUTION DANS LE TEMPS DU TAUX DE RECYCLAGE D'UN DOUBLET  
EN OPPOSITION AVEC L'ECOLEMENT NATUREL ( $\beta = 0^\circ$ )

A titre d'exemple, si  $Q_D = 40$ , avec un angle  $\beta$  nul, (doublet en opposition avec l'écoulement naturel),  $I = 0.65$ .

La courbe de recyclage  $C \times I$  en fonction de  $\frac{\rho_F C_F}{\rho_A C_A} \frac{v_0 t}{a}$  est obtenue (voir fig. 14) en reportant les intersections de la droite  $Q_D = 40$  avec les différentes courbes  $C = \text{constante}$  de la figure 13.

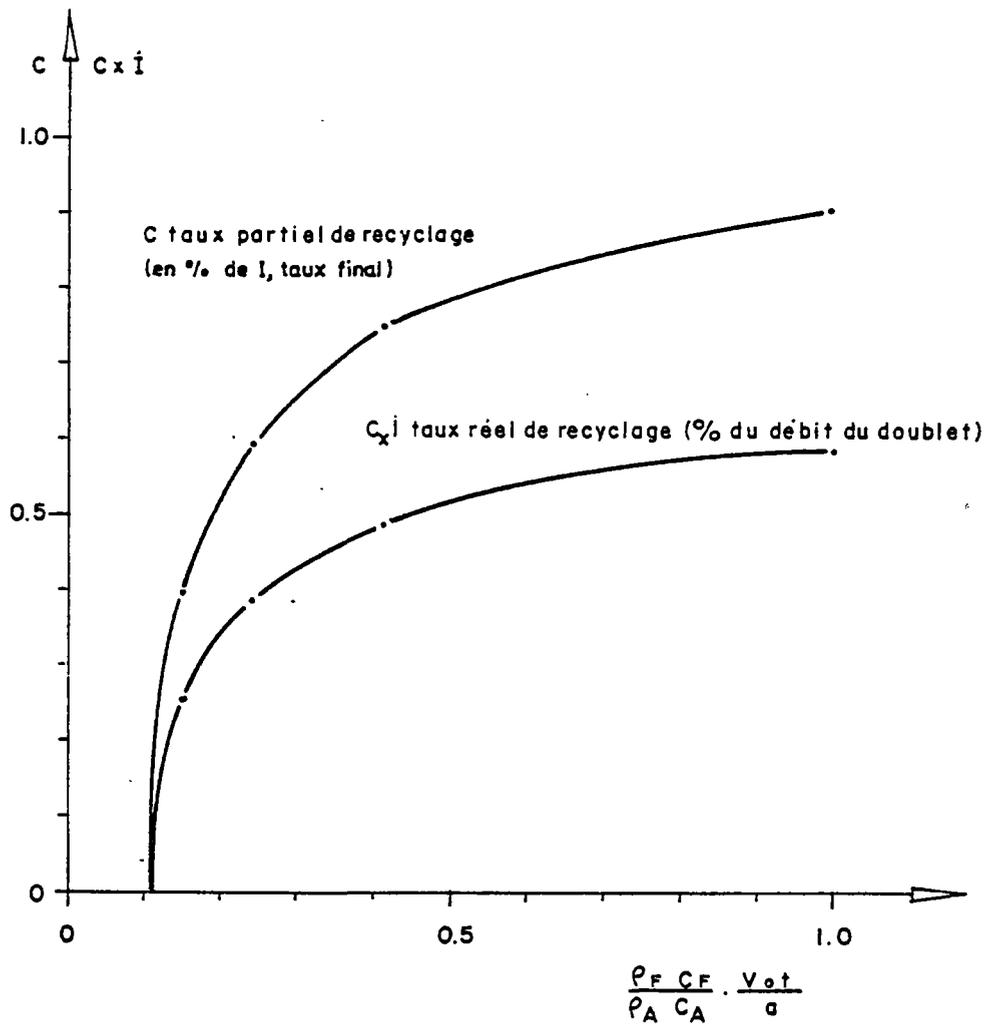


FIGURE 14

COURBE DE RECYCLAGE  $C(t)$

ETABLIE A PARTIE DES ABAQUES DES FIGURES 12 ET 13

pour  $\beta = 0^\circ$   $Q_D = \frac{Q/h}{av_0} = 40$

### 2.4.3. Effet de l'apport par conduction à partir des éponges

Il est possible de compléter la solution du paragraphe 2.4.1. (doublet isolé, convection pure) par la prise en compte des échanges verticaux avec les éponges. Dans celles-ci en effet la température initiale élevée, en équilibre avec celle de l'aquifère, va être la cause d'un apport complémentaire de calories vers l'aquifère quand celui-ci sera parcouru par l'eau froide réinjectée.

En effet, dans ces hypothèses (conductions horizontales faibles devant les autres causes d'échanges thermiques), A.C. GRINGARTEN et J.P. SAUTY (/ 8 /) ont montré que le calcul était réalisable dans chaque tube de courant (dont le comportement est indépendant de celui des tubes voisins) par le choix de la variable d'espace  $\Delta S(t)$  :

$h \cdot \Delta S$  représente (fig. 15) le volume du tube de courant considéré et compris entre le puits d'injection I et le point courant M

( $\Delta S$  = surface de la projection sur le plan médian de l'aquifère)

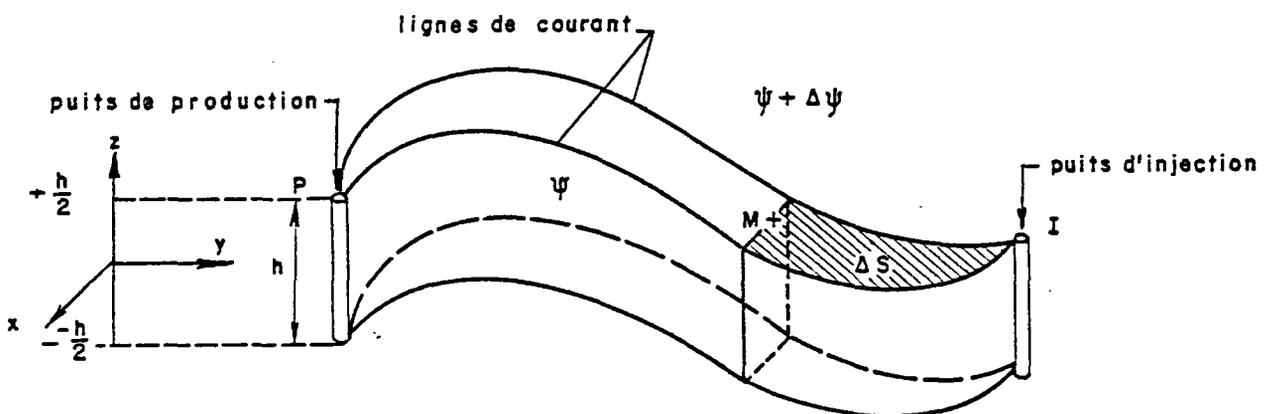


FIGURE 15 (d'après GRINGARTEN et SAUTY)

DOUBLET - REPRESENTATION D'UN TUBE DE COURANT - DEFINITION DES VARIABLES

L'équation (1) exprimant les transferts de chaleur dans l'aquifère devient au sein de chaque tube de courant :

$$(28) \quad h \rho_A C_A \frac{\partial T_A \psi(\Delta S, t)}{\partial t} + \Delta \psi \rho_F C_F \frac{\partial T_A \psi(\Delta S, t)}{\partial S} = 2 k_E \frac{\partial T_F \psi(\Delta S, z, t)}{\partial z} \quad \Big|_{z = h/2}$$

avec les notations complémentaires :

$\Delta\psi$  flux transitant entre les lignes de courant  $\psi$  et  $\psi + \Delta\psi$

$T_A^\psi(\Delta S, t)$  température de l'aquifère au point M de la ligne  $\psi$

$T_E^\psi(\Delta S, z, t)$  température de la roche encaissante à la cote  $z$  sur la verticale de la ligne de courant.

L'intégration de cette équation jointe à celle des transferts par les épontes :

$$\frac{\partial^2 T_E}{z^2} = \frac{\rho E C_E}{k_E} \frac{\partial T_E}{\partial t}$$

et aux conditions aux limites :

$$T_A(\Delta S, t) = T_E(\Delta S, \pm h/2, t)$$

$$\lim_{z \rightarrow \infty} T_E(\Delta S, z, t) = T_E(\Delta S, z, t=0) = T_A(\Delta S, t=0) = T_0$$

peut s'obtenir par une double transformation de LAPLACE, comme l'a montré LAUWERIER (/25/) dans sa résolution du problème thermique monodimensionnel à vitesse uniforme.

L'expression de la température dans le tube est alors :

$$(29) \quad \frac{T_A^\psi - T_0}{T_i - T_0} = \text{Erfc} \left( \frac{(\rho F C_F)^2}{k_E \rho E C_E} \left( \frac{\Delta\psi}{\Delta S} \right)^2 \left( t - \frac{\rho A C_A}{\rho F C_F} \frac{h \Delta S}{\Delta\psi} \right) \right)^{-1/2}$$

Si l'on désigne par  $hS$  le volume total du tube de courant, la température  $T$  au puits de production s'obtient par application de la loi de mélange aux différents filets fluides parvenant au puits :

$$(30) \quad \boxed{\frac{T - T_0}{T_i - T_0} = \int_{\psi_{\min}(t)}^{\psi_{\max}(t)} \text{Erfc} \left\{ \frac{dS}{d\psi} \cdot \left( \frac{(\rho F C_F)^2}{k_E \rho E C_E} \left( t - \frac{\rho A C_A}{\rho F C_F} h \frac{dS}{d\psi} \right) \right)^{-1/2} \right\} d\psi}$$

où  $\psi_{\min}(t)$  et  $\psi_{\max}(t)$  correspondent aux lignes de courant extrêmes qui parviennent au puits  $E$  à l'instant  $t$ .

L'application de cette méthode au cas du doublet unique dans un aquifère d'extension infinie permet de définir les courbes de recyclage sous la forme :

$$T_D = f(\Lambda, t_D)$$

où les paramètres adimensionnels  $T_D$ ,  $t_D$  et  $\Lambda$  sont ceux qui ont été définis au § 2.3.3.

Le calcul de ces courbes pour une série de valeurs de  $\Lambda$  étagée de 0.3 à 1 000 (ainsi que la courbe  $\Lambda^\infty$  de la figure 7) ont permis d'établir un abaque universel (fig. 16).

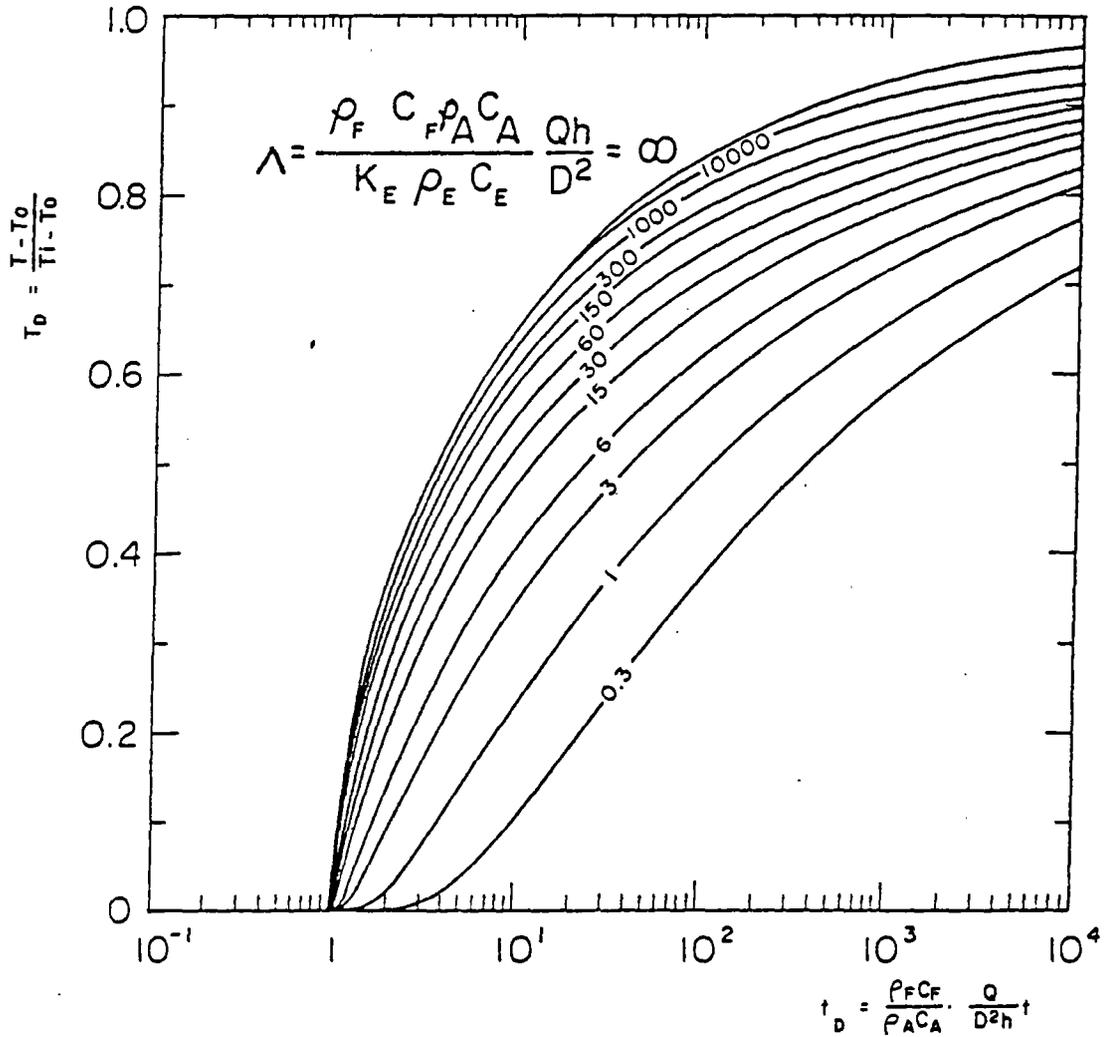


FIGURE 16 (d'après GRINGARTEN et SAUTY)  
 COURBE DE RECYCLAGE D'UN DOUBLET HYDROTHERMIQUE  
 ABAQUES EN FONCTION DE LA CONTRIBUTION THERMIQUE DES EPONTES

On constate sur cet abaque que l'apport complémentaire des épontes ne modifie pas sensiblement le début du recyclage (théoriquement, la date de percées est la même quel que soit  $\Lambda$ ), mais ralentit très sensiblement l'évolution de la montée en température.

#### 2.4.4. Interférences entre doublets

L'implantation de plusieurs doublets dans un même réservoir géothermique et l'examen de leurs influences réciproques ne relève pas exactement de l'étude des caractéristiques physiques de l'aquifère et des roches encaissantes. Cependant, les conséquences d'une installation multiple sur les conditions d'exploitation de la ressource sont telles qu'elles doivent être mentionnées.

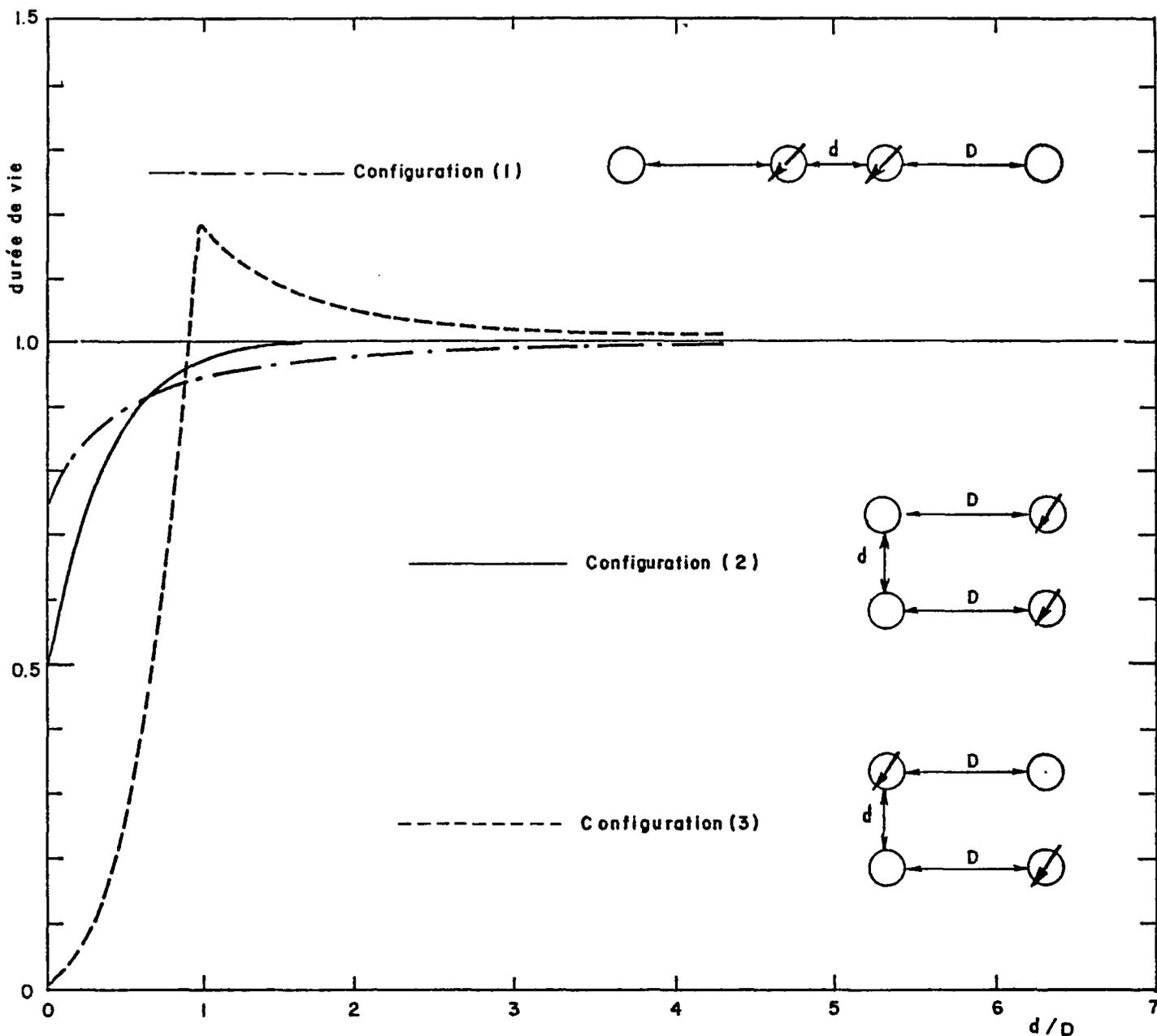
On pourrait penser a priori que le voisinage de plusieurs doublets exploitant simultanément l'énergie d'un même aquifère serait nécessairement néfaste et diminuerait la durée de vie de chacun d'entre eux pris séparément. En fait, en appliquant les méthodes de M. MUSKAT (/15/), A.C. GRINGARTEN (/10/) a montré que, par un choix judicieux de la position relative des puits d'injection et de prélèvement des doublets voisins, il était possible de retarder le recyclage de l'eau froide par rapport à celui de chaque doublet pris isolément.

La méthode de calcul consiste à prendre l'expression du potentiel complexe de l'écoulement, et à intégrer le temps de parcours sur la ligne de courant la plus rapide (MUSKAT, /15/, § 9.27 et suivants : the calculation of flooding efficiencies).

##### - Cas de deux doublets identiques

Les implantations types consistent (fig. 17) :

- . configuration(1): à aligner les quatre puits
- . configuration(2): à placer les puits au sommet d'un rectangle de façon à ce que les doublets se déduisent l'un de l'autre par translation (les puits de même type sont voisins)
- . configuration(3): à placer les puits au sommet d'un rectangle, les puits de même type étant situés en quinconce.



**FIGURE 17** (d'après GRINGARTEN)  
DUREE DE VIE DE DEUX DOUBLETS VOISINS

Le rapport de la durée de vie des doublets ainsi implantés, comparée à celle du doublet unique, est donné en fonction du rapport  $d/D$  par la figure 17 ( $d$  espacement des deux systèmes et  $D$  écartement des puits d'un doublet).

Les dispositions (1) et (2) sont toujours plus désavantageuses que le cas du doublet unique (rapport de durées de vie toujours inférieur à l'unité).

La disposition (3) prolonge la durée de vie des doublets pourvu que  $d \geq 0.9D$ . L'optimum est obtenu pour une implantation en carré :  $d = D$ , avec une amélioration proche de 20%.

#### - Cas d'un grand nombre de doublets régulièrement espacés

Les doublets équidistants sont alignés sur des droites parallèles, elles-mêmes équidistantes les unes des autres.

Deux implantations types ont été étudiées (fig. 18) :

- (4) les puits de même type sont voisins (rectangles avec limites à flux nul)
- (5) les puits de même type sont placés en quinconce (rectangle avec limites à niveau constant).

De même que dans le cas de quatre puits, on constate que la disposition (5) en quinconce permet d'étendre la durée de vie des doublets (fig. 18) dès que  $d \geq 0.9 D$ .

LA PROLONGATION DE CETTE DUREE DE VIE EST DE 50% DANS LA CONFIGURATION CLASSIQUE DU FIVE SPOT ( $d = D$ ).

### 2.5. Nécessité de traitements numériques

A notre connaissance, les seules solutions analytiques permettant de calculer le comportement thermique d'un aquifère sous l'action combinée de la convection et de la conduction thermique horizontale ont été dérivées dans le cas des écoulements uniformes ou radiaux. En ce qui concerne le doublet, il est donc nécessaire de faire appel à des méthodes d'intégration numérique par voie discrète : différences finies ou éléments finis.

Ces méthodes permettent également de prendre en compte des phénomènes complémentaires tels que variation de la perméabilité avec la température et ségrégation par densité. Elles deviennent indispensables dans l'étude d'un site précis pour lequel les limites géométriques et les hétérogénéités du réservoir sont connues et doivent être prises en compte.

CONFIGURATION (4)

CONFIGURATION (5)

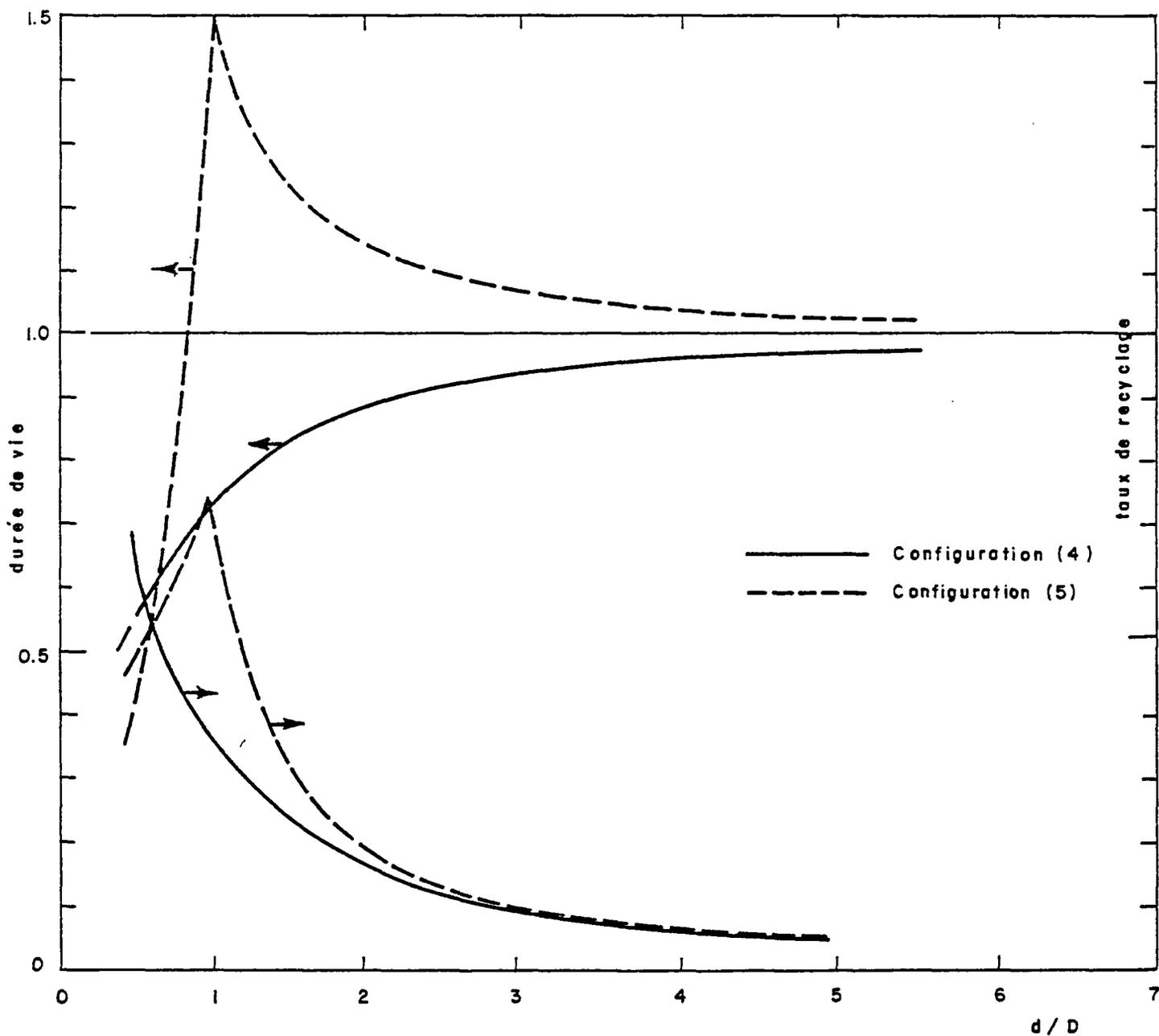
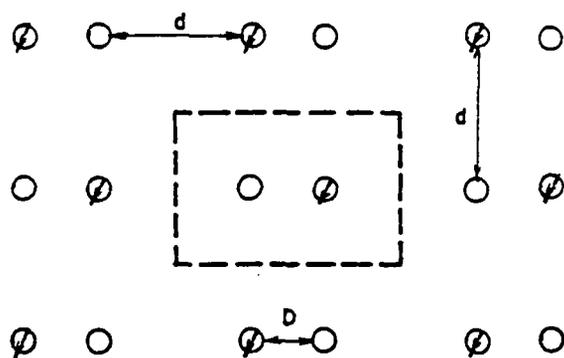
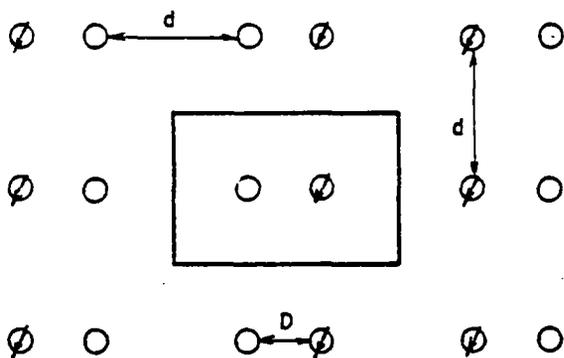


FIGURE 18 (d'après GRINGARTEN)

DUREE DE VIE D'UN GRAND NOMBRE DE DOUBLETS REGULIEREMENT IMPLANTES

### 3. DESCRIPTION DES OUTILS DE SIMULATION

#### 3.1. Matériel

Le centre de calcul du BRGM dispose :

- d'un ordinateur IBM 370/135, 320 K (système DOS.VS) avec les dispositifs annexes :  
4 dérouleurs de bandes, 2 imprimeurs de bandes, 2 imprimantes, 6 unités de disques, un lecteur de cartes, un perforateur, un traceur de courbes BENSON, 11 perfo-vérificatrices ;
- d'un terminal lourd connecté au centre de calcul FRANLAB. L'ordinateur du centre de calcul FRANLAB est un CONTROL DATA 7600. C'est actuellement l'un des modèles d'ordinateur les plus puissants du monde. Le 7600 dispose d'une mémoire centrale à 2 niveaux :
  - . SCM (small core memory) où résident les instructions exécutables du programme,
  - . LCM (large core memory) destinée à recevoir la plus grande partie des mémoires de travail.

Il dispose également d'un disque très rapide de grande capacité.

Ressources disponibles pour un utilisateur :

(145000)<sub>8</sub> mots de 60 bits en SCM

(366000)<sub>8</sub> mots de 60 bits en LCM

Les communications avec l'extérieur sont assurées par une machine frontale (station CYBER 72) à laquelle sont connectés :

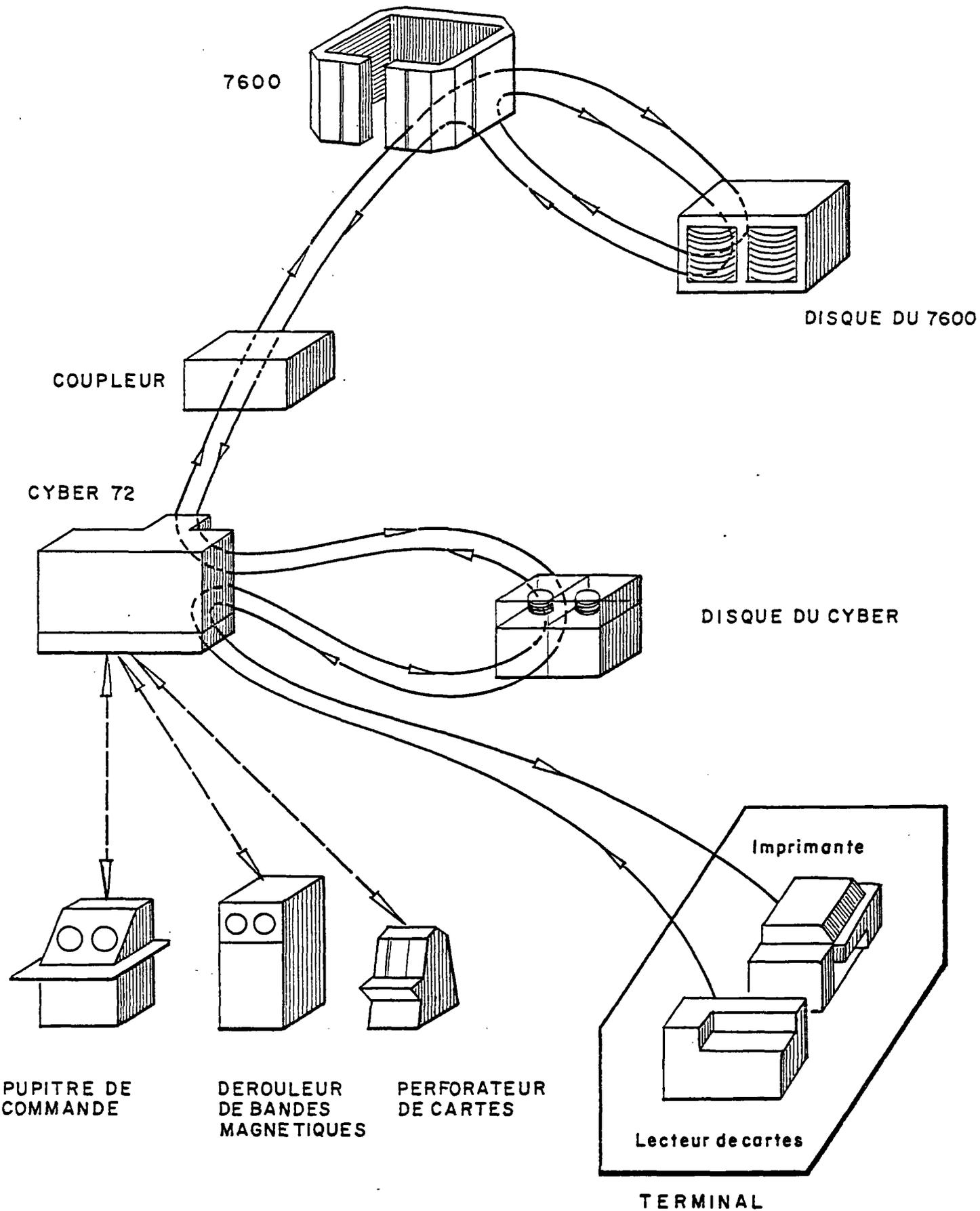
- . pupitre de contrôle de l'installation avec écrans cathodiques
- . disques
- . lecteurs de cartes
- . lecteurs de bandes magnétiques (7 et 9 pistes)
- . perforateur de cartes
- . terminaux.

Le terminal est composé d'une console, d'un lecteur de cartes et d'une imprimante.

En outre, certains algorithmes ont été testés sur une calculatrice HP 97 programmable.

FIGURE 19

CHEMINEMENT DE L'INFORMATION



### 3.2. Logiciel

Les principaux programmes utilisés pour mener à bien la présente étude sont :

- d'une part, des programmes généraux de complexité croissante, mis au point pour l'étude de transferts thermiques dans le sous-sol et adaptés aux besoins de cette étude : METERNIQ, EDITH et CCC ;
- d'autre part, des programmes spécifiques au doublet géothermique et mis au point soit pour assurer l'exploitation optimale des programmes généraux : programme TFDEP qui sert à tester l'efficacité des différentes discrétisations possibles des épontes, soit pour calculer l'influence sur le doublet de phénomènes physiques particuliers, tels que variations de la viscosité (programme EVE) ou la ségrégation par densité (programme EDEN).

Le programme général METERNIQ permet de simuler le comportement d'un doublet par des méthodes analytiques dans les hypothèses limitatives qui président à l'établissement des solutions du paragraphe 2.4 (milieux homogènes, conductions thermiques horizontales négligeables, régime hydraulique permanent, température initiale uniforme). Ce programme a été conçu pour effectuer les calculs de transferts de chaleur dans le cas d'un nombre de puits quelconque, avec échanges avec les épontes. En ce qui concerne la présente étude, on a eu recours à METERNIQ pour tester les conséquences de la discrétisation des modèles mettant en oeuvre EDITH et CCC, et notamment de vérifier l'effet de limites à distances finies sur la courbe de recyclage d'un doublet.

Le programme général EDITH utilise une méthode classique de simulation numérique par différences finies après un découpage du domaine d'étude en parallépipède à base carrée, de dimension constante. EDITH permet de prendre en compte la conduction horizontale dans l'aquifère et verticale dans les épontes (dans sa conception générale, il permet de prendre en compte des limites hydrauliques et des limites thermiques de forme quelconque, ainsi que les hétérogénéités du milieu).

Le programme général CCC permet un calcul plus précis (dispersion numérique plus faible) grâce à un maillage plus approprié : discrétisation en éléments de forme quelconque par utilisation d'une méthode aux différences finies intégrées. D'autre part, le régime hydraulique peut être transitoire, et le programme prend théoriquement en compte les équations d'état simultanément avec les équations des transferts de pression (hydrodynamique) et les transferts de chaleur.

### 3.3. Description du programme METERNIQ

#### 3.3.1. Généralités

Le programme METERNIQ (Modèle pour l'Évaluation des Températures à la suite de Réinjections dans une Nappe avec une Implantation Quelconque des puits) est le second d'une série de programmes permettant la simulation des transferts thermiques dans un système aquifère.

Le premier programme de cette série, CADOU DAL (rapport BRGM 74 SGN 336 GTH), permettait de calculer l'évolution des températures dans un aquifère homogène, isotrope, d'épaisseur constante et d'extension infinie, en écoulement naturel uniforme, dans le cas d'un doublet hydrothermique isolé.

Le programme METERNIQ permet de résoudre le même problème dans le cas d'un nombre quelconque de puits de soutirage et d'injection, l'implantation des différents puits pouvant être quelconque et les températures d'injection différentes. L'application de la théorie des images permet de simuler l'effet de limites rectilignes à distance finie par la prise en compte de puits fictifs d'implantation symétrique à celle des puits réels par rapport à ces limites.

Ces programmes ont en commun un certain nombre d'hypothèses simplificatrices qui permettent de résoudre séparément les équations hydrodynamiques et d'échanges thermiques. Les premières sont d'abord traitées à l'aide de la théorie des écoulements à potentiels induits, ce qui permet de déterminer les différentes lignes de courant ; les dernières, qui prennent en compte l'influence des épontes, sont ensuite résolues par voie analytique dans chaque tube de courant. Les températures aux puits de production sont calculées à partir des températures dans les différents tubes de courant ayant atteint ces puits à l'instant considéré.

#### 3.2.2. Conditions de validité

- a) Dans la couche aquifère, le transfert de chaleur se fait uniquement par convection ; les autres types de transfert (conductivité, dispersion cinématique et diffusion moléculaire) sont considérés comme négligeables devant la convection.
- b) Les températures de l'eau et de la roche aquifère s'équilibrent instantanément (hypothèse généralement justifiée en milieu poreux).

- c) Le régime hydraulique permanent est atteint de façon quasi-instantanée et n'est pas influencé par l'évolution des températures de l'aquifère.
- d) L'aquifère est homogène et isotrope dans le plan horizontal.
- e) Au sein de l'aquifère, les charges et les températures sont supposées homogénéisées sur chaque verticale (conductivité thermique verticale infinie dans l'aquifère, ou plutôt aquifère de faible épaisseur par rapport à l'espacement des puits du doublet).
- f) Le transfert de chaleur dans les épontes supposées imperméables, infinies et initialement isothermes, s'effectue uniquement par conduction verticale.
- g) Les épontes sont supposées infinies et homogènes.
- h) Initialement, la couche aquifère et les épontes sont à la même température.

### 3.3.3. Méthode de simulation

Les équations exposées ici ne concernent que le cas du doublet isolé. En effet, les équations dans le cas général sont plus complexes, alors que les applications dans le cadre de la présente étude ne concernent que la simulation du doublet.

METERNIQ calcule le potentiel hydraulique induit par les puits de pompage et de réinjection. Il en déduit et trace les lignes de courant (fonction  $\psi$  constante) puis calcule l'emprise en plan horizontal de ces lignes de courant, d'où est déduite la valeur de  $dS_D/d\psi$ , c'est-à-dire la surface en plan horizontal d'un tube de courant rapportée à une variation élémentaire de fonction de courant.

Il est donc à même d'évaluer la température de l'eau parvenant au puits d'exploitation par chaque tube de courant (cf. § 2.4.3.) :

$$(29) \quad \frac{T_\psi - T_0}{T_i - T_0} = \operatorname{Erfc} \left( \frac{(\rho F C_F)^2}{k_E \rho_E C_E} \left( \frac{\Delta\psi}{\Delta S} \right)^2 \left( t - \frac{\rho_A C_A}{\rho F C_F} \frac{h \Delta S}{\Delta\psi} \right) \right)^{-1/2}$$

et, par application de la loi de composition des différents tubes, de calculer la température résultant du mélange de leurs fluides :

$$(30) \quad \frac{T - T_0}{T_i - T_0} = \int_{\psi_{\min}(t)}^{\psi_{\max}(t)} \operatorname{Erfc} \left\{ \frac{dS}{d\psi} \left[ \frac{(\rho F C_F)^2}{k_E \rho_E C_E} \left( t - \frac{\rho_A C_A}{\rho F C_F} h \frac{dS}{d\psi} \right) \right]^{-1/2} \right\} d\psi$$

#### 3.3.4. Résultats fournis par METERNIQ

L'utilisateur ayant défini l'implantation et les débits (stationnaires) de chaque puits, les températures d'injection et les caractéristiques physiques de l'aquifère, le programme calcule :

- les lignes de courant,
- les positions des fronts thermiques aux dates spécifiées,
- l'évolution des températures aux puits de production.

La présentation de ces différents résultats est effectuée sous forme graphique, à l'aide d'une table traçante. Les températures à chaque puits de production sont également imprimées sur le listing.

Les figures 20 et 21 donnent un exemple des fronts successifs et des évolutions de températures calculées par METERNIQ dans un cas réel.

#### 3.3.5. Description des données

Les données nécessaires à l'utilisation du programme METERNIQ sont les suivantes :

- épaisseur utile et porosité de l'aquifère,
- direction et magnitude de l'écoulement naturel,
- capacité calorifique de la roche dans l'aquifère et les épontes,
- conductivité thermique des épontes,
- température initiale de la nappe,
- implantation, rayon et conditions d'exploitation de chaque puits (débit et température d'injection).

La valeur de la conductivité thermique des épontes détermine l'importance des fuites thermiques à travers ces épontes, et, par suite, l'importance dans l'aquifère de la zone de transition entre l'eau à la température initiale et l'eau à la température d'injection. Cependant, pour simplifier la présentation graphique des résultats, les fronts thermiques sont calculés et tracés par METERNIQ en prenant pour hypothèse que la conductivité thermique des épontes est nulle, de façon à obtenir un front abrupt entre l'eau en place et l'eau injectée. Par contre, les températures aux différents puits de production sont évidemment calculées en tenant compte de la valeur de conductivité thermique des épontes introduite par l'utilisateur.

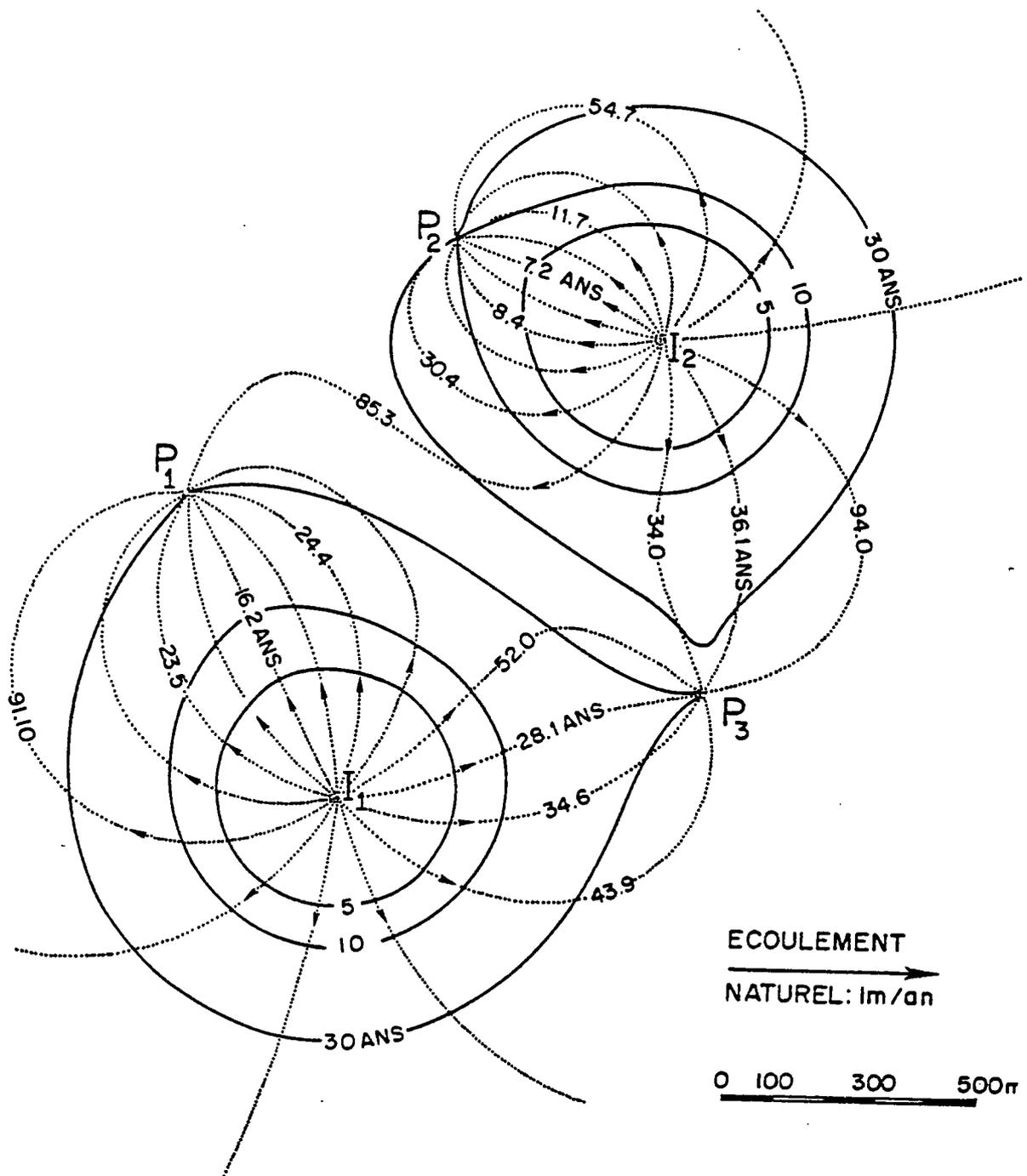


FIGURE 20

EXEMPLE D'EXPLOITATION DU PROGRAMME METERNIQ - TRACE DES FRONTS THERMIQUES  
(d'après GRINGARTEN et SAUTY /8/)

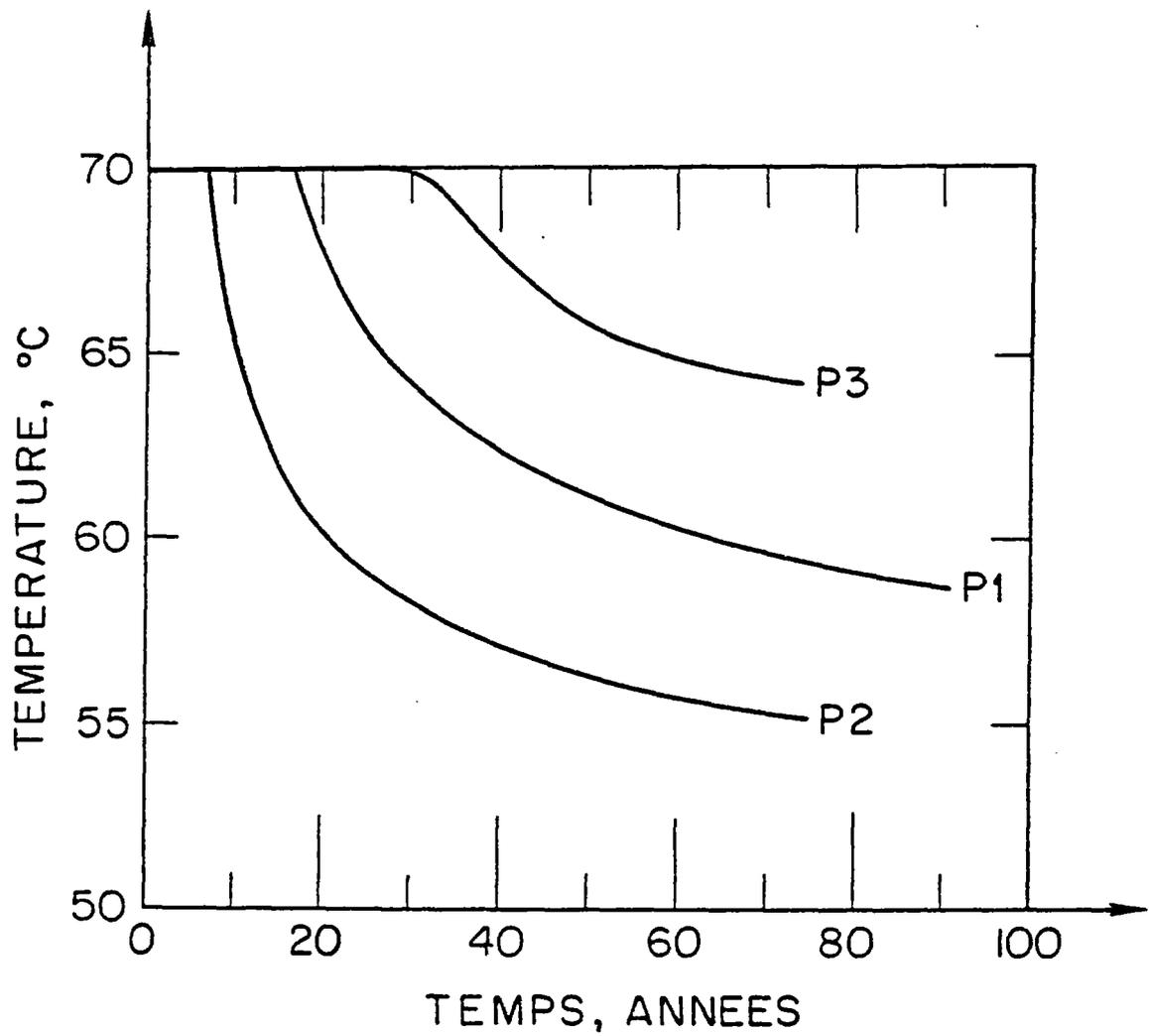


FIGURE 21

EXEMPLE D'EXPLOITATION DU PROGRAMME METERNIQ - TRACE DES FRONTS THERMIQUES  
(d'après GRINGARTEN et SAUTY /8/)

### 3.4. Description du programme EDITH

#### 3.4.1. Champ d'application du programme EDITH

##### Possibilités du programme

Le programme EDITH (Entière Discrétisation des Influences Thermiques) simule les transferts de chaleur dans un système géologique multicouche dont une des couches est aquifère. Les écoulements y sont obligatoirement de type captif (transmissivité indépendante des charges).

Dans l'aquifère, les échanges se font par conduction (échange d'énergie par vibration des molécules) horizontale et par convection (transfert de la chaleur entraînée par l'eau en mouvement). Dans les épontes multicouches, les échanges thermiques sont uniquement dûs à la conduction verticale.

Les limites horizontales de l'aquifère peuvent être isothermes ou adiabatiques ; les limites horizontales des épontes sont obligatoirement adiabatiques puisque la conduction horizontale n'y est pas prise en compte.

Les limites supérieures et inférieures sont (indépendamment) à flux ou à température constants.

Dans la couche aquifère, la zone soumise à écoulement peut ne constituer qu'une partie de la zone soumise aux échanges thermiques (les limites hydrauliques de cette couche peuvent être incluses dans les limites thermiques). Mis à part un coefficient d'anisotropie, toutes les données hydrauliques et thermiques peuvent être changées à tout moment en cours de simulation.

On peut également utiliser ce programme pour étudier les transferts de chaleur dans une coupe verticale, ou dans un système axisymétrique (étude d'un réservoir cylindrique, par exemple). Dans le cas d'une utilisation en coupe verticale, on a introduit la possibilité de prise en compte d'un éventuel coefficient d'anisotropie.

#### 3.4.2. Données et résultats

L'utilisateur doit fournir au programme toutes les données définissant la géométrie du système, ses paramètres hydrauliques et thermiques, et les conditions aux limites, ainsi que certains paramètres concernant la méthode de résolution.

Les principales données sont : les perméabilités, les cotes du substratum et du toit, les débits (y compris le code 9999 sur les limites hydrauliques), les charges initiales, les conductivités thermiques, les capacités calorifiques (y compris le code 9999 sur les limites thermiques), les températures initiales, les températures d'injection (le détail d'utilisation du programme est explicité en annexe I).

En retour, le programme imprime ou trace :

- la carte piézométrique et les débits correspondants à chaque simulation hydraulique,
- les cartes de température aux dates indiquées,
- les historiques de température pour certaines mailles,
- ainsi, bien entendu, que toutes les données qui lui ont été fournies si l'utilisateur le désire.

### 3.4.3. Equations

#### 3.4.3.1. Equations générales

La dynamique du système est régie par les deux équations couplées :

$$(31) \quad \text{div } \overline{K} \overrightarrow{\text{grad}} H + q' = S \frac{\delta H}{\delta t}$$

$$(32) \quad \text{div} (\overline{\lambda} \overrightarrow{\text{grad}} \theta) - \phi \rho_L C_L \overrightarrow{v}_{\text{eau}} \overrightarrow{\text{grad}} \theta = \rho_A C_A \frac{\delta \theta}{\delta t}$$

avec les notations suivantes :

$K(x,y,z,\theta)$  : tenseur de perméabilité en m/s

$H(x,y,z,t)$  : potentiel hydraulique en mètres d'eau

$q'(x,y,z,t)$  : débit (en  $\text{m}^3/\text{s}/\text{m}^3$ ) par élément de volume

$S(x,y,z)$  : coefficient d'emménagement

et les variables indépendantes :

$x,y,z,$  : coordonnées spatiales (en m)

$t$  : temps (en secondes)

$\overline{\lambda}(x,y,z)$  : tenseur de conductivité thermique (en  $\text{cal}/\text{m}/\text{d}^\circ/\text{s}$ )

$\theta(x,y,z,t)$  : température (en  $^\circ\text{C}$ )

$\phi(x,y,z)$  : porosité (porosité totale et efficace sont assimilées à cette valeur  $\phi$ )

$\rho_L C_L$  : capacité calorifique du liquide (eau) (en  $\text{cal}/\text{m}^3/\text{d}^\circ$ )

$\rho_A C_A$  : capacité calorifique de l'aquifère (en  $\text{cal}/\text{m}^3/\text{d}^\circ$ )  $\rho_A C_A = \phi \rho_L C_L + (1-\phi) \rho_R C_R$

$\overrightarrow{v}_{\text{eau}}$  : vitesse de l'eau :  $\overrightarrow{v}_{\text{eau}} = \overline{K} \overrightarrow{\text{grad}} H / \phi$

La première équation régit les mouvements de l'eau, la seconde les transferts thermiques. Ces deux équations sont couplées et doivent, dans le cas général, être résolues simultanément. En effet, :

- le paramètre  $\bar{K}$  de (31) dépend de  $\theta$  résultant de (32)
- le paramètre  $\vec{v}_{\text{eau}}$  de (32) dépend de  $H$  résultant de (31).

### 3.4.3.2. Equations simplifiées

On adopte les hypothèses simplificatrices suivantes :

- la perméabilité varie peu avec la température ;
- le régime hydraulique est rapidement stabilisé ; on peut l'assimiler à un régime permanent ;
- on ne considère que les composantes horizontales des vitesses (hypothèse de DUPUIT) ; on peut donc utiliser les transmissivités et les débits  $Q(x,y)$  globaux sur une verticale ;
- on ne tient pas compte, dans les épontes, de la conductivité horizontale.

L'équation (31) devient alors :

$$(33) \quad Q(x,y) = \frac{\delta}{\delta x} T(x,y) \frac{\delta H(x,y)}{\delta x} + \frac{\delta}{\delta y} T(x,y) \frac{\delta H(x,y)}{\delta y}$$

avec :  $T(x,y)$  : transmissivité  $\Delta z \cdot K(x,y)$  (en  $m^2/s$ )

$Q(x,y)$  : débit par élément de surface dans le plan horizontal ( $m^3/s/m^2$ )

$$Q(x,y) = \Delta z \cdot \bar{Q}_z(x,y,z)$$

En ce qui concerne les transferts thermiques :

- la conductivité théorique du milieu est supposée isotrope ; la conductivité est alors un scalaire :  $\bar{\lambda}(x,y,z) = \lambda(x,y,z)$
- on pose les changements de variables suivants :

$$D(x,y,z) = \frac{\lambda(x,y,z)}{\rho_A C_A} ; \text{ diffusivité thermique (en } m^2/s)$$

$$\vec{v}_{th}(x,y,z) = \phi \rho_L C_L \frac{\vec{v}_{\text{eau}}(x,y,z)}{\rho_A C_A} = \frac{\rho_L C_L}{\rho_A C_A} K \vec{\text{grad}} H$$

$\vec{v}_{th}$  est la vitesse de propagation du front thermique (en  $m/s$ ), et

$\vec{v}_{\text{eau}}$  la vitesse moyenne de pore =  $\frac{\text{vitesse de DARCY}}{\phi}$

L'équation (32) devient alors :

$$(34) \quad \frac{\delta \theta}{\delta t} = \text{div} (D \vec{\text{grad}} \theta) - \vec{v}_{th} \vec{\text{grad}} \theta$$

Dans l'aquifère, (34) devient :

$$(34') \quad \frac{\delta \theta}{\delta t} = D \Delta \theta - v_x \frac{\delta \theta}{\delta x} - v_y \frac{\delta \theta}{\delta y}$$

avec  $\Delta = \text{div} \vec{\text{grad}}$  (opérateur laplacien)

Dans les épontes, (34) devient :

$$(34'') \quad \frac{\delta \theta}{\delta t} = D(x,y,z) \frac{\delta \theta^2}{\delta z^2}$$

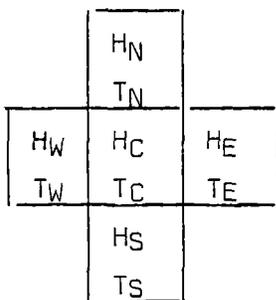
Les équations (33), (34') et (34'') sont les équations résolues par le programme EDITH.

#### 3.4.4. Discrétisation

Les équations (33), (34') et (34'') sont résolues par une méthode aux différences finies.

##### 3.4.4.1. Calcul hydraulique

La couche aquifère est découpée en n mailles carrées. Les mailles "pourtour" du domaine sont placées au mieux pour suivre la géométrie des limites. Pour chacune des mailles intérieures, on discrétise l'équation (33), ce qui revient à faire le bilan hydraulique de chaque maille.



$$Q_C = \tau_W(H_W - H_C) + \tau_E(H_E - H_C) + \tau_N(H_N - H_C) + \tau_S(H_S - H_C)$$

$$\text{avec } \tau_i = \frac{2 T_i T_C}{T_i + T_C}$$

Cette discrétisation, complétée par l'introduction des conditions aux limites, conduit à un système linéaire de  $n$  équations à  $n$  inconnues que l'on résout par une méthode itérative.

$$H_C = \frac{\tau_W^H W + \tau_E^H E + \tau_N^H N + \tau_S^H S - Q_C}{\tau_n + \tau_E + \tau_N + \tau_S}$$

Remarque : Les limites hydrauliques sont indépendantes des limites thermiques.

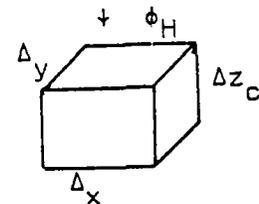
### 3.4.4.2. Calcul thermique

a) Echanges thermiques verticaux : calories entrant par le haut

Cas d'une maille dans la couche supérieure (couche n° 1)

Si l'on impose un flux  $\phi_H$  en surface, la quantité de calories entrant par le haut est :

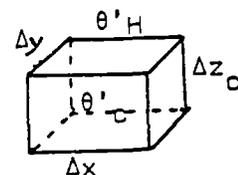
$$\boxed{\phi_H \Delta_x \Delta_y \Delta t}$$



Si l'on impose une température  $\theta'_H$  en surface, on distingue deux cas :

- Si la couche supérieure est aquifère, le programme considère que l'on a un flux nul en surface, car on a supposé une conductivité verticale infinie dans l'aquifère, ce qui est incompatible avec une température imposée en surface. La quantité de calories entrant est alors nulle. Si l'on désire faire intervenir des fuites thermiques vers le sol, à partir d'une nappe superficielle, on introduira entre le sol et la couche aquifère une couche intermédiaire qui aura les caractéristiques thermiques de la zone non saturée.
- Si la couche supérieure n'est pas aquifère, la quantité de calories entrant par le haut est :

$$\boxed{\Lambda_H (\theta'_H - \theta'_C) \Delta_x \Delta_y \Delta t}$$



avec  $\Lambda_H = \frac{2\lambda_c}{\Delta z_c}$

En effet, la température  $\theta'_H$  du sol est imposée sur la paroi supérieure de la maille  $c$ , dont à la distance  $\Delta z_c/2$  du centre de la maille.

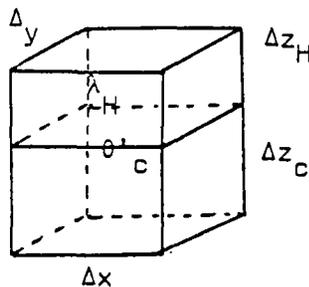
Cas d'une maille dans une couche différente de la couche supérieure

La quantité de calories entrant est alors :

$$\Lambda_H(\theta'_H - \theta'_C) \Delta x \Delta y \Delta t$$

Si la couche n'est pas aquifère,  $\Lambda_H = \frac{2 \lambda_C \lambda_H}{\lambda_C \Delta z_H + \lambda_H \Delta z_C}$  et si la couche est aquifère,  $\lambda_C = \infty$ .

Donc  $H = \frac{2\lambda_H}{\Delta z_H}$



On peut résumer les échanges thermiques par le haut par la formule :

$$\Lambda_H(\theta'_H - \theta'_C) \Delta x \Delta y \Delta t + \phi_H \Delta x \Delta y \Delta t$$

$\Lambda_H$  et  $\phi_H$  prenant des valeurs nulles suivant les cas afin que la formule ci-dessus coïncide avec celle énoncée plus haut.

b) Echanges thermiques verticaux : calories entrant par le bas

Par analogie avec les échanges par le haut, on obtient la formule :

$$\Lambda_B(\theta'_B - \theta'_C) \Delta x \Delta y \Delta t + \phi_B \Delta x \Delta y \Delta t$$

Il suffit, dans le paragraphe a), de remplacer l'indice H par l'indice B et le mot supérieur par le mot inférieur.

Les échanges verticaux sont donc :

$$\Lambda_H(\theta'_H - \theta'_C) \Delta x \Delta y \Delta t + \phi_H \Delta x \Delta y \Delta t + \Lambda_B(\theta'_B - \theta'_C) \Delta x \Delta y \Delta t + \phi_B \Delta x \Delta y \Delta t$$

c) Echanges thermiques horizontaux : échanges avec l'Ouest

Les échanges horizontaux sont considérés uniquement dans la couche aquifère.

Echanges par conduction (horizontale)

La quantité de calories entrant par le côté ouest est :

$$A_W \frac{\theta'_W - \theta'_C \Delta y \Delta t}{\Delta x}$$

avec :

$$\text{si } \lambda_W \neq 0 \text{ et } \lambda_C \neq 0 : A_W = \frac{2\lambda_W \Delta z_W \lambda_C \Delta z_C}{\lambda_W \Delta z_W + \lambda_C \Delta z_C} (*)$$

$$\text{si } \lambda_W = 0 \text{ ou } \lambda_C = 0 : A_W = 0$$

Echanges par convection

$$\rho_L C_L (\beta_W \theta_W + (1 - \beta_W) \theta_C) (H_W - H_C) \tau_W \Delta t$$

avec :

$$\tau_W = \frac{2T_W T_C}{T_W + T_C}$$

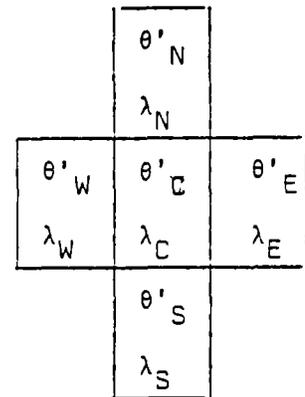
et :

$$\beta_W = \alpha \text{ si } H_W \geq H_C$$

$$\text{sinon : } \beta_W = (1 - \alpha)$$

$\alpha$  est un coefficient de centrage choisi par l'utilisateur.

- .  $\alpha = 0$  : schéma convectif aval ; la température de l'eau transitant entre deux mailles est celle de la maille aval.
- .  $\alpha = 1$  : schéma convectif amont ; la température de l'eau transitant entre les deux mailles est celle de la maille amont.
- .  $\alpha = \frac{1}{2}$  : schéma convectif centré ; la température de l'eau transitant entre les deux mailles est la moyenne arithmétique des températures dans les deux mailles voisines (amont et aval).



(\*) On remarque que  $A_W$  est analogue à une transmissivité équivalente : moyenne harmonique de  $\lambda_W \Delta z_W$  et de  $\lambda_C \Delta z_C$ , produits de conductivités par des épaisseurs.

d) Echanges thermiques horizontaux : échanges avec l'Est

Echanges par conduction

$$A_E \frac{\theta'_E - \theta'_C \Delta y \Delta t}{\Delta x}$$

$$\text{avec } A_E = \frac{2\lambda_E \Delta z_E \lambda_C \Delta z_C}{\lambda_E \Delta z_E + \lambda_C \Delta z_C}$$

Echanges par convection

$$\rho_L C_L (\beta_E \theta_E + (1 - \beta_E) \theta_C) (H_E - H_C) \tau_E \Delta t$$

e) Echanges thermiques horizontaux : échanges avec le Sud

Echanges par conduction

$$A_S \frac{\theta'_S - \theta'_C \Delta x \Delta t}{\Delta y}$$

Echanges par convection

$$\rho_L C_L (\beta_S \theta_S + (1 - \beta_S) \theta_C) (H_S - H_C) \tau_S \Delta t$$

f) Echanges thermiques horizontaux : échanges avec le Nord

Echanges par conduction

$$A_N \frac{\theta'_N - \theta'_C \Delta x \Delta t}{\Delta y}$$

Echanges par convection

$$\rho_L C_L (\beta_N \theta_N + (1 - \beta_N) \theta_C) (H_N - H_C) \tau_N \Delta t$$

### Bilan thermique d'une maille dans l'aquifère

La quantité de calories emmagasinée est :

$$\rho_A C_A (\theta'_c - \theta_c) \Delta x \Delta y \Delta z$$

avec  $\rho_A C_A = \phi \rho_L C_L + (1-\phi) \rho_R C_R$

La quantité de calories prélevée par pompage est :

$$\rho_L C_L \theta'_c Q_{\text{pomp}} \Delta t$$

La quantité de calories fournie par injection est :

$$\rho_L C_L \theta_{\text{inj}} Q_{\text{inj}} \Delta t$$

L'équilibrage du bilan des calories emmagasinées par la maille c ou échangées avec les mailles voisines ou les limites est :

$$\begin{aligned} \rho_A C_A (\theta'_c - \theta_c) \Delta x \Delta y \Delta z &= \rho_L C_L \theta_{\text{inj}} Q_{\text{inj}} \Delta t - \rho_L C_L \theta'_c Q_{\text{pomp}} \Delta t \\ &+ \Lambda_H (\theta'_H - \theta'_c) \Delta x \Delta y \Delta t + \phi_H \Delta x \Delta y \Delta t \\ &+ \Lambda_B (\theta'_B - \theta'_c) \Delta x \Delta y \Delta t + \phi_B \Delta x \Delta y \Delta t \\ &+ A_W (\theta'_W - \theta'_c) \Delta t + \rho_L C_L (\beta_W \theta_W + (1 - \beta_W) \theta_c) (H_W - H_c) \tau_W \Delta t \\ &+ A_E (\theta'_E - \theta'_c) \Delta t + \rho_L C_L (\beta_E \theta_E + (1 - \beta_E) \theta_c) (H_E - H_c) \tau_E \Delta t \\ &+ A_S (\theta'_S - \theta'_c) \Delta t + \rho_L C_L (\beta_S \theta_S + (1 - \beta_S) \theta_c) (H_S - H_c) \tau_S \Delta t \\ &+ A_N (\theta'_N - \theta'_c) \Delta t + \rho_L C_L (\beta_N \theta_N + (1 - \beta_N) \theta_c) (H_N - H_c) \tau_N \Delta t \end{aligned}$$

D'où l'expression du calcul itératif sur  $\theta'_c$  obtenu à partir de cette équation :

(voir page suivante)

Calcul itératif de  $\theta'_C$

$$\theta'_C = \frac{A_N \theta'_W + A_N \theta'_N + A_E \theta'_E + A_S \theta'_S + \lambda_H \Delta x \Delta y \theta'_H + \lambda_B \Delta x \Delta y \theta'_B + \phi_H \Delta x \Delta y \phi_B \Delta x \Delta y + \rho_L C_L \theta_{inj} Q_{inj} + \rho_A C_A \theta_C \frac{\Delta x \Delta y \Delta z}{\Delta t} \dots\dots\dots}{A_W + A_N + A_E + A_S + \lambda_H \Delta x \Delta y + \lambda_B \Delta x \Delta y + \rho_L C_L |Q_{pomp}| + \rho_A C_A \frac{\Delta x \Delta y \Delta z}{\Delta t} + \dots\dots\dots}$$

$$+ \rho_L C_L \left[ \beta_W \theta_W + (1 - \beta_W) \theta_C \right] (H_W - H_C) \zeta_W + \rho_L C_L \left[ \beta_N \theta_N + (1 - \beta_N) \theta_C \right] (H_N - H_C) \zeta_N + \rho_L C_L \left[ \beta_E \theta_E + (1 - \beta_E) \theta_C \right] (H_E - H_C) \zeta_E \dots\dots\dots$$


---


$$+ \rho_L C_L \left[ \beta_S \theta_S + (1 - \beta_S) \theta_C \right] (H_S - H_C) \zeta_S$$


---

.....

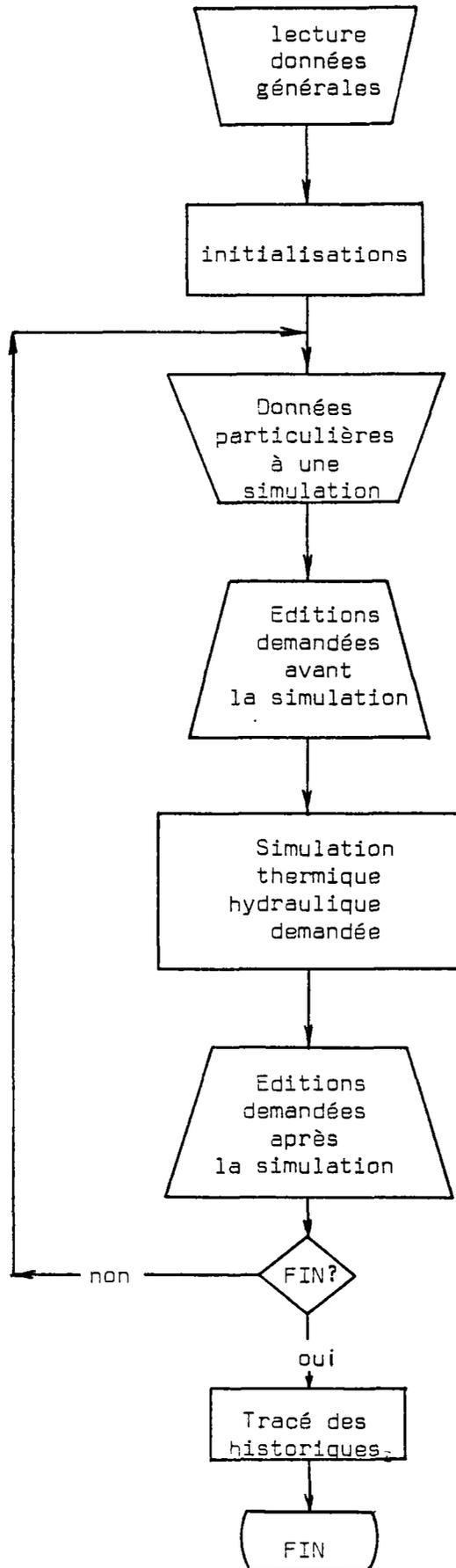
PROGRAMME EDITH  
ENCHAINEMENT DES CALCULS ET LECTURES DE DONNEES

FIGURE 22

### 3.5. Description du programme CCC

Le programme CCC (Conduction - Convection - Conmpaction- a été mis au point à l'Université de Californie.

Initialement, le programme TRUMP de Arthur L. EDWARDS (Lawrence Radiation Laboratory) était destiné à simuler les transferts de chaleur dans les réacteurs nucléaires. Ce programme a été adapté aux transferts de chaleur dans le sous-sol par les chercheurs de l'équipe du professeur Paul A. WITHERSPOON (Université de Californie et Lawrence Berkeley Laboratory). Diverses versions successives ont été réalisées : fluides monophasiques, fluides diphasiques avec changement de phase, pour simuler les réservoirs de propane. La version utilisée dans la présente étude est la plus opérationnelle à la date d'utilisation. Il s'agit du programme CCC (Conduction - Convection - Conmpaction). Il simule notamment les transferts de chaleur dans le sous-sol, couplés avec les transferts de pression dans les couches aquifères. La possibilité de prendre en compte les déformations de la matrice poreuse n'a pas eu lieu d'être utilisée. La description suivante est adaptée de "Numerical model of liquid geothermal systems" by Michael L. SOREY.

Les équations de transferts thermiques et hydrauliques sont traitées par une méthode aux différences finies intégrées (NARASIMHAN, WITHERSPOON /16/).

L'équation correspondant aux transferts thermiques pour un fluide peu compressible (eau) est mise sous forme intégrale :

$$(35) \quad \frac{\delta}{\delta t} \int_V \frac{\rho}{1+e} \left( e_k - \frac{de}{d\sigma'} \right) P dV = \int_S \frac{k_s}{\mu} (\bar{V}P - s\bar{g}) \cdot n dS + \int_V Q dV$$

et l'équation d'énergie (de chaleur) :

$$(36) \quad \frac{\delta}{\delta t} \int_V (\rho c)_M T dV = \int_S K_M \nabla T \cdot \bar{n} dS - \int_S \rho c_F \delta T \bar{V}_d \cdot \bar{n} dS + \int_V q dV$$

avec les notations suivantes :

- t : temps
- $\rho$  : masse volumique du fluide
- e : indice des vides
- $\kappa$  : compressibilité du fluide
- $\sigma'$  : contrainte effective
- P : pression

- $V$  : volume  
 $k$  : perméabilité intrinsèque  
 $\mu$  : viscosité  
 $\frac{g}{n}$  : accélération due à la pesanteur  
 $\vec{n}$  : normale à la surface  $S$  orientée vers l'extérieur  
 $Q$  : débit d'injection  
 $(\rho c)_M$  : capacité thermique volumique du mélange "solide + fluide"  
 $K_M$  : conductivité thermique du mélange "solide + fluide"  
 $c_F$  : capacité thermique massique du fluide  
 $\delta T$  : différence entre la température à l'intérieur du volume et la température à la surface  $dS$   
 $\vec{v}_D$  : vitesse de DARCY  
 $q$  : débit de chaleur

Pour résoudre numériquement ces équations, on discrétise le milieu étudié en un nombre fini d'éléments, chacun avec un volume et des surfaces de contact avec les éléments voisins. On suppose alors que les facteurs concernant le volume sous le signe "intégrale" des termes de gauche dans les équations (35) et (36) ne varie pas à l'intérieur de chaque élément, et que les termes impliqués dans les intégrales de surface varient peu pour chaque surface de contact.

Considérons un élément "n" et deux éléments voisins "m<sub>1</sub>" et "m<sub>2</sub>" :

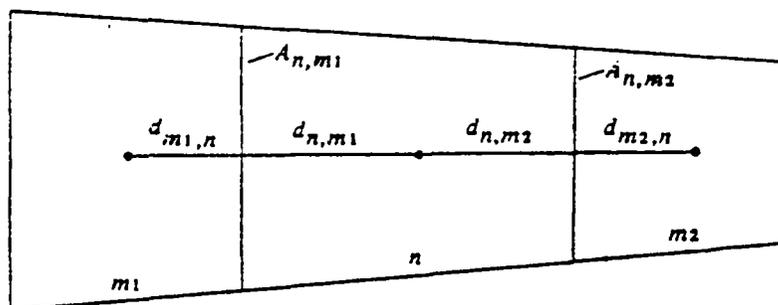


FIGURE 23

L'équation pour les transferts hydrauliques

$$(37) \quad \nabla \cdot \left( -\rho \frac{k}{\mu} \nabla P + \rho^2 \bar{g} \frac{k}{\mu} \right) = C \frac{\delta P}{\delta t}$$

peut s'écrire, en supprimant les termes concernant le compactage :

$$(38) \quad C_n \text{Vol}_n \frac{\Delta P_n}{\Delta t} = \sum_m \left( \left( -\frac{\rho k A}{\mu} \right)_{n,m} \frac{(P_m - P_n)}{D_{m,n}} + \left( \frac{\rho^2 k A n g}{\mu} \right)_{n,m} \right)$$

$\eta_{n,m}$  : cosinus de l'angle de la normale orientée de "n" vers "m" avec le vecteur d'accélération due à la pesanteur  $\bar{g}$ .

$\left( \frac{k}{\mu} \right)_{n,m}$  est la moyenne harmonique :

$$\left( \frac{k}{\mu} \right)_{n,m} = \frac{D_{n,m} \left( \frac{k}{\mu} \right)_n \left( \frac{k}{\mu} \right)_m}{\left( \frac{k}{\mu} \right)_n d_{m,n} + \left( \frac{k}{\mu} \right)_m d_{n,m}}$$

avec  $D_{n,m} = d_{m,n} + d_{n,m}$

$$(39) \quad \rho_{n,m} = \frac{d_{m,n} \rho_n + d_{n,m} \rho_m}{D_{n,m}}$$

On peut écrire l'équation (38) :

$$(40) \quad C_n \text{Vol}_n \frac{\Delta P_n}{\Delta t} = \sum_m \psi_{n,m} (P_m - P_n) + \omega_{n,m}$$

$$\text{avec } \psi_{n,m} = \left( -\rho_{n,m} \left( \frac{k}{\mu} \right)_{n,m} \frac{A_{n,m}}{D_{n,m}} \right)$$

$$\text{et } \omega_{n,m} = \left( \rho_{n,m}^2 \left( \frac{k}{\mu} \right)_{n,m} A_{n,m} \eta_{n,m} g \right)$$

Pour résoudre cette équation implicitement on décompose l'équation (40) en une partie implicite et une partie explicite :

$$(41) \quad C_n \text{Vol}_n \frac{\Delta P_n}{\Delta t} = \sum_m \left\{ \left( \psi_{n,m} (P_m - P_n) + \omega_{n,m} \right) + \theta \left( \psi_{n,m} (\Delta P_m - \Delta P_n) \right) \right\}$$

avec P : pression au temps t

$\Delta P$  : variation de pression durant le pas de temps  $\Delta t$

$\theta$  : facteur de pondération implicite-explicite : 1 = implicite ;

1/2 = CRANK-NICHOLSON ; 0 = explicite.

Pour résoudre l'équation concernant l'hydraulique, la valeur de  $\theta$  est prise égale à 1. La partie explicite de l'équation (41) est d'abord calculée, puis la partie implicite est résolue par itérations.

L'équation pour les transferts thermiques

$$(42) \quad \overline{\rho c} \frac{\delta T}{\delta t} = \nabla \cdot K_m \nabla T - \rho \bar{v}_D c \cdot \nabla T$$

peut s'écrire sous la forme :

$$(43) \quad \overline{\rho c} \frac{\delta T}{\delta t} = \nabla \cdot K_m \nabla T - \nabla \cdot \rho \bar{v}_D c T + T \nabla \cdot \rho \bar{v}_D c$$

qui, sous la forme "différences finies", s'écrit après intégration :

$$(\text{Vol } \overline{\rho c})_n \frac{\Delta T_n}{\Delta t} = \sum_n \left\{ (KA)_{n,m} \frac{(T_m - T_n)}{D_{n,m}} + (\rho v_D c A)_{n,m} (T_{n,m} - T_n) \right\}$$

La vitesse est positive dans la maille n.  $K_{n,m}$  est la moyenne harmonique des conductivités  $K_n$  et  $K_m$ .

En séparant les parties implicite et explicite :

$$(44) \quad (\text{Vol } \overline{\rho c})_n \frac{\Delta T_n}{\Delta t} = \sum_m \left\{ \left( (KA)_{n,m} \frac{(T_m - T_n)}{D_{n,m}} + (\rho v_D c A)_{n,m} (T_{n,m} - T_n) \right) \right. \\ \left. + \theta \left( (KA)_{n,m} \frac{(\Delta T_m - \Delta T_n)}{D_{n,m}} + (\rho v_D c A)_{n,m} \Delta T_{n,m} \right) \right\}$$

Les propriétés du fluide et du milieu poreux, qui dépendent de la température, sont évaluées à des temps intermédiaires entre  $t$  et  $t + \Delta t$ . La valeur de  $\theta$  utilisée dans la résolution de l'équation d'énergie est ajustée entre 0,57 et 1 de façon à minimiser l'importance des oscillations dans la solution.

La température à la surface de contact entre deux éléments pourrait être estimée par l'interpolation linéaire :

$$(45) \quad T_{n,m} = \frac{d_{m,n} T_n + d_{n,m} T_m}{D_{n,m}}$$

Toutefois, on peut démontrer, et cela se vérifie dans la pratique, que la variation de température, quand il y a convection, n'est pas linéaire et que la température à l'interface est pondérée en faveur de l'élément en amont. Numériquement, on constate également que des instabilités apparaissent si l'on n'utilise pas cette pondération. L'équation (45) doit donc être écrite en utilisant les distances ajustées  $d'_{n,m}$  et  $d'_{m,n}$ .

$$(46) \quad T_{n,m} = \frac{d'_{m,n} T_n + d'_{n,m} T_m}{D_{n,m}}$$

L'équation d'énergie est maintenant :

$$(47) \quad (Vol \overline{\rho c})_n \frac{\Delta T_n}{\Delta t} = \sum_m (\Omega_{n,m}^1 T_m + (\Omega^2 - \rho v_d c A)_{n,m} T_n) \\ + \theta (\Omega_{n,m}^1 \Delta T_m + \Omega_{n,m}^2 \Delta T_n)$$

$$\text{avec } \Omega_{n,m}^1 = \left( \left( \frac{KA}{D} \right)_{n,m} + (\rho v_d c A)_{n,m} \frac{d'_{n,m}}{D_{n,m}} \right)$$

$$\text{et } \Omega_{n,m}^2 = \left( - \left( \frac{KA}{D} \right)_{n,m} + (\rho v_d c A)_{n,m} \frac{d'_{m,n}}{D_{m,n}} \right)$$

L'instabilité évoquée plus haut peut apparaître quand  $\Omega_{n,m}^1$  et  $\Omega_{n,m}^2$  sont de même signe. Pour l'éviter, on pondère la température à l'interface en faveur de la maille amont de la façon suivante : si le terme  $(\rho v_d)_{n,m}$  (qui représente la vitesse du transfert de masse de la maille m à la maille n) est grand et positif, les deux termes  $\Omega_{n,m}^1$  et  $\Omega_{n,m}^2$  peuvent être positifs. Dans ce cas, la pondération  $d'_{m,n}/D_{m,n}$  sur  $T_m$  est réduite jusqu'à ce que  $\Omega_{n,m}^2$  change de signe pour devenir négatif. Si  $(\rho v_d)_{n,m}$  est grand et négatif,  $\Omega_{n,m}^1$  et  $\Omega_{n,m}^2$  seront négatifs, et la pondération  $d'_{n,m}/D_{n,m}$  sur  $T_n$  est réduite jusqu'à ce que  $\Omega_{n,m}^1$  devienne positif. Ce calcul de pondération est interne au programme CCC afin que la stabilité soit toujours assurée.

### Calcul itératif

A chaque pas de temps, l'équation (41) concernant l'hydraulique est résolue en mode implicite ( $\theta = 1$ ). L'équation (47) concernant le thermique est résolue par une méthode implicite-explicite ( $0,57 \leq \theta \leq 1$ ). Dans ce dernier cas, une constante de temps  $\tau_n$  est définie pour chaque maille :

$$(48) \quad \tau_n = \frac{(\text{Vol } \overline{\rho c})_n}{\sum_m \Omega_{n,m}^*}$$

$\Omega_{n,m}^*$  signifie que la somme des termes de conduction  $\Omega_{n,m}$  est faite sur toutes les connexions et que l'on prend en compte, pour les termes de convection, la différence entre les flux entrants et les flux sortants.  $\tau_n$  est le plus grand pas de temps de stabilité qui peut être utilisé pour résoudre explicitement l'équation (47) pour la maille n. Physiquement, c'est approximativement le temps nécessaire pour qu'une maille réagisse de façon significative à l'influence des mailles voisines. Donc, pour chaque pas de temps, l'équation d'énergie (47) est résolue explicitement pour les mailles  $\tau_n < \Delta t$  et implicitement pour les autres.

Le pas de temps utilisé pour résoudre l'équation d'énergie est principalement contrôlé par un paramètre fourni par l'utilisateur, TVARY, qui est la variation maximale de température par pas de temps.

Pour obtenir une précision satisfaisante dans les cas transitoires, TVARY est pris égal à environ 1% de la variation maximale prévue dans le système étudié. Dans les cas permanents, TVARY peut être augmenté pour accélérer la convergence. Le contrôle du pas de temps pour l'hydraulique est exposé dans le paragraphe suivant.

Dans chaque pas de temps, l'ensemble d'équations (47) pour chaque noeud est résolue par une méthode itérative. La convergence est généralement rapide, mais le nombre d'itérations nécessaires dépend du nombre de mailles interconnectées et des constantes de temps, des termes de conduction pour ces connexions et de TVARY utilisé dans le test de convergence. Le programme ajuste  $\Delta t$  pour qu'il y ait environ 40 itérations par pas de temps.

La résolution simultanée des équations hydraulique et thermique se fait numériquement en couplant dans le temps les solutions. On part d'une distribution initiale de températures et de pressions à l'instant  $t_0$  ; on suppose que les températures sont raisonnablement constantes pendant un court intervalle de temps et l'on calcule un nouveau champ de pressions à l'instant  $t_0 + \Delta t/2$  ; on utilise alors ce nouveau champ pour calculer les températures à l'instant  $t_0 + \Delta t$ . Ces températures sont alors utilisées pour calculer les pressions à  $t_0 + 3\Delta t/2$  et ainsi de suite. Cette technique s'illustre de la façon suivante :

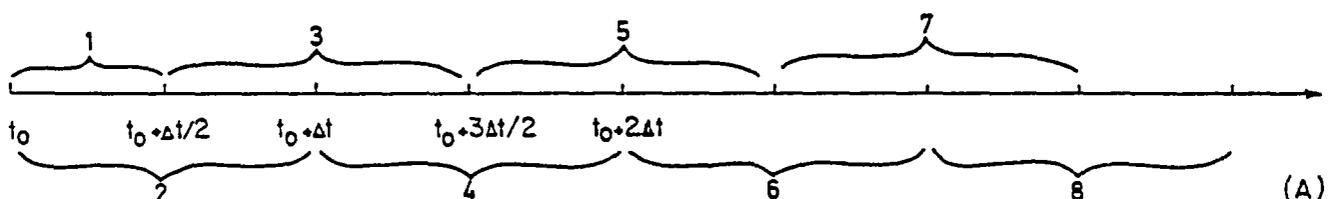


FIGURE 24

En fait, le schéma réellement utilisé est simplifié à cause des grandes différences entre les constantes de temps des deux équations. L'équation hydraulique a des constantes de temps généralement de l'ordre de quelques secondes, alors que pour l'équation thermique ces constantes sont de l'ordre de dizaines de jours. Le calcul hydraulique converge donc rapidement vers un état quasi-permanent après chaque pas de calcul de température. Il ne s'agit pas d'un état vraiment permanent car les températures varient lentement, les pressions évoluent lentement mais de façon continue. Mais on peut calculer l'état quasi-permanent du champ de pression après avoir calculé une nouvelle distribution de température sans s'inquiéter du calcul de  $p$  et  $v_D$  à  $\Delta t/2$ . La difficulté de cette méthode réside dans le fait qu'il faut beaucoup de cycles de calcul hydraulique par cycle de calcul thermique à cause de la différence des constantes de temps (un cycle est un calcul pour un  $\Delta t$  donné, qu'il s'agisse d'un calcul hydraulique ou bien d'un calcul thermique). Pour chaque cycle thermique, environ 10 cycles hydrauliques sont nécessaires pour atteindre l'état quasi-permanent évoqué plus haut. Le pas de temps pour chaque cycle hydraulique est ajusté pour avoir 40 itérations par cycle.

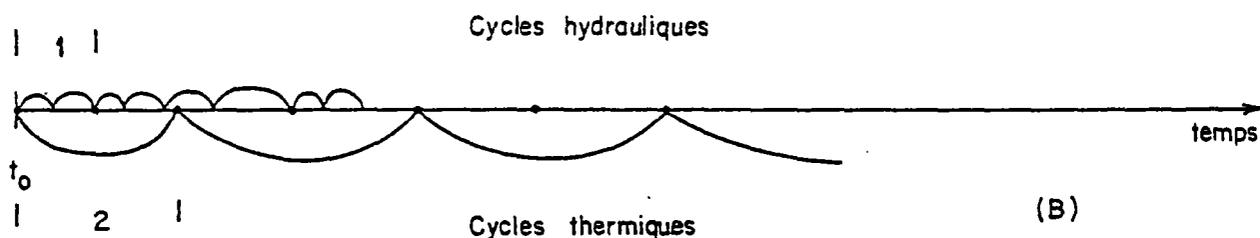


FIGURE 25

Il faut noter que les équations présentées n'incluent pas de terme "source" qui correspondrait, par exemple, à des puits de pompage et d'injection ; dans ce cas, le champ de pression ne s'équilibrerait pas nécessairement pendant chaque cycle thermique et le schéma (A) devrait être observé.

#### Entrées et sorties du programme CCC

Le mode d'emploi détaillé est donné en annexe. Les données sont organisées en sept blocs. Dans le 1er bloc, sont précisés des généralités concernant les entrées-sorties, et des paramètres de contrôle de calcul. Le bloc 2 concerne la matrice poreuse, les matériaux la constituant avec leurs propriétés hydrauliques et thermiques. Le bloc 3 concerne les propriétés hydrodynamiques et thermiques du fluide. Le bloc 4 décrit la configuration géométrique du maillage. Le bloc 5 précise les liaisons entre les mailles. Les conditions initiales sont précisées dans le bloc 9 et éventuellement le bloc 10 quand on veut simuler un régime hydraulique permanent.

#### 3.6. Description des programmes EVE et EDEN

Le programme EVE (Effets de la Viscosité de l'Eau) évalue l'influence des variations de viscosité dues au contraste de température entre l'eau froide injectée et l'eau naturellement chaude en place.

La méthode de calcul est classique dans l'industrie du pétrole (cf. F.F. CRAIG / 3/, J.L. Le BLANC et B.H. CAUDLE /14/, etc.). Elle consiste à étudier l'avancement du front froid séparément dans chaque tube de courant, et à calculer la répartition du débit entre les différents tubes en fonction de leur conductivité hydraulique qui évolue avec la position de l'interface.

La perméabilité du milieu aquifère vis-à-vis de l'eau en place est  $K_0 = \frac{kg}{v_0}$  et  $K_1 = \frac{k}{v_1}$  vis-à-vis de l'eau injectée. Les paramètres de calcul sont :

- d'une part, le rapport  $N = v_0/v_1$
- et d'autre part la discrétisation : nombre de tubes de courant ; nombre de pas de calcul.

Le programme EDEN (Effets de la DENSité) a été conçu pour déterminer l'influence de la ségrégation verticale résultant de la différence de densité entre l'eau chaude initialement en place dans le réservoir et l'eau froide injectée. La méthode d'évaluation de ce phénomène est adaptée de G.H.F. GARDNER, J. DOWNIE et H.A. KENDALL / 6/, qui ont étudié le cas d'un écoulement à vitesse uniforme.

On considère l'évolution progressive de l'inclinaison de l'interface eau froide / eau chaude dans chaque tube de courant.

Celui-ci, initialement vertical au sortir du puits d'injection, s'incline sur une longueur  $x$  (notation de GARDNER et al.), de telle sorte que le pied de cet interface est en avance de  $x/2$  par rapport à la position moyenne ; soit  $\Delta x_D$  en variables réduites :

$$\Delta x_D = \frac{x/2}{D}$$

Or, d'après GARDNER et al., :

$$\Delta x_D = \frac{A}{2} \frac{t_D/t_{D0}}{\sqrt{1 + t_D/t_{D0}}}$$

$$\text{avec } A = \frac{4}{\sqrt{3}} \frac{h}{\rho} \sqrt{\frac{k_H}{k_V}}$$

$$t_{D0} = \frac{4}{\pi} \frac{\rho F C F}{\rho_A C_A} \frac{Q}{D^2} \frac{\phi}{k_V} \frac{1}{\Delta \rho / \rho}$$

De plus, sur la ligne de courant la plus rapide (ligne des puits),  
 $t_D = \frac{1}{2} (1 + x_D (4x_D^2 - 3))$  avec  $x_D = \frac{x}{D}$  qui varie de  $+ 1/2$  à  $- 1/2$ .

La percée se produit dès que le front est en :  $x_D = - 1/2 + \Delta x_D$ , c'est-à-dire dès la date :

$$t_D = \frac{1}{2} \left\{ 1 + (2\Delta x_D - 1) (2\Delta x_D^2 - 2\Delta x_D - 1) \right\}$$

Le programme EDEN a été utilisé pour établir un réseau d'abaques en fonction des paramètres  $A$  et  $t_{D0}$  qui seront présentés au chapitre 5.

## 4. TRAVAIL EFFECTUE

### 4.1. Adaptation des codes numériques

#### 4.1.1. Modification du programme CCC

La version originale du programme CCC s'est avérée inadaptée pour les raisons suivantes :

- Le nombre maximum de mailles et de connexions était fixé à l'intérieur du programme pour pouvoir exploiter les maillages nécessaires aux calculs envisagés ; il aurait fallu modifier des tailles mémoires à chaque utilisation, et en agissant de cette façon, la taille totale disponible pour les informations décrivant le maillage aurait été nettement insuffisante : nombre d'éléments trop faible conduisant à un calcul imprécis.
- Les sorties programmées ne permettaient pas d'observer l'évolution de la température dans plus d'une maille, et la présentation des sorties était peu adaptée à une analyse rapide des résultats obtenus.
- Les entrées ne pouvaient se faire que sur cartes perforées.

Il a donc été nécessaire d'apporter au programme les modifications suivantes :

- Possibilité d'allouer une taille mémoire dans une zone "grande mémoire" et d'adapter le partage de celle-ci à chaque maillage, sans modifier le programme (il s'agit là d'une pseudo-allocation dynamique de mémoire).
- Sorties graphiques (à l'imprimante et/ou sur traceur) de l'évolution dans le temps de n'importe quel paramètre physique pour un nombre quelconque de mailles et/ou de liaisons. Cette dernière modification s'est révélée très utile pour vérifier la justesse des calculs, facilitant la comparaison des solutions fournies par CCC avec des solutions calculées par d'autres programmes utilisant des méthodes différentes.
- Introduction de la possibilité d'entrée - sortie sur support magnétique (bandes ou disques).

On notera qu'aucune modification n'a été apportée à la méthode numérique de calcul exposée au paragraphe 3.5.

#### 4.1.2. Programmations complémentaires

Plusieurs programmes ont été créés pour mettre au point des algorithmes pour tester la validité des calculs, faciliter l'utilisation de CCC, étudier l'effet de la variation de viscosité ou de densité.

- La mise au point d'algorithmes a été faite à l'aide de petits programmes sur la HP 97 ; ils sont cités ici pour mémoire et ont été utilisés dans la mise au point des programmes EVE et TFDEP.
- Le programme TFDEP a servi à tester la propagation de chaleur dans les épontes, dans le programme EDITH et dans le programme CCC.
- Les programmes EVE et EDEN, décrits au paragraphe 3.6, servent à évaluer l'influence des variations de perméabilité (viscosité dynamique) et de la ségrégation verticale par densité résultant des contrastes de température entre l'eau réinjectée et l'eau initialement en place sur le comportement d'un doublet hydrothermique.
- Le programme EPONTES permet de créer un maillage comprenant la discrétisation des épontes, à partir du maillage représentant l'aquifère, purement utilitaire, ce programme ne mérite pas une description détaillée.

#### 4.1.3. Choix des maillages - Contrôle de la dispersion numérique

Etant donné la variation spatiale des écoulements, il n'a pas été possible d'éliminer totalement la dispersion numérique. Ce phénomène parasite, résultant de la discrétisation du terme convectif des équations, est décrit en détail annexe III.

La méthode adoptée a consisté à rendre ce terme aussi faible que possible par le choix des pas de temps et d'espace petits, tout en respectant les contraintes pratiques de réalisation des calculs, et à en contrôler l'ordre de grandeur par vérification des faibles modifications apportées aux résultats théoriques connus dans le cas le plus défavorable : conductivité thermique nulle (nombre de Péclet infini).

Le pas d'espace est imposé par des contraintes d'écoulement, le pas de temps est calculé automatiquement (qu'il s'agisse du programme CCC ou du programme EDITH), pour qu'il soit aussi grand que possible sans créer d'instabilité (en écoulement uniforme, cas limite :  $\Delta t = \Delta x / v_{th}$ ) là où le rapport  $\Delta x / v_{th}$  est le plus contraignant : petite maille ou grande vitesse.

## 4.2. Simulations effectuées

Les simulations ont consisté, dans un premier temps, en une série de calculs destinés à tester les modifications des programmes, puis à réaliser plusieurs essais de maillages jusqu'à obtenir un bon compromis entre nombre et dimension de mailles, choix des pas de temps d'une part, et influence des limites de la dispersion numérique d'autre part.

Dans un second temps, ont été réalisés des calculs systématiques pour l'étude des différents paramètres :

- convection dans l'aquifère,
- conduction dans l'aquifère,
- conduction dans les épontes,
- variation de la viscosité du fluide avec la température,
- variation de la densité du fluide avec la température.

### 4.2.1. Maillages retenus

#### Maillages mis en oeuvre avec le programme CCC

Ces maillages sont basés sur une disposition telle qu'indiquée par les figures 26 et 27 :

- un découpage en grandes mailles carrées sur le pourtour,
- une zone intermédiaire de mailles moyennes, également carrées, mais de surface quatre fois moindre,
- un maillage curviligne au voisinage des deux puits, tel que défini par NARASIMHAM et WITHERSPOON /16/.

Les maillages successifs diffèrent soit par le nombre de grandes mailles (pour éloigner les effets des limites dans le plan horizontal), soit par le nombre et l'épaisseur des couches d'épontes.

#### CCC - maillage n° 1

Le maillage n° 1 (fig. 28) sert de base à tous les maillages utilisés en exploitation du programme CCC. Seul le maillage n° 2 plus étendu a été utilisé pour contrôler l'effet des limites.

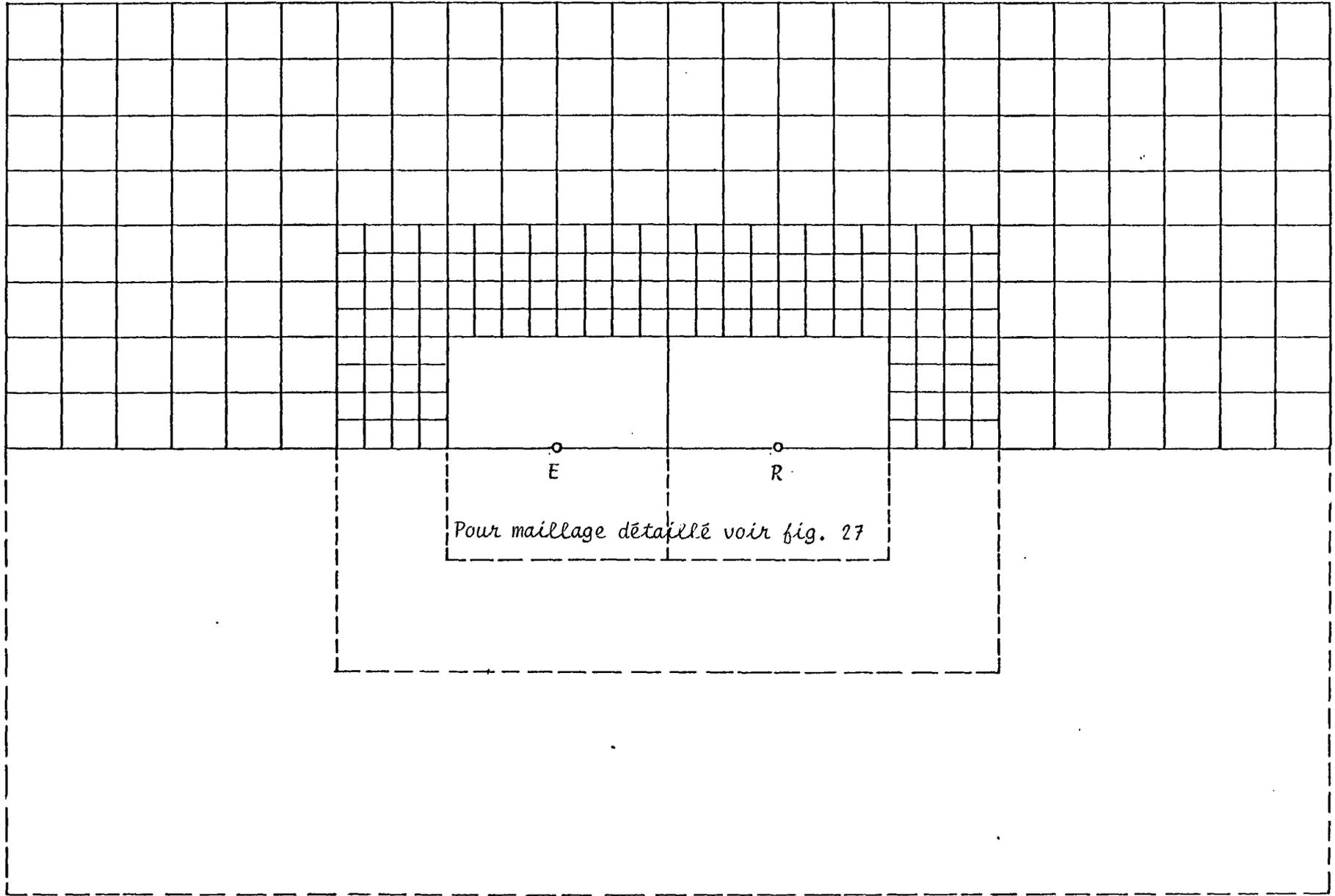


FIGURE 26

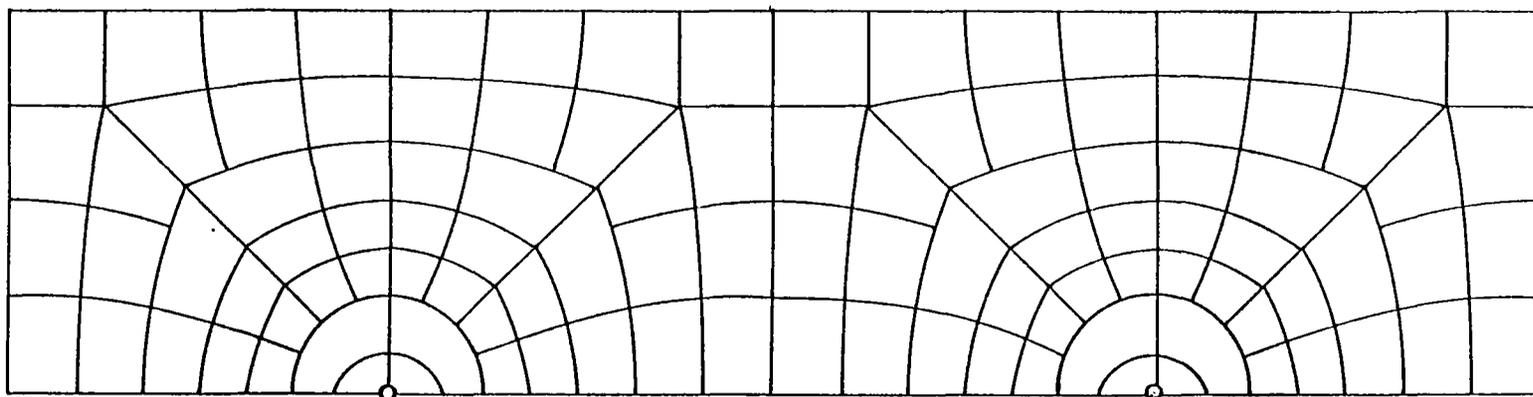


FIGURE 27

DOUBLET : DETAIL DU MAILLAGE CCC AU VOISINAGE  
DES PUITES

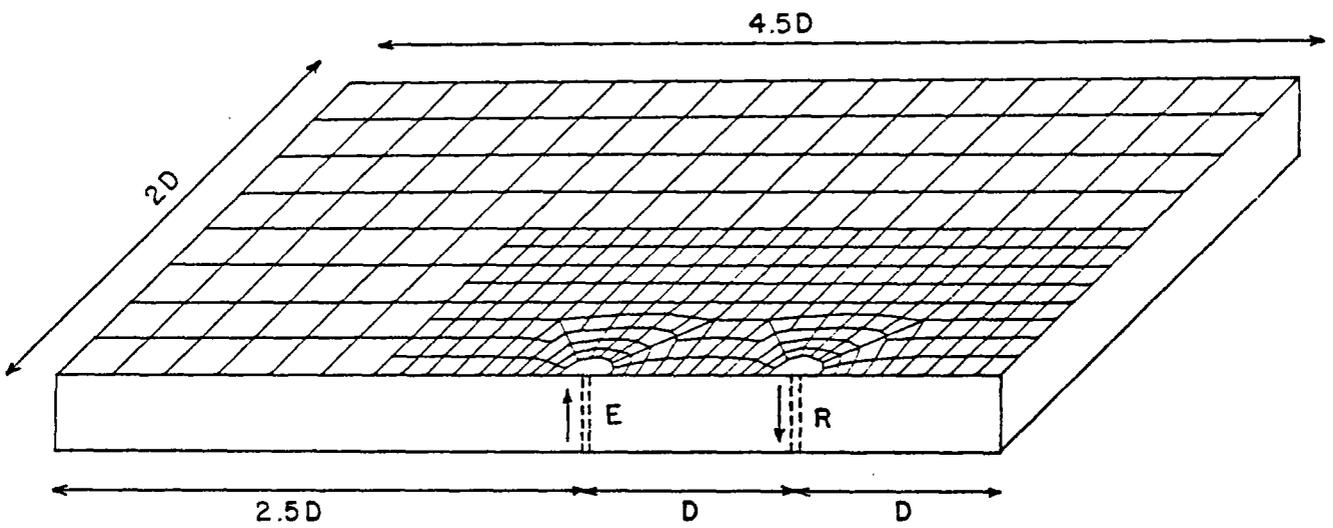


FIGURE 28

CCC - MAILLAGE N° 1

Etant donné les conditions de symétrie, seule la moitié de l'aquifère est représentée.

L'extension transversale à l'axe des puits est de  $2D$  ( $D$  distance entre les deux forages E et R) ; ceci correspond à  $4D$  pour la totalité de l'aquifère.

L'extension dans la direction de l'axe des puits E et R est de  $4,5D$ , mais de façon dissymétrique, par rapport au milieu du segment ER :  $3D$  du côté du puits d'exploitation et  $1,5D$  du côté du puits de réinjection.

Cette dissymétrie est justifiée par le fait que les lignes de courant partant de R du côté opposé à E auront une influence très tardive sur la température de recyclage.

Les limites extérieures sont adiabatiques (ni flux, ni échange de chaleur).

#### CCC - maillage n° 2

Le maillage n° 2 (fig. 29) est une extension du maillage précédent :  $9D$  dans la direction des puits ;  $4D$  (donc  $8D$  avec la symétrie) dans la direction perpendiculaire. En fait, il apporte une faible amélioration de précision en regard d'un accroissement considérable du coût de simulation.

#### CCC - maillage n° 3

Le maillage n° 3 (fig. 30) comporte quatre couches de découpage identique à celui du maillage n° 1. La couche inférieure est la couche aquifère ; les trois couches supérieures sont des épontes imperméables.

La génération de ce maillage ainsi que les suivants a été réalisée automatiquement à partir des données du maillage n° 1, par utilisation du programme EPONTES.

#### CCC - maillage n° 4

Le maillage n° 4 (fig. 31) diffère du maillage n° 3 par l'adjonction d'une couche supplémentaire : soit quatre couches d'épontes, chacune d'épaisseur égale à celle de l'aquifère.

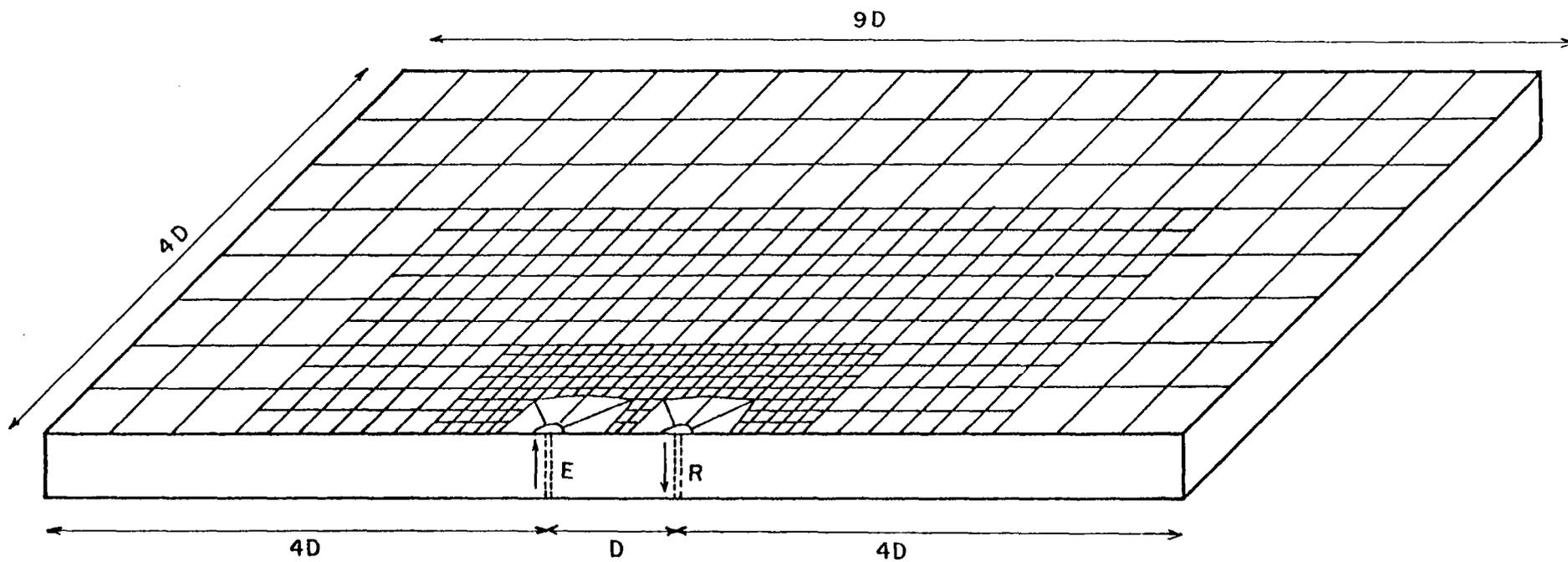


FIGURE 29

CCC - MAILLAGE N° 2

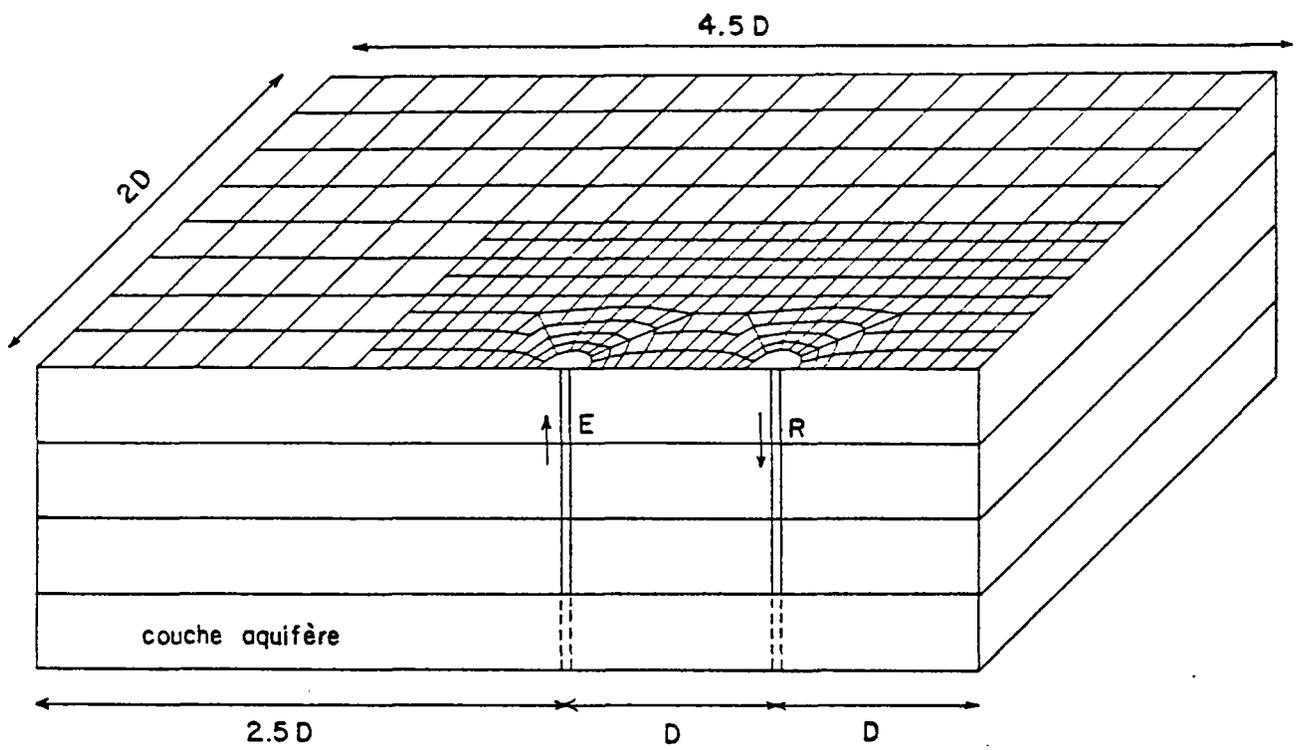


FIGURE 30

CCC - MAILLAGE N° 3

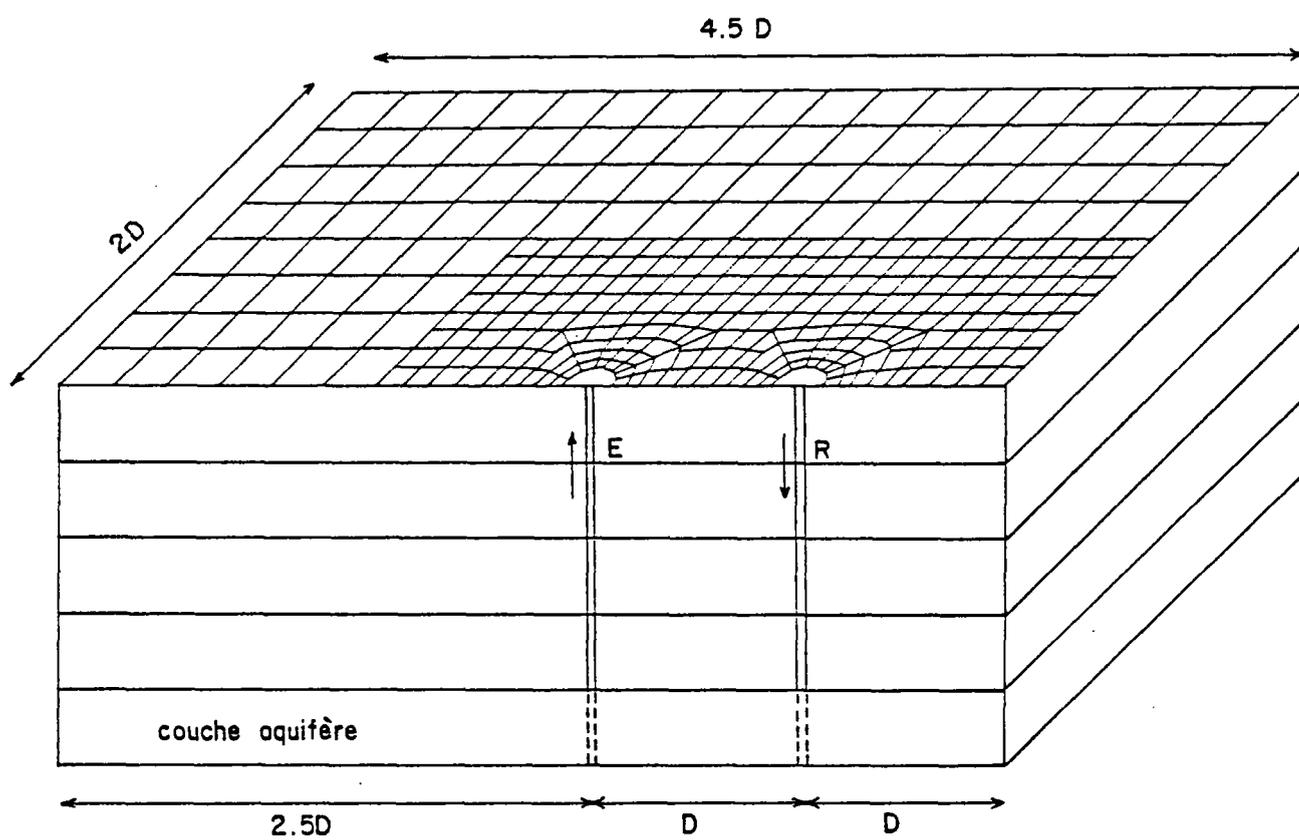


FIGURE 31°

CCC - MAILLAGE N° 4

CCC - maillage n° 5

Le maillage n° 5 (fig. 32) comporte une couche aquifère et quatre couches d'épentes d'épaisseur croissante qui conduisent à une meilleure représentation d'une extension infinie des épentes.

Les épaisseurs des épentes sont proportionnelles à celle de l'aquifère, avec des facteurs respectifs : 1, 2, 4 et 8.

Seule la conductivité thermique verticale des épentes est prise en compte.

CCC - maillage n° 6

Le maillage n° 6 (fig. 33) est géométriquement identique au précédent, mais les mailles d'une même épente sont de plus liées entre elles par des conductions thermiques horizontales.

CCC - maillage n° 7

Le maillage n° 7 (fig. 34) comporte une couche aquifère et cinq couches d'épentes. Les épaisseurs de ces dernières sont respectivement égales à : 0.02, 0.08, 0.4, 2 et 2.5 fois celle de la couche aquifère.

Maillages mis en oeuvre avec le programme EDITH

Trois maillages ont été mis en oeuvre avec le programme EDITH, numérotés 8, 9 et 10 pour éviter les ambiguïtés avec les maillages précédents (CCC). Ils sont composés dans le plan horizontal de mailles carrées de même surface ; le découpage vertical est déterminé par des plans parallèles entre eux à des distances variables (plusieurs couches d'épaisseur variable).

EDITH - maillage n° 8

La géométrie des limites du maillage n° 8 (fig. 35) est la même que celle du maillage n° 1 (programme CCC) avec extension du côté du puits R de réinjection, complétant la symétrie par rapport à l'axe du doublet. La distance D entre les puits du doublet est découpée en 8 mailles.

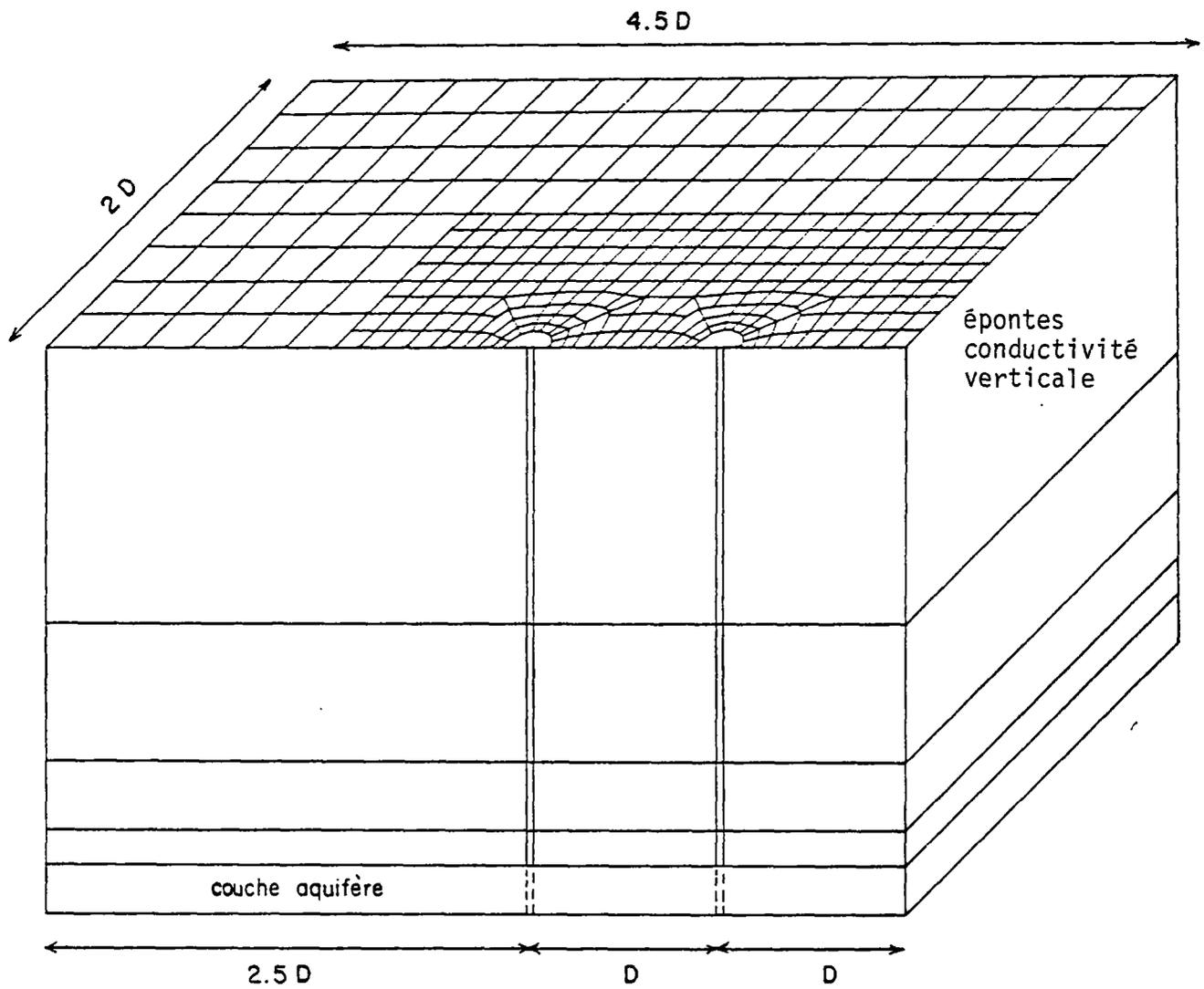


FIGURE 32

CCC - MAILLAGE N° 5

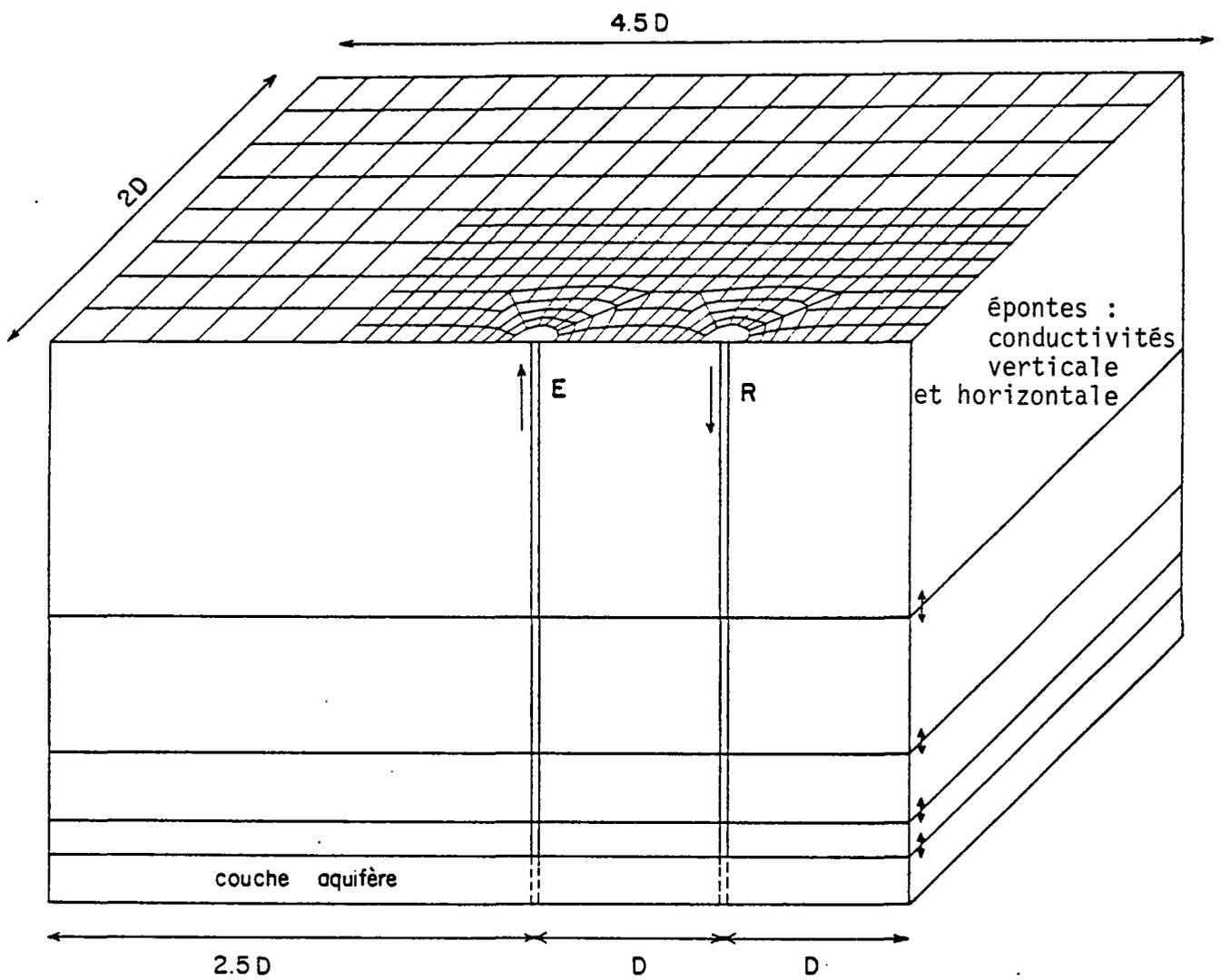


FIGURE 33

CCC - MAILLAGE N° 6

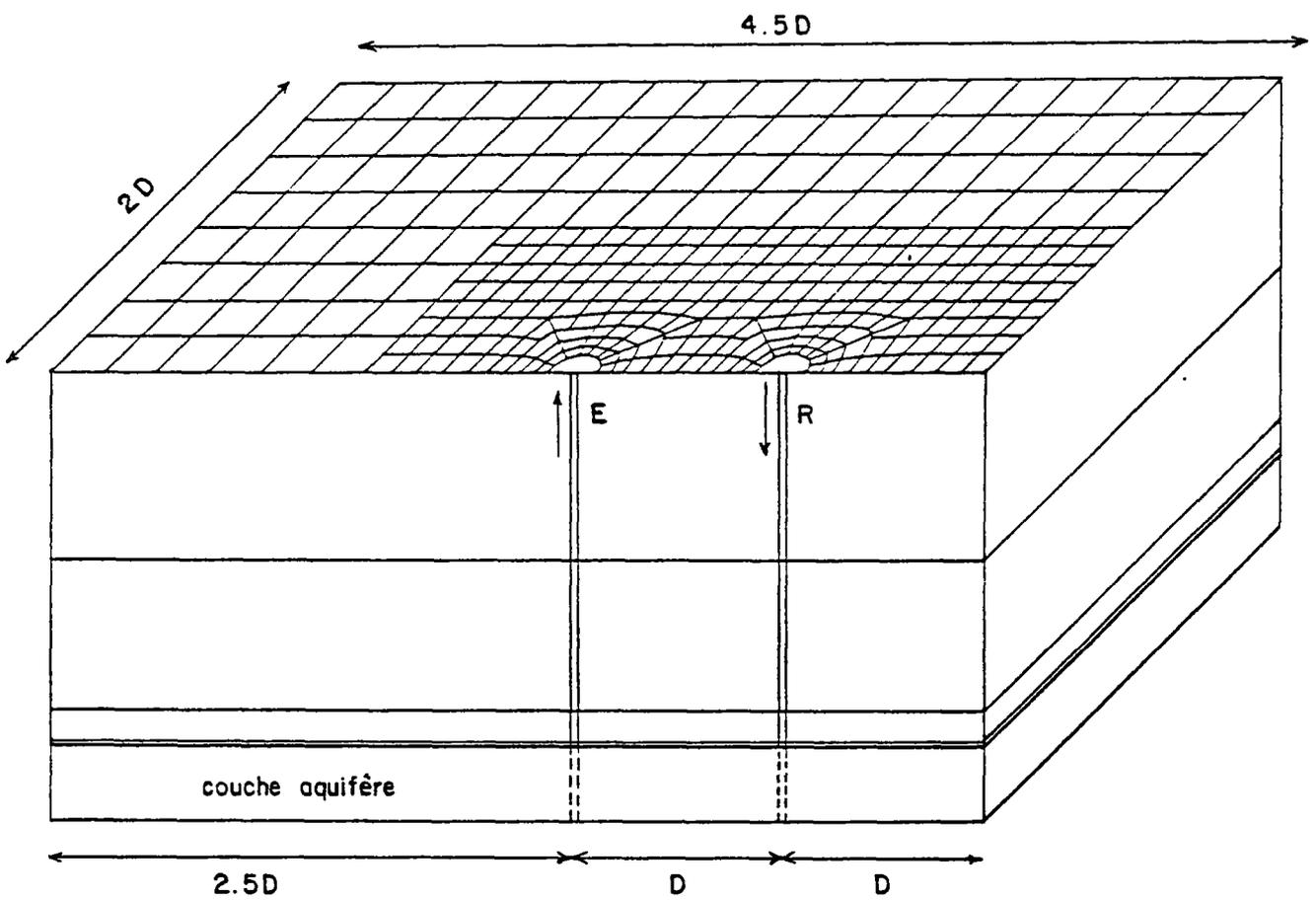


FIGURE 34

CCC - MAILLAGE N° 7

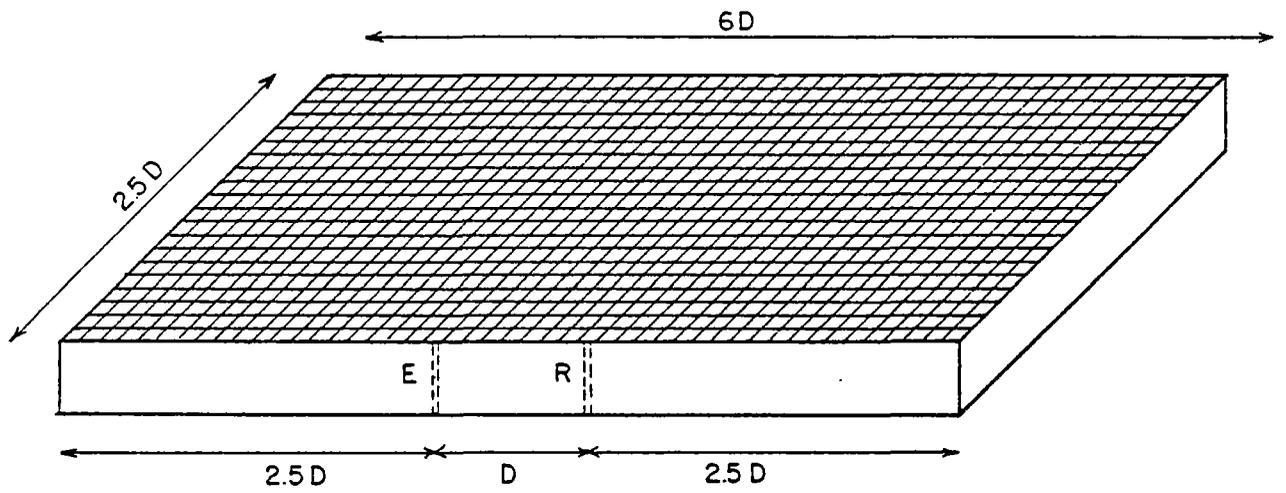


FIGURE 35

EDITH - MAILLAGE N°8

EDITH - maillage n° 9

La géométrie des limites est plus étendue (fig. 36) : 7D suivant l'axe des puits et 5D perpendiculairement, tout en conservant la même dimension de mailles que dans le maillage n° 8 (D/8).

EDITH - maillage n° 10

La géométrie des limites (fig. 37) est identique à celle des maillages qui ont servi aux calculs d'exploitation à l'aide du programme CCC (2D et 4.5D), avec un maillage plus fin que dans les cas n° 8 et 9 :  $\Delta x = \Delta y = D/15$ .

4.2.2. Conditions aux limites du programme METERNIQ

Le programme METERNIQ calcule les transferts de chaleur dans un aquifère d'extension infinie. Toutefois, des limites de divers types peuvent y être introduites artificiellement grâce à la théorie des images.

Cette possibilité a été mise à profit pour représenter les quatre limites adiabatiques des maillages utilisés pour les exploitations des programmes CCC et EDITH.

METERNIQ, milieu infini (limites L1)

Les résultats ont été exposés au paragraphe 2.4.3. (fig. 16).

METERNIQ, réservoir rectangulaire (limites L2)

Le réservoir rectangulaire utilisé dans les simulations d'exploitation (2D, 4.5D) a été simulé à l'aide de METERNIQ, en introduisant des puits images de même débits que les puits réels et symétriques de ceux-ci par rapport aux limites.

La théorie des images implique qu'en toute rigueur, quand deux limites rectilignes se font face, on prend non seulement en compte les images des puits réels, mais aussi les images par rapport à chaque limite des puits images par rapport à l'autre limite. Ceci conduit donc en théorie à un nombre infini d'images, ce qu'il n'est évidemment pas possible de simuler. En fait, on sait que l'influence de ces images diminue rapidement avec leur éloignement. On a donc procédé à des calculs comparatifs avec des images en nombre plus ou moins grand. Il s'est avéré que le schéma indiqué sur la figure 38 suffit pour apporter toute la précision nécessaire.

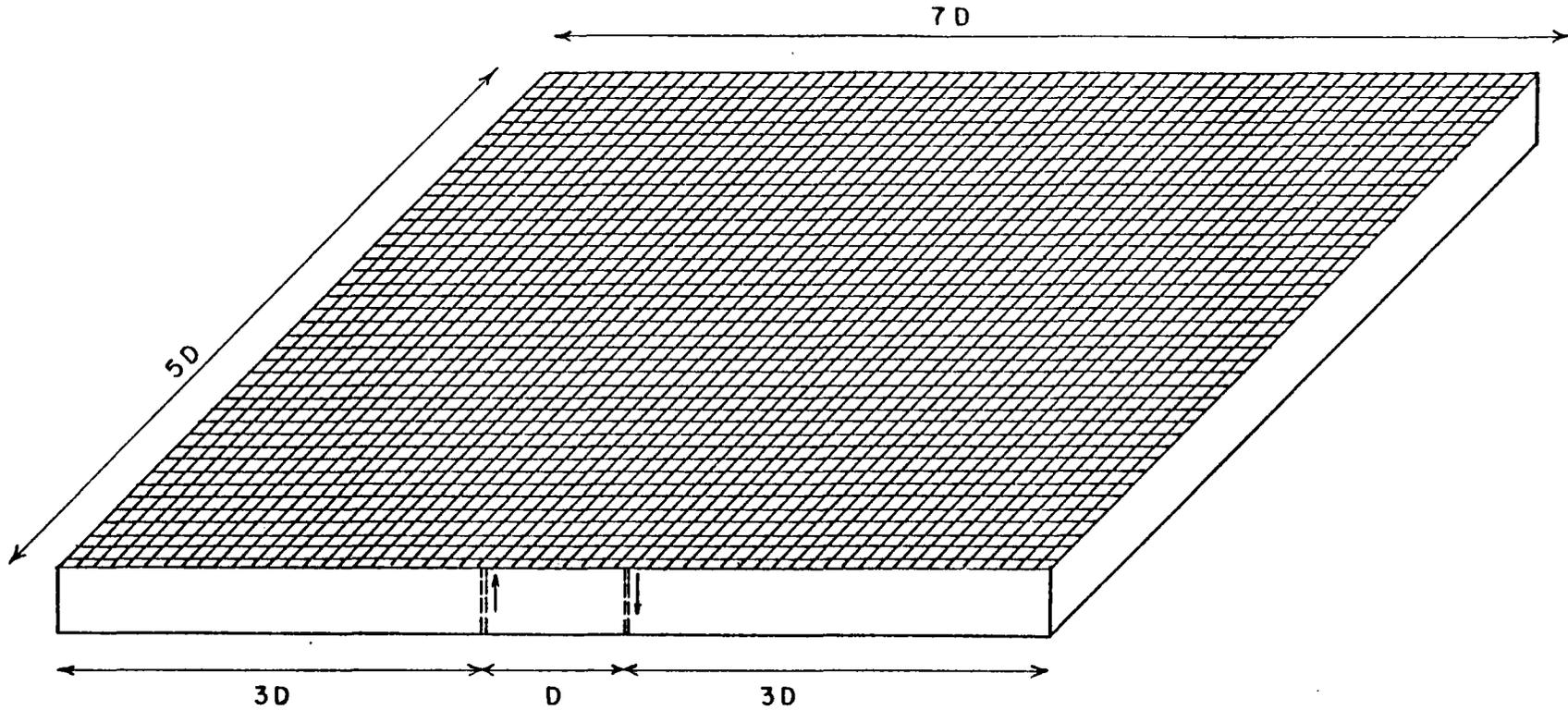


FIGURE 36

EDITH - MAILLAGE N°9

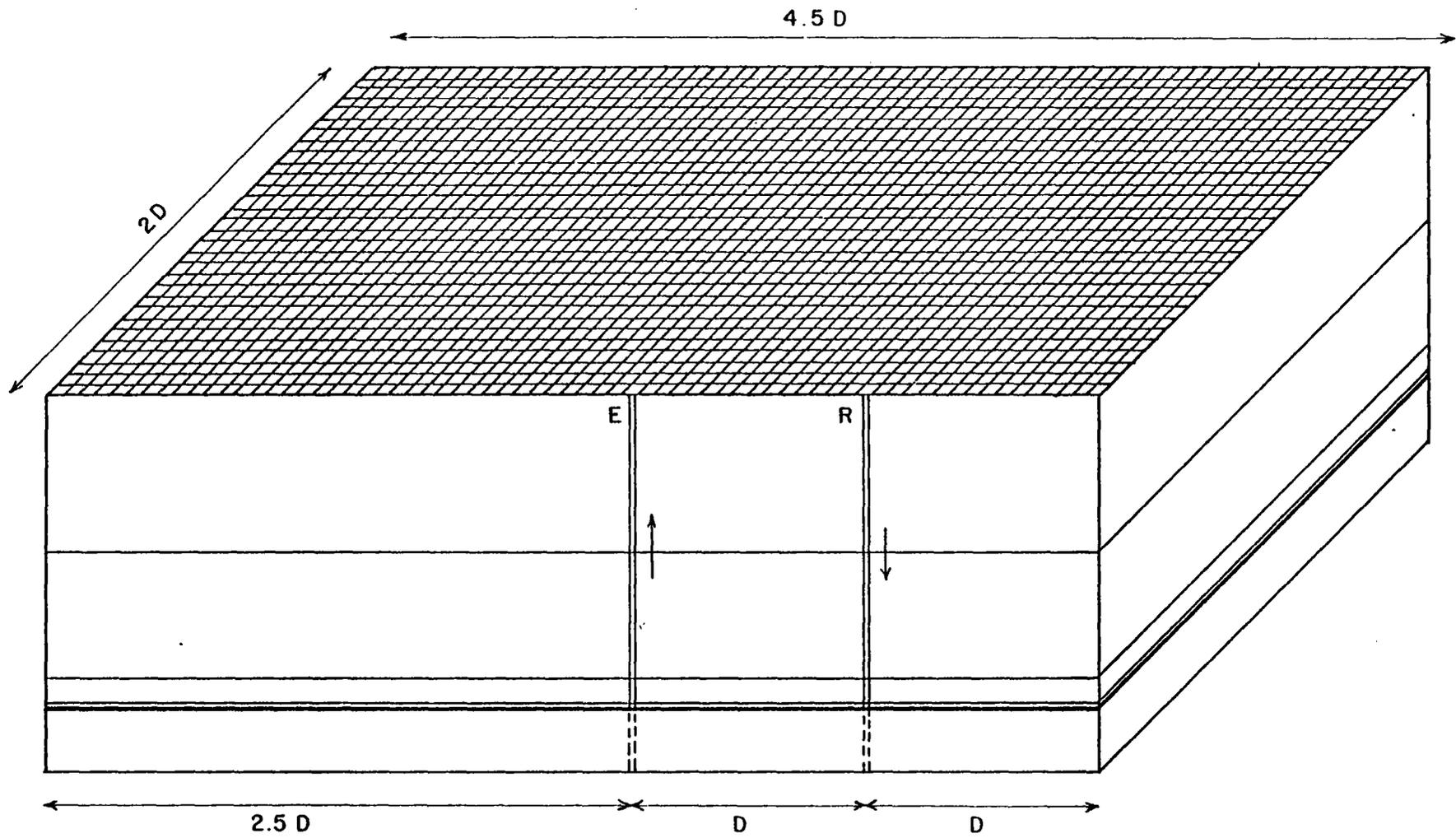


FIGURE 37

EDITH - MAILLAGE N° 10

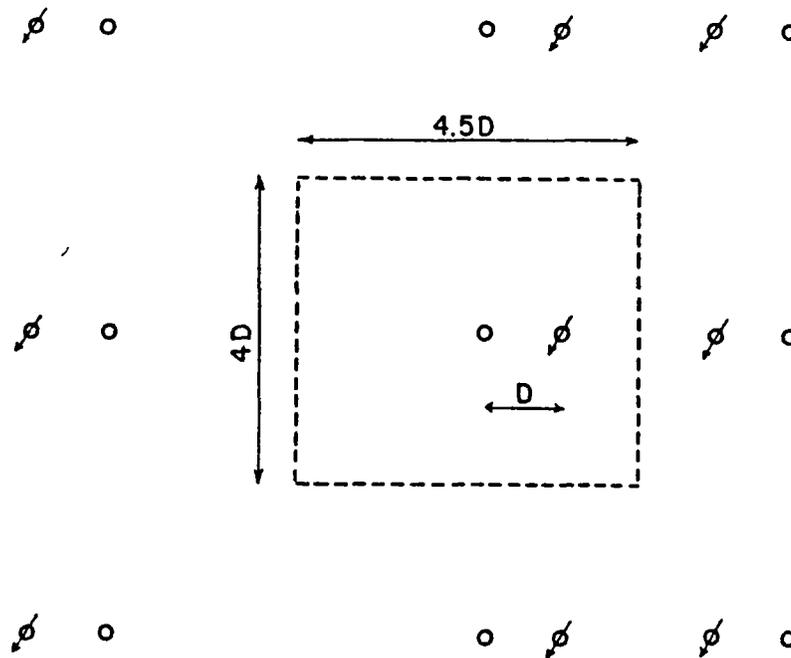


FIGURE 38

METERNIQ - SCHEMA L2

4.2.3. Découpages verticaux testés par TFDEP

TFDEP, modèle monodimensionnel de conduction thermique, permet de tester la discrétisation verticale des épontes. Plusieurs découpages ont été testés, notamment ceux des maillages 4, 5 et 7, définis par les épaisseurs suivantes :

	<i>Maillage 4</i>	<i>Maillage 5</i>	<i>Maillage 7</i>
Couche aquifère (référence)	1	1	1
Epontes Couche 1 (voisine aquifère)	1	1	.02
Epontes - couche 2	1	2	.08
Epontes - couche 3	1	4	.4
Epontes - couche 4		8	2
Epontes - couche 5			2.5

#### 4.2.4. Liste des simulations

La liste des simulations utiles soit à la vérification de la précision des calculs, soit à l'investigation de l'influence des différents paramètres physiques est la suivante :

<i>Simulation</i>	<i>Pe</i>	$\Lambda$	<i>N</i>	<i>Maillage</i>	<i>Programme</i>	<i>Calcul</i>
1	$\infty$	$\infty$	1	L1	METERNIQ	A'
2	$\infty$	$\infty$	1	L2	METERNIQ	1'
3	$\infty$	10	1	L1	METERNIQ	D'
4	$\infty$	10	1	L2	METERNIQ	4'
5	$\infty$	$\infty$	1	8	EDITH	1a
6	$\infty$	$\infty$	1	9	EDITH	1b
7	$\infty$	10	1	10	EDITH	4a
8	-	--	-	5	TFDEP	--
9	-	--	-	7	TFDEP	--
10	$\infty$	$\infty$	1	1	CCC	1
11	10	$\infty$	1	1	CCC	2
12	1	$\infty$	1	1	CCC	3
13	$\infty$	10	1	3	CCC	4
14	$\infty$	10	1	4	CCC	4
15	10	10	1	4	CCC	5
16	10	1	1	4	CCC	6
17	1	10	1	5	CCC	7
18	1	10	1	6	CCC	7
19	$\infty$	10	1	7	CCC	4
20	10	10	1	7	CCC	5
21	1	10	1	7	CCC	7
22	10	1	1	7	CCC	6
23	$\infty$	$\infty$	0,1	-	EVE	a
24	$\infty$	$\infty$	0,2	-	EVE	b
25	$\infty$	$\infty$	0,5	-	EVE	c
26	$\infty$	$\infty$	1	-	EVE	d
27	$\infty$	$\infty$	2	-	EVE	e
28	$\infty$	$\infty$	5	-	EVE	f
29	$\infty$	$\infty$	10	-	EVE	g
30	$\infty$	$\infty$	1	-	EDEN	h

### 4.3. Précision des calculs

#### 4.3.1. Influence des limites de l'aquifère

Les calculs A' et 1' effectués avec le programme METERNIQ (méthode analytique, donc exempte de dispersion numérique) mettent en évidence (cf. fig. 39) l'influence de limites adiabatiques à distance finie sur la courbe de recyclage.

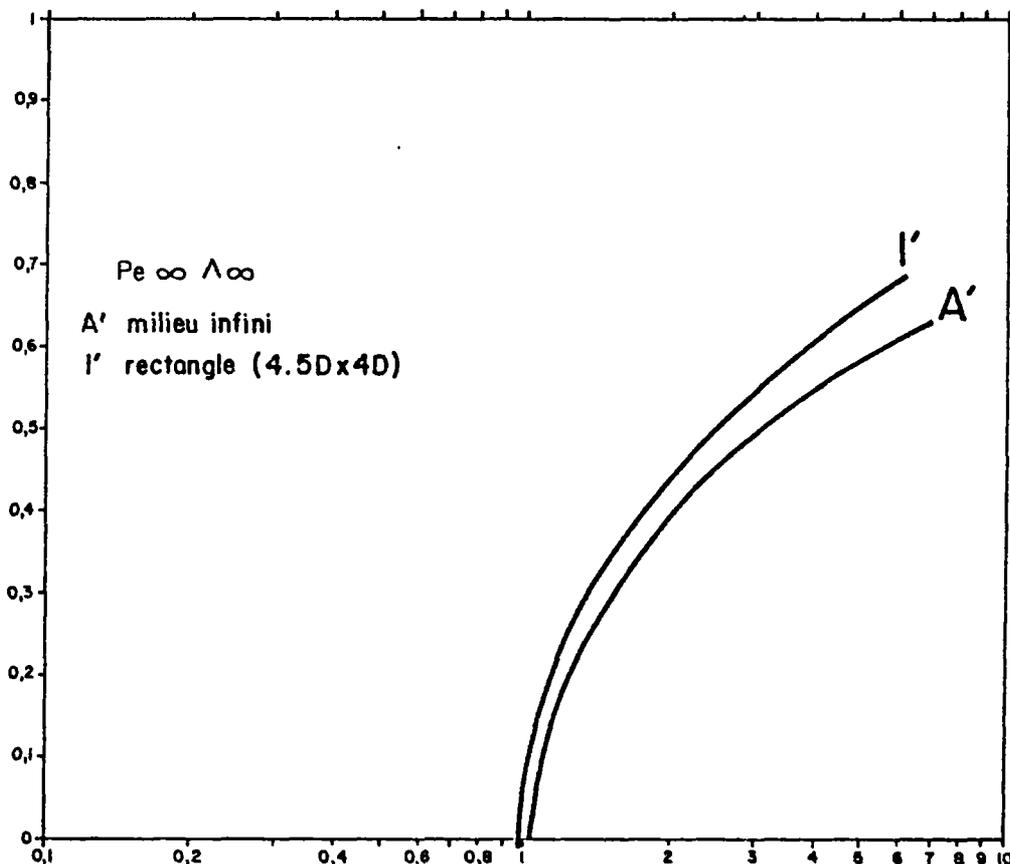


FIGURE 39

INFLUENCE DE LIMITES A DISTANCE FINIE  
 SUR LA TEMPERATURE D'EXHAURE

L'examen de ces courbes montre que les différences restent très limitées : la date de percée est avancée de 6% seulement et la température calculée pour  $t_D = 2$  n'est accrue que de 10% par la présence des limites.

Par ailleurs, la faible influence de ces limites sur la forme des fronts thermiques est mise en évidence par la figure 40.

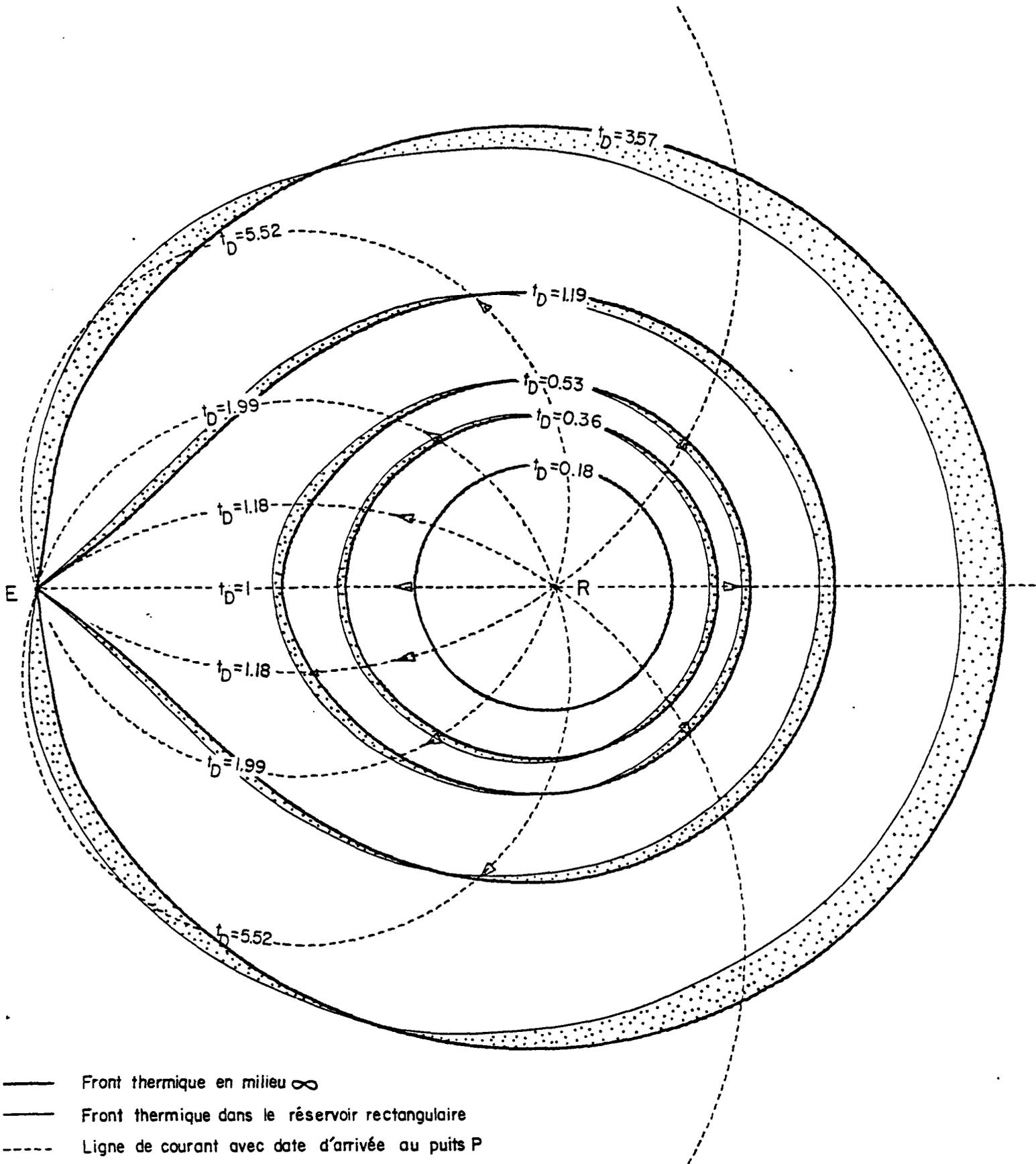


FIGURE 40

INFLUENCE DES LIMITES A DISTANCE FINIE  
 SUR LA FORME DES FRONTS SUCCESSIFS (COURBES ISOCHRONES)

L'adoption des maillages d'exploitation du programme CCC (1, 3, 4, ... 7), imposée par des contraintes de faisabilité, est donc tout à fait acceptable quand à la précision des résultats qui ne sont modifiés que de quelques pour cent, avec des différences allant dans le sens de la sécurité.

#### 4.3.2. Influence de la discrétisation de l'aquifère

Les calculs 1 et 1', effectués respectivement avec CCC et METERNIQ (solution exacte), pour  $Pe \infty, \Lambda \infty$  mettent en évidence (fig. 41) la dispersion numérique due à la discrétisation des maillages n° 1, 3, ... 7.

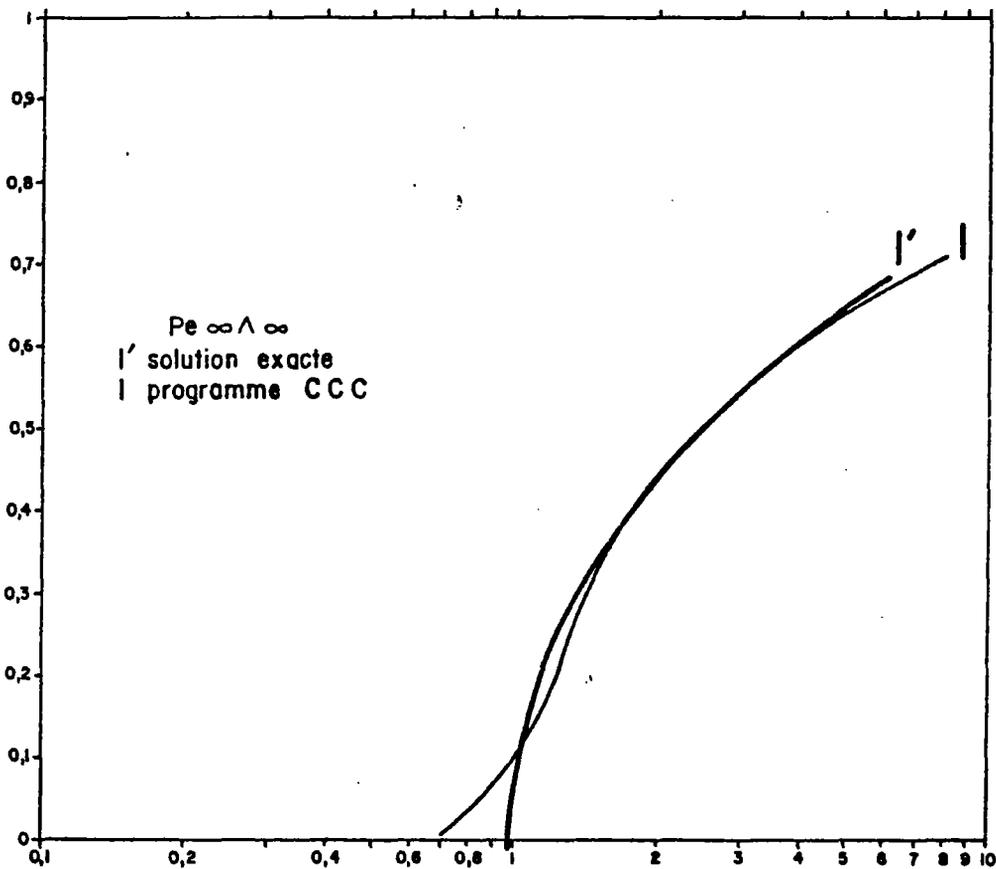


FIGURE 41

PROGRAMME CCC - MAILLAGE N°1  
 DISPERSION NUMÉRIQUE

L'effet de la dispersion numérique se traduit en début de recyclage par une surestimation de la rapidité de percée du front. Le début de variation de température se manifeste dès que  $t_D$  est voisin de 0.7 au lieu de 1. Cependant, calcul numérique et solution exacte donnent des courbes d'évolution très proches dès que  $t_D \geq 1$  et, qui plus est, l'écart maximal de température calculé à la date réelle de percée reste inférieure à 10% de la variation totale.

La figure 42 permet les mêmes comparaisons dans le cas  $Pe \infty, \Lambda = 10$ . Le recyclage débute également pour  $t_D \neq 0.7$ , mais cette fois l'écart maximal sur les températures reste inférieur à 5% de la variation totale.

Un calcul réalisé avec EDITH (maillage 10) apporte une précision bien supérieure (identité avec une courbe théorique dès que  $t_D > 1,2$ ), mais ce maillage a dû être abandonné pour des raisons économiques : une seule simulation nécessite 700 s d'unité centrale CDC 7600. Or, compte tenu de la précision avec laquelle les paramètres physiques sont connus dans la pratique, la courbe 4 constitue une bonne approximation de 4'.

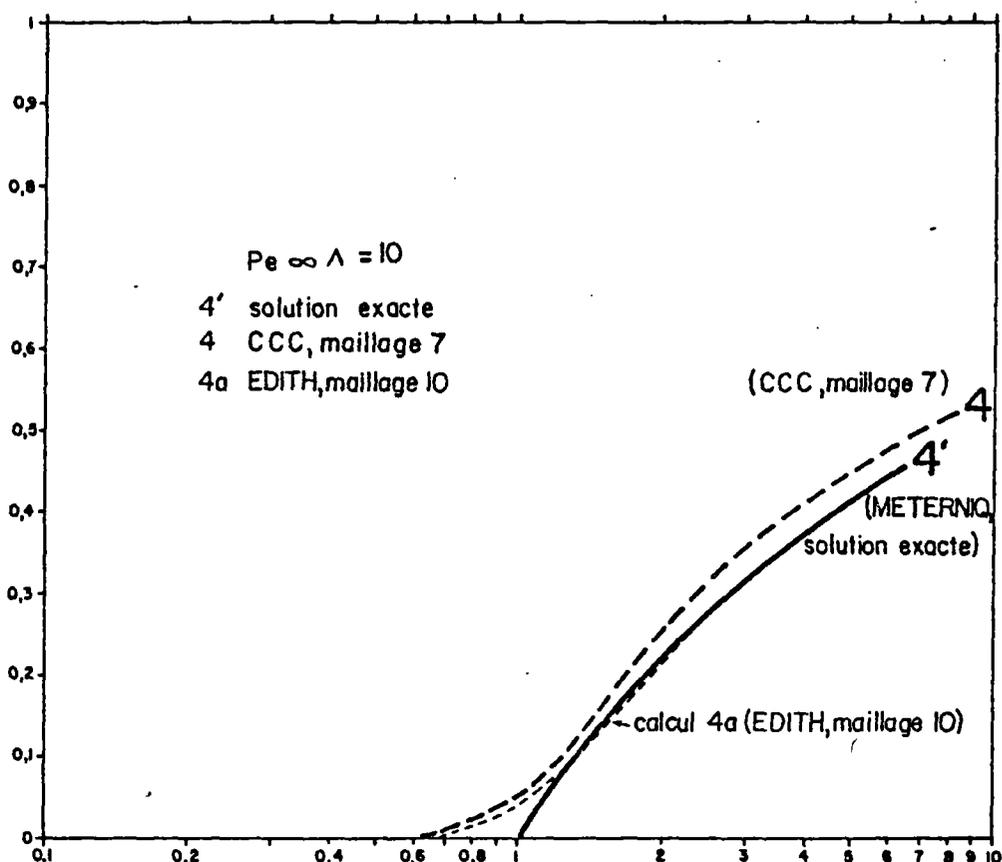


FIGURE 42

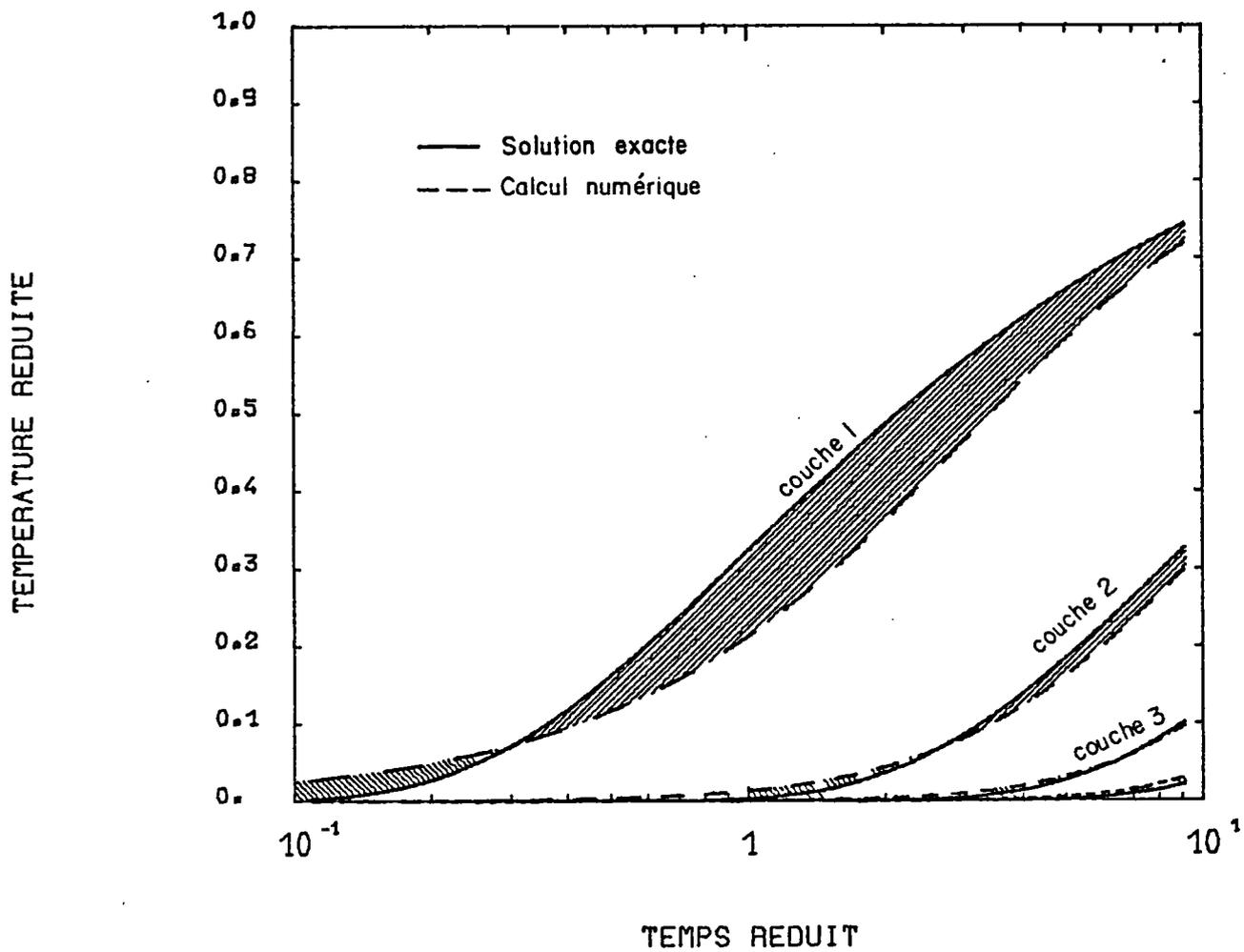
PROGRAMMES CCC ET EDITH - MAILLAGES N° 7 ET 10 - DISPERSION NUMERIQUE

#### 4.3.3. Influence de la discrétisation des épontes

Les calculs 4, 5 et 6 ( $Pe \infty$  ou 10,  $\Lambda = 10$  ou 1) ont été initialement réalisés avec un maillage de type 4 comprenant quatre couches d'épontes d'égale épaisseur. En fait, la comparaison avec la solution exacte étant possible pour le calcul 4 ( $Pe \infty$ ,  $\Lambda = 10$ ), de fortes divergences ont été mises en évidence. Le programme TFDEP a été réalisé à cette occasion. Plusieurs discrétisations ont été successivement testées : maillage 4 (1, 1, 1, 1), maillages 5 et 6 (1, 2, 4, 8) et maillage 7 (0.02, 0.08, 0.4, 2, 2.5).

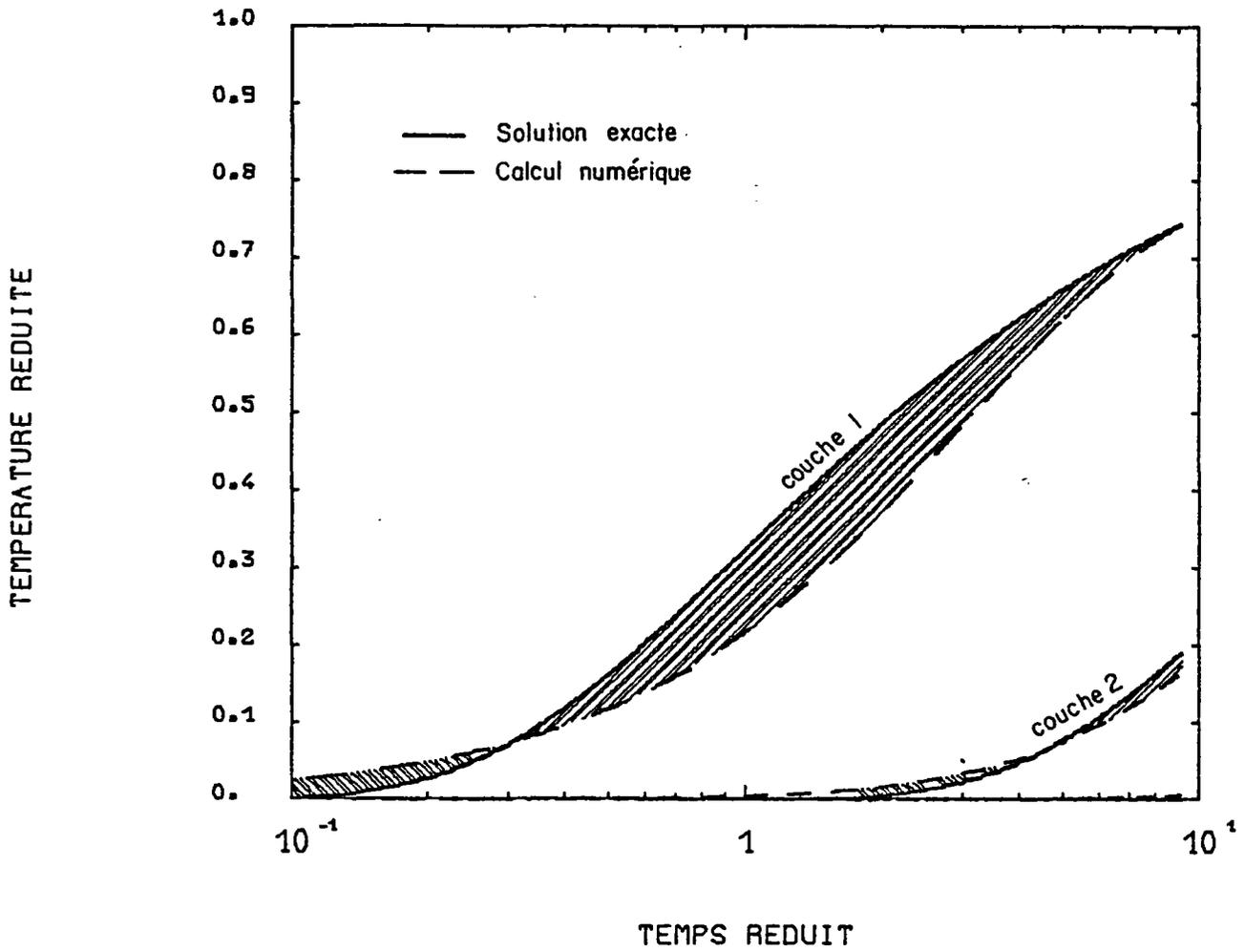
Le maillage 5 a été conçu de façon à augmenter le volume d'épontes (infini dans la solution théorique). En fait, l'amélioration en ce qui concerne la courbe de température au puits de pompage est faible. Les figures 43 et 44 mettent en évidence les erreurs sur les températures calculées dans les premières couches d'éponte : on s'aperçoit que l'erreur dans la couche n° 1 est importante dans les deux cas. Or, la capacité calorifique de cette éponte est voisine de celle de l'aquifère, d'où les erreurs constatées.

La mise en oeuvre du maillage n° 7 est au contraire beaucoup plus favorable (fig. 45). Les erreurs sont faibles ; elles se compensent (couches 1 et 2 avec couche 3) pour  $t_D \leq 1$ . Les épaisseurs des premières couches sont faibles devant celles de l'aquifère ; leur capacité calorifique est donc faible par rapport à celle de l'aquifère. Ces faits expliquent les bons résultats obtenus avec le découpage d'épontes adopté dans le maillage n° 7.



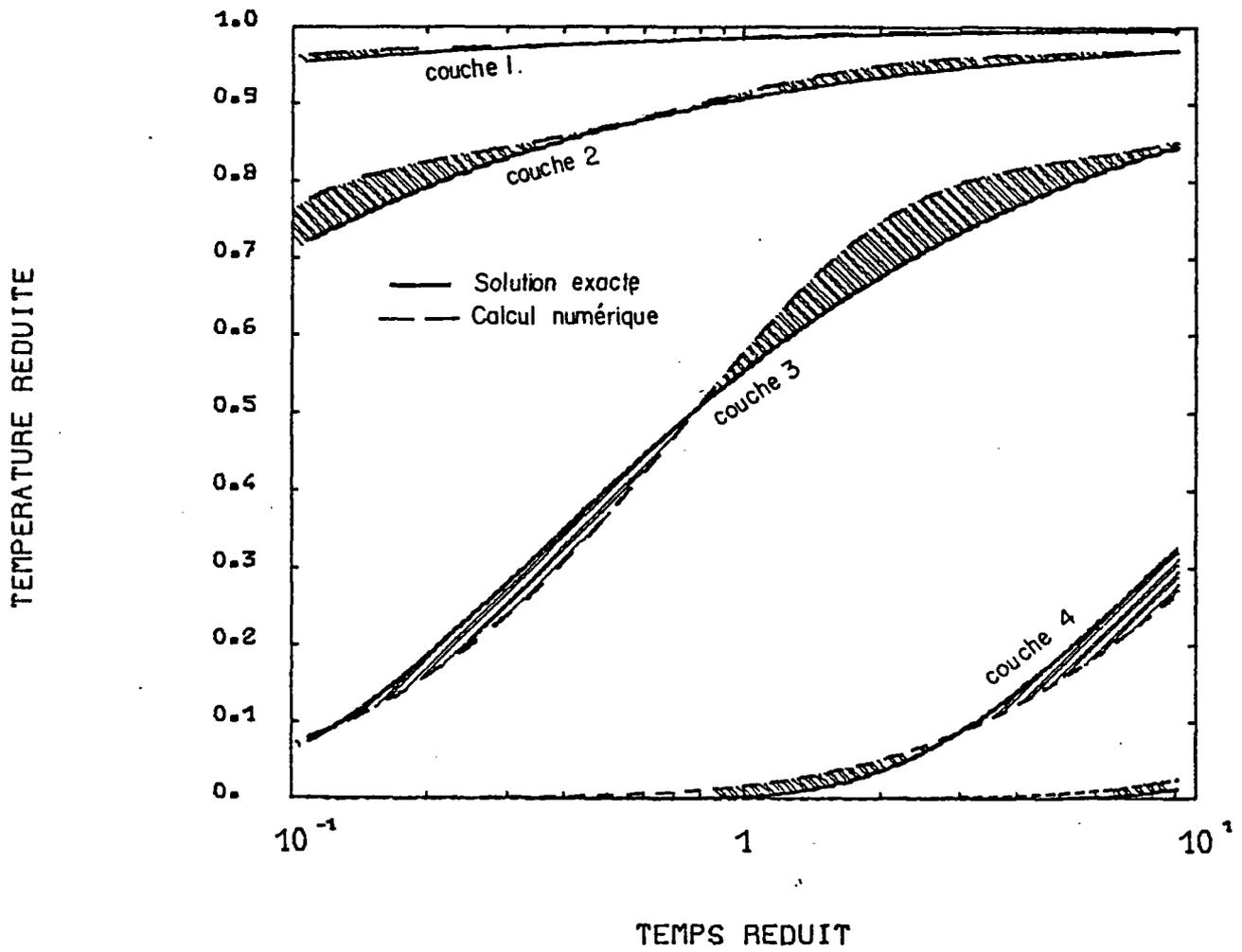
TEST DE LA DISCRETISATION DES EPONTES DANS LE MAILLAGE 4

FIGURE 43



TEST DE LA DISCRETISATION DES EPONTES DANS LE MAILLAGE 5

FIGURE 44



TEST DE LA DISCRETISATION DES EPONTES DANS LE MAILLAGE 7

FIGURE 45

## 5. RESULTATS

### 5.1. Courbe de recyclage idéale (nappe infinie au repos, $Pe \infty$ , $\Lambda \infty$ )

Dans le cas d'un doublet unique mis en service dans une nappe infinie au repos en l'absence de conduction thermique, la courbe de recyclage a été présentée au paragraphe 2.4.1. d (fig. 7). La percée du front (début de refroidissement de l'eau au puits E d'exploitation) se produit à la date

$$t = \frac{\pi \rho A C A}{3 \rho F C F} \frac{D^2 h}{Q} \quad \text{c'est-à-dire } t_D = 1.$$

La variation de la température de l'eau produite est d'abord rapide pour s'atténuer ensuite progressivement.

$$T_D = 40\% \text{ pour } t_D = 2 \text{ c'est-à-dire } t = \frac{2\pi \rho A C A}{3 \rho F C F} \frac{D^2 h}{Q}$$

$$T_D = 50\% \text{ pour } t_D = 3 \text{ c'est-à-dire } t = \frac{\pi \rho A C A}{3 \rho F C F} \frac{D^2 h}{Q}$$

La chute rapide de puissance calorifique mise en évidence dans ces conditions à partir de la date de percée anihile vraisemblablement la possibilité d'exploitation économique du système dès que  $t_D > 1$ .

### 5.2. Influence de l'écoulement naturel de la nappe

L'étude de l'influence d'un écoulement régional de la nappe a été développée au paragraphe 2.4.2. Il en résulte qu'un choix judicieux de l'implantation des puits permet de :

- retarder la date de recyclage,
- limiter la quantité d'eau recyclée : une partie des filets de courant en provenance du puits de réinjection s'éloigne vers l'infini dans la direction de l'écoulement de la nappe (fig. 9), d'où un taux de recyclage inférieur à l'unité,
- ou même, dans certains cas favorables, annuler totalement le recyclage.

#### Implantation optimale du puits

Aux faibles vitesses de nappe  $v_0$  ( $v_0$ , vitesse de DARCY), ce qui est le cas pour les aquifères profonds, l'implantation optimale consiste à installer le doublet en opposition de l'écoulement régional (angle  $\beta$  de la figure 8 nul :  $\beta = 0$ ) :

- puits d'exploitation E en amont
- puits de réinjection R en aval.

Aux vitesses plus élevées :

$$\frac{Q/h}{\pi a v_0} < 2, \text{ soit } v_0 > Q/(2\pi ah) = Q/(\pi Dh)$$

L'angle optimal  $\beta_m$  (fig. 10) est intermédiaire entre 0 et 90° =

$$\beta_m = 60^\circ \text{ pour } v_0 = Q/(\pi ah)$$

$$\beta_m \rightarrow 90^\circ \text{ pour } v_0 \rightarrow \infty$$

### Taux de recyclage

Aux faibles vitesses de nappe, le taux de recyclage d'un doublet implanté en opposition est de (fig. 12) :

- 100% pour une vitesse régionale de nappe  $v_0$  nulle
- 92% pour  $v_0 = 10^{-3} Q/(ah)$
- 78% pour  $v_0 = 10^{-2} Q/(ah)$
- 32% pour  $v_0 = 10^{-1} Q/(ah)$

### 5.3. Influences mutuelles de doublets

L'interaction de plusieurs doublets mis en place dans un même aquifère peut être bénéfique à condition de les installer en parallèle avec mise en opposition des puits de même nature.

Dans ces conditions, la durée de vie de deux doublets peut être prolongée de 20% par rapport à celle d'un seul doublet, à condition de disposer chaque puits aux sommets d'un carré, les puits de même nature étant placés en diagonale (configuration 3 de la figure 15).

Dans le cas d'un grand nombre de doublets implantés régulièrement sur des lignes parallèles avec mise en opposition des puits de même nature (configuration 5 de la figure 16), la durée de vie de chaque doublet est accrue de 50% par rapport à celle d'un doublet unique foré dans le même aquifère.

Cependant, étant donné le coût des forages à grande profondeur, il peut être plus économique d'écarter davantage les puits d'un doublet unique (si la durée de vie est inversement proportionnelle au débit  $Q$ , elle est proportionnelle au carré de la distance). Un calcul de coût est justifié pour décider dans chaque cas particulier.

#### 5.4. Influence de la conduction dans les épontes

Les échanges par conduction entre l'aquifère et les épontes sont à l'origine d'un apport complémentaire de calories, qui diminue d'autant la baisse de température de l'eau produite au puits E après le début du recyclage.

L'influence des épontes a été évaluée au paragraphe 2.4.3. (fig. 18). Elle est d'autant plus forte que la conductivité thermique et la capacité calorifique des épontes sont élevées. Elle est entièrement définie par le paramètre

$$= \frac{\rho_{FCF} \rho_{ACA} Qh}{\lambda E \rho_{ECE} D^2}$$

Pour  $\Lambda \infty$ , on retrouve la courbe idéale du paragraphe 5.1 (fig. 7). Lorsque  $\Lambda$  décroît, l'élévation de température est de plus en plus lente.

Pour  $t_D = 2$  ( $t = \frac{2\pi \rho_{ACA} D^2 h}{3 \rho_{FCF} Q}$ ),  $T_D = 38\%$  pour  $\Lambda \infty$ , chute à 16% pour  $\Lambda=10$  et à 1.7% pour  $\Lambda = 1$ .

Dans ce dernier cas ( $\Lambda = 1$ ),  $T_D$  reste inférieur à 14% tant que  $t_D \leq 5$ . Dans ces conditions, si l'on est capable de rentabiliser l'exploitation malgré un abaissement énergétique de 14%, la durée de vie du doublet est quintuplée (doublée pour  $\Lambda = 10$  si l'on admet 16%).

#### 5.5. Influence de la conduction dans l'aquifère

En l'absence de conduction dans les épontes ( $\Lambda \infty$ ), l'influence de la conduction dans l'aquifère sur la courbe de recyclage est mise en évidence par comparaison des calculs 1, 2 et 3 (fig. 46) en fonction du nombre de Péclet thermique  $Pe = \frac{\rho_{FCF} Q}{\lambda_A \pi h}$

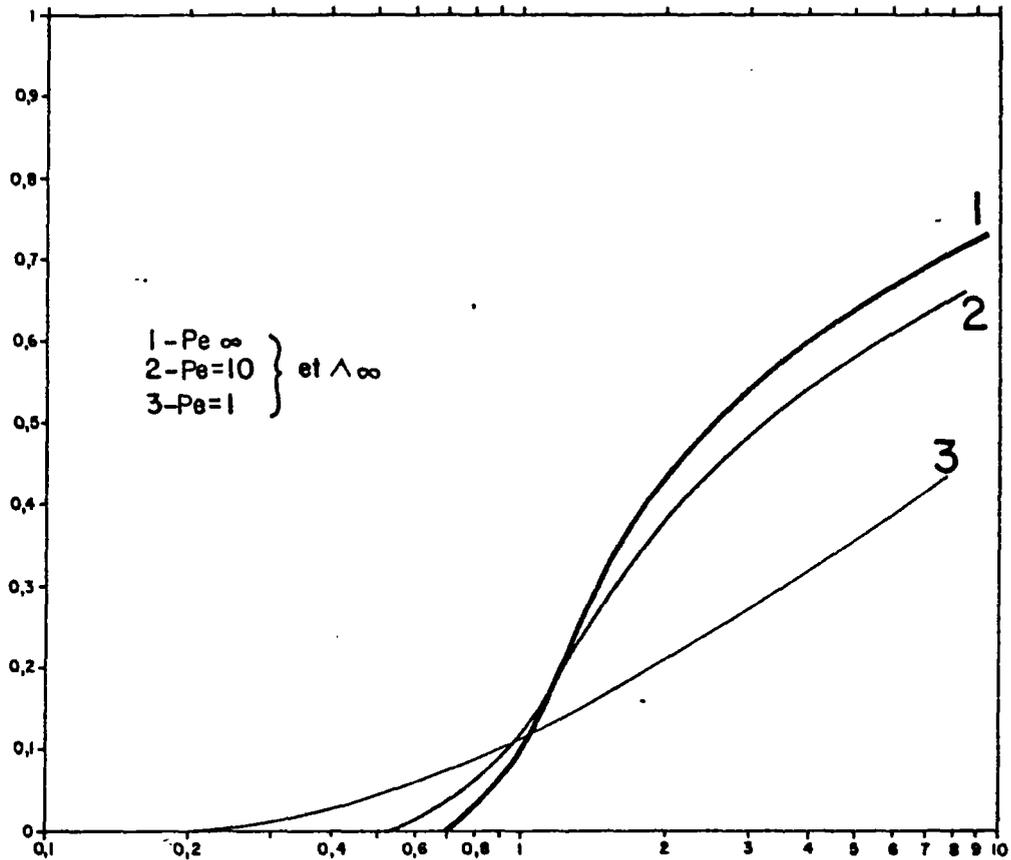


FIGURE 46

INFLUENCE DE LA CONDUCTION DANS L'AQUIFERE pour  $\Lambda \infty$   
 en fonction du nombre de Péclet  $Pe = \frac{\rho F C_F}{\lambda A} \cdot \frac{Q}{\pi h}$

La chute de température au puits de production se produit plus tôt qu'en l'absence de conduction ( $Pe \infty$ ), mais, en compensation, la montée en température est moins brutale. Tant que  $Pe \geq 10$ , l'influence reste faible ; lorsque  $Pe = 1$  (c'est-à-dire fonctionnement avec un débit  $Q = \frac{\lambda A}{\rho F C_F} \pi h$ ), la chute de température reste inférieure à 20% tant que  $t_D < 2$ .

### 5.6. Influences combinées de la conduction dans l'aquifère et dans les épontes

La figure 47 permet les mêmes comparaisons sur l'influence de  $Pe$ , dans le cas où  $\Lambda = 10$  : influence combinée de la conductivité dans l'aquifère et dans les épontes (calculs 4, 5 et 7).

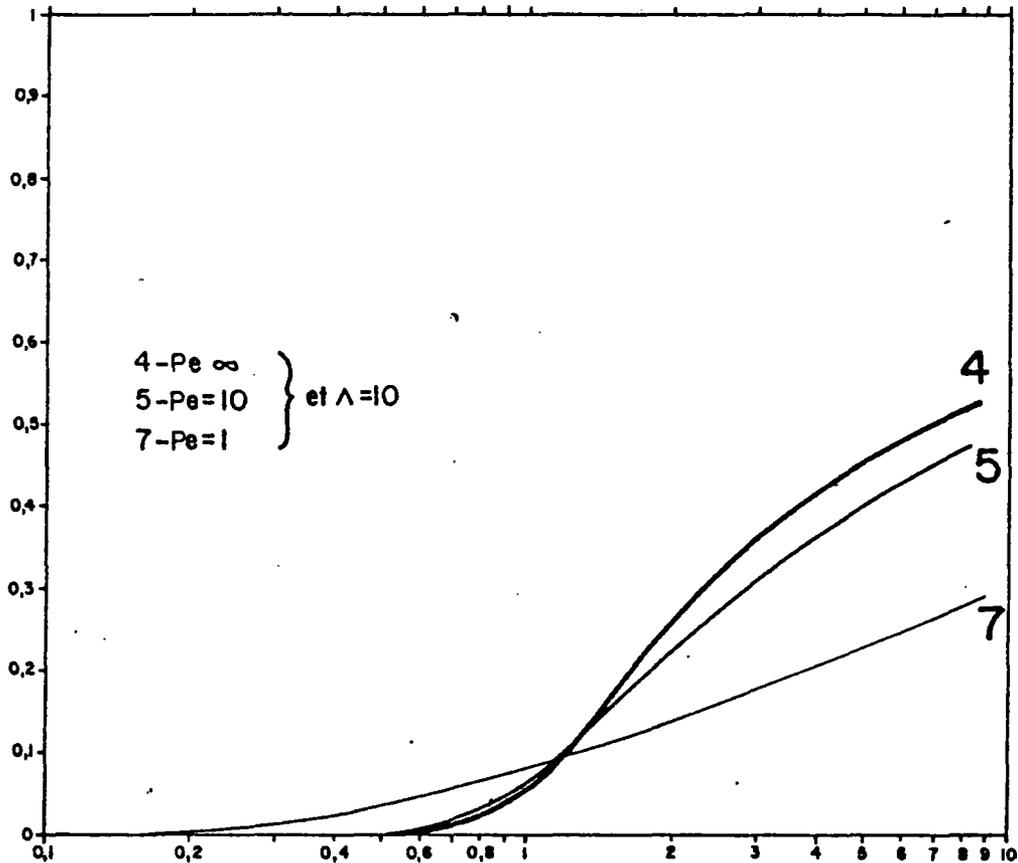


FIGURE 47

INFLUENCE DE LA CONDUCTIVITE DE L'AQUIFERE POUR  $\Lambda = 10$

en fonction de  $Pe = \frac{\rho F C F}{\lambda A} \cdot \frac{Q}{\pi h}$

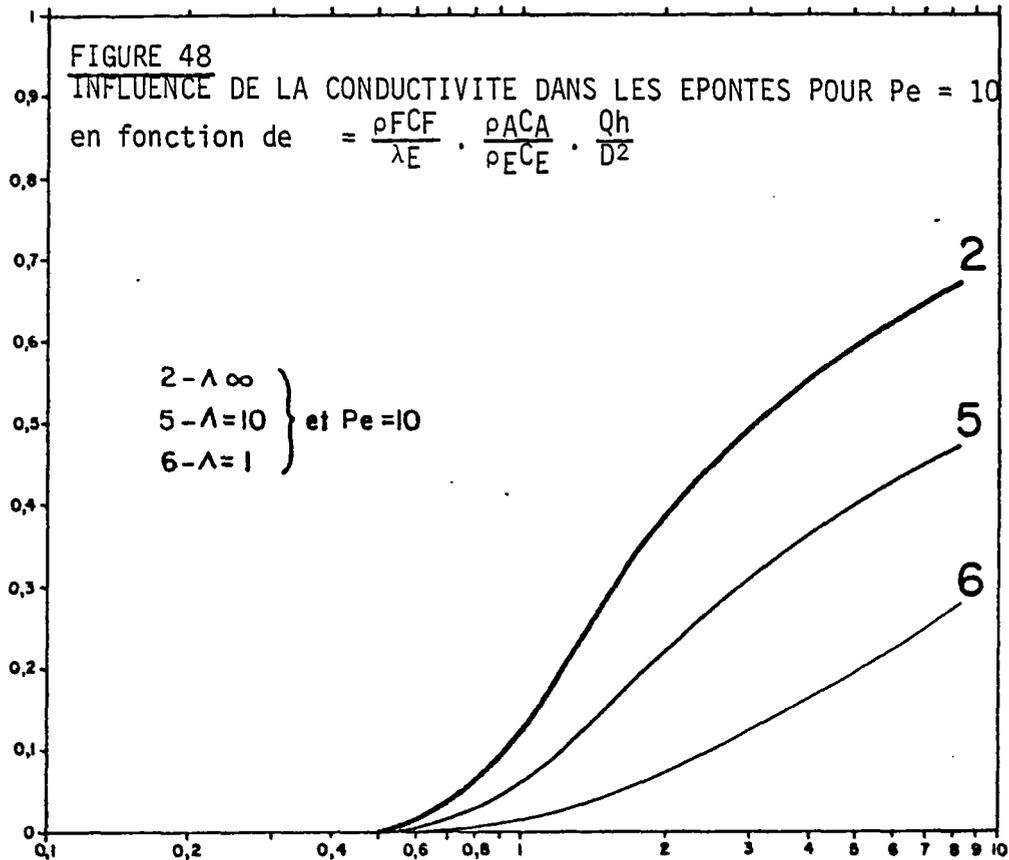
Lorsque  $Pe = \Lambda = 10$ , la chute de température reste inférieure à 22% tant que  $t_D < 2$ .

Si le nombre de Péclet est encore plus faible (faible débit d'exploitation), pour  $Pe = 1$ , par exemple :

- la chute reste inférieure à 20% tant que  $t_D < 4$
- inférieure à 14% tant que  $t_D < 2$  ;

dans ces conditions, la durée de vie de l'installation est doublée ou quadruplée suivant les modifications énergétiques tolérées.

La figure 48 fournit les mêmes types de comparaison, mais cette fois pour un nombre de Péclet fixé et égal à 10, alors que le paramètre  $\Lambda$  prend les valeurs 1, 10 et  $\infty$  (calculs 2, 5 et 6).



Dans tous les cas, la conduction des épontes est bénéfique par l'appoint de calories qu'elle fournit à l'aquifère.

Pour  $Pe = 10$ ,  $\Lambda = 1$ , la chute de température à la production reste inférieure à 10% tant que  $t_D < 25$  et inférieure à 20% tant que  $t_D < 5$ . Si cet abaissement de pourcentage est toléré, la durée de vie du doublet est quintuplée.

### 5.7. Influence de la viscosité cinématique sur les perméabilités

L'influence du contraste de viscosité cinématique :  $\nu = \mu/\rho$  avec  $\mu$  viscosité dynamique et  $\rho$  masse volumique par l'intermédiaire de l'évolution du champ de perméabilité avec la température, se traduit par le réseau de courbes de la figure 49.

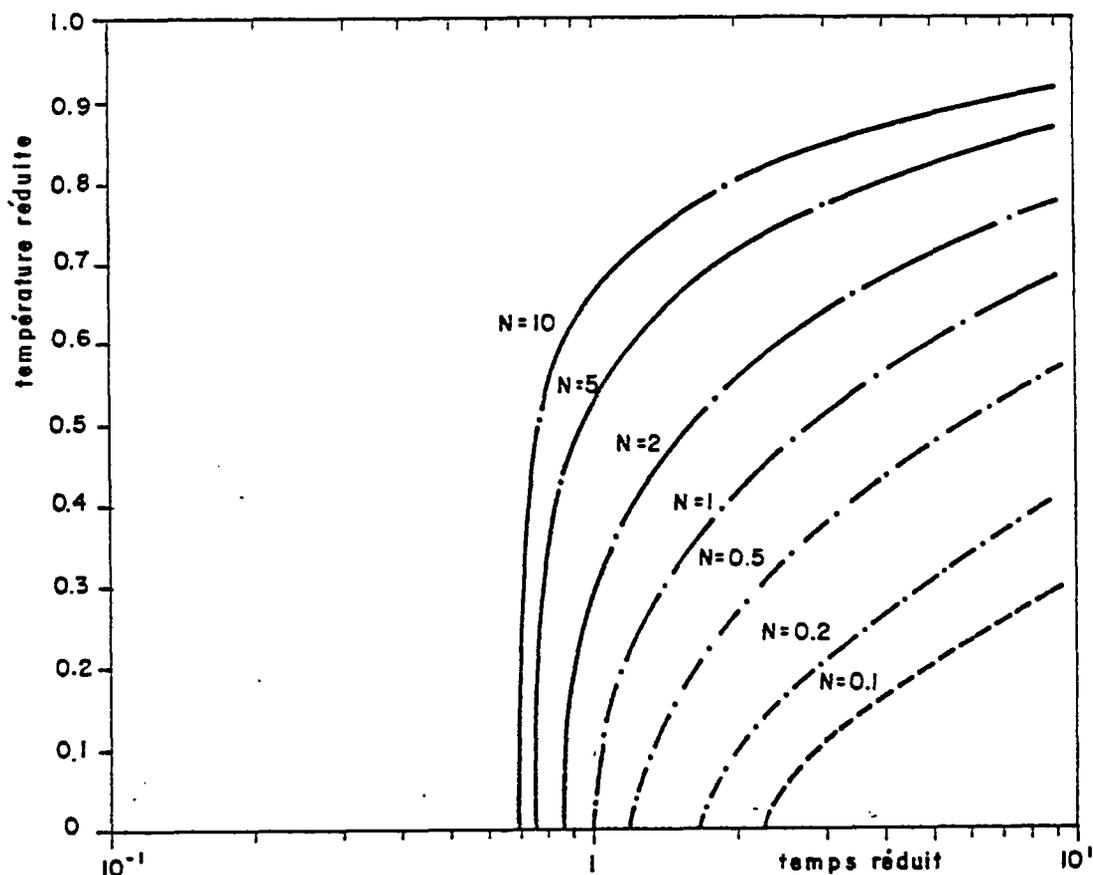


FIGURE 49

EFFET DU CONTRASTE DE VISCOSITE CINEMATIQUE  $\nu = \mu/\rho$   
 en fonction de  $N = \nu(T_0)/\nu(T_i) = K(T_i)/K(T_0)$

Le paramètre  $N = \nu_0/\nu_i$  est le quotient de la viscosité de l'eau en place par celle de l'eau injectée ; ou encore  $N = K_i/K_0$  rapport inverse des perméabilités.

Les courbes ont été calculées pour  $N$  variant de  $10^{-1}$  à  $10^{+1}$ . En fait, dans le cas de l'exploitation d'un douplet géothermique, l'eau réinjectée étant plus froide que l'eau en place,  $N$  est toujours inférieur à l'unité.

Le percée du front froid et visqueux est retardée; ensuite, l'évolution des températures est nettement ralentie. Pour un contraste de  $10^{-1}$ , la durée de vie de l'installation est doublée, et la chute de température subséquente à la percée reste inférieure à 20% tant que  $t_D < 4,5$ .

Dans la pratique,  $\nu = 1.8$  centistokes à  $0^\circ\text{C}$

1. centistokes à  $20^\circ\text{C}$

0.3 centistokes à  $100^\circ\text{C}$

d'où un rapport  $N$  de 0.17 entre  $0^\circ$  et  $100^\circ$ .

La relation entre date de percée et rapport des viscosités est reportée sur la figure 49. Les résultats obtenus pour le doublet (tireté) sont comparés à ceux publiés par CRAIG (/3 /) pour d'autres configurations (4 spots, 5 spots, ...).

### 5.8. Influence de la ségrégation par densité

Du fait de la densité plus élevée de l'eau froide injectée, le front thermique bascule progressivement avec une avancée plus rapide de l'eau froide le long du substratum de la formation réservoir, de telle sorte que le recyclage débutera à la base du réservoir à la date  $t_D$ , en avance sur le front moyen calculé avec une hypothèse d'interface abrupt.

$$t_D = \frac{1}{2} (1 + (2\Delta x_D - 1) (2\Delta x_D^2 - 2\Delta x_D - 1))$$

où  $\Delta x_D$  est la longueur d'étalement du front (distance entre le point bas et le point moyen).

$$\Delta x_D \neq \frac{A}{2} \frac{1/t_{D0}}{\sqrt{1 + 1/t_{D0}}} \quad \text{avec} \quad \left\{ \begin{array}{l} A = \frac{4}{\sqrt{3}} \frac{h}{D} \sqrt{\frac{k_H}{k_V}} \\ t_{D0} = \frac{4}{\pi} \frac{\rho_F C_F}{\rho_A C_A} \frac{Q}{D^2} \frac{\phi}{k_V} \frac{1}{\Delta\rho/\rho} \end{array} \right.$$

L'abaque de la figure 50 permet de lire directement (en ordonnée) la date  $t_D$  de percée (qui serait égale à l'unité en l'absence de contraste de densité), en fonction des deux paramètres adimensionnels  $T_0$  (en abscisse) et  $A$  (graduation des courbes).

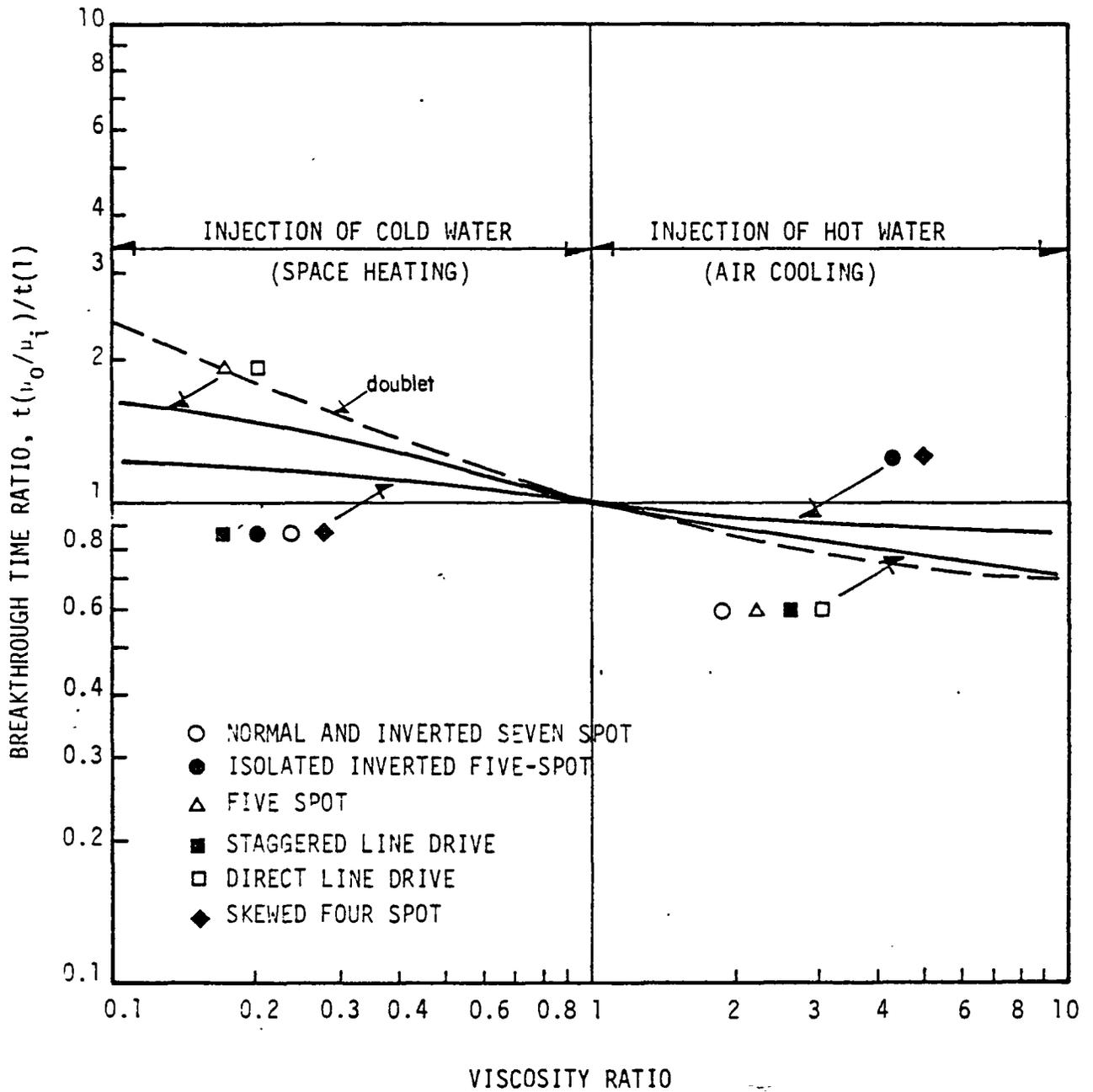
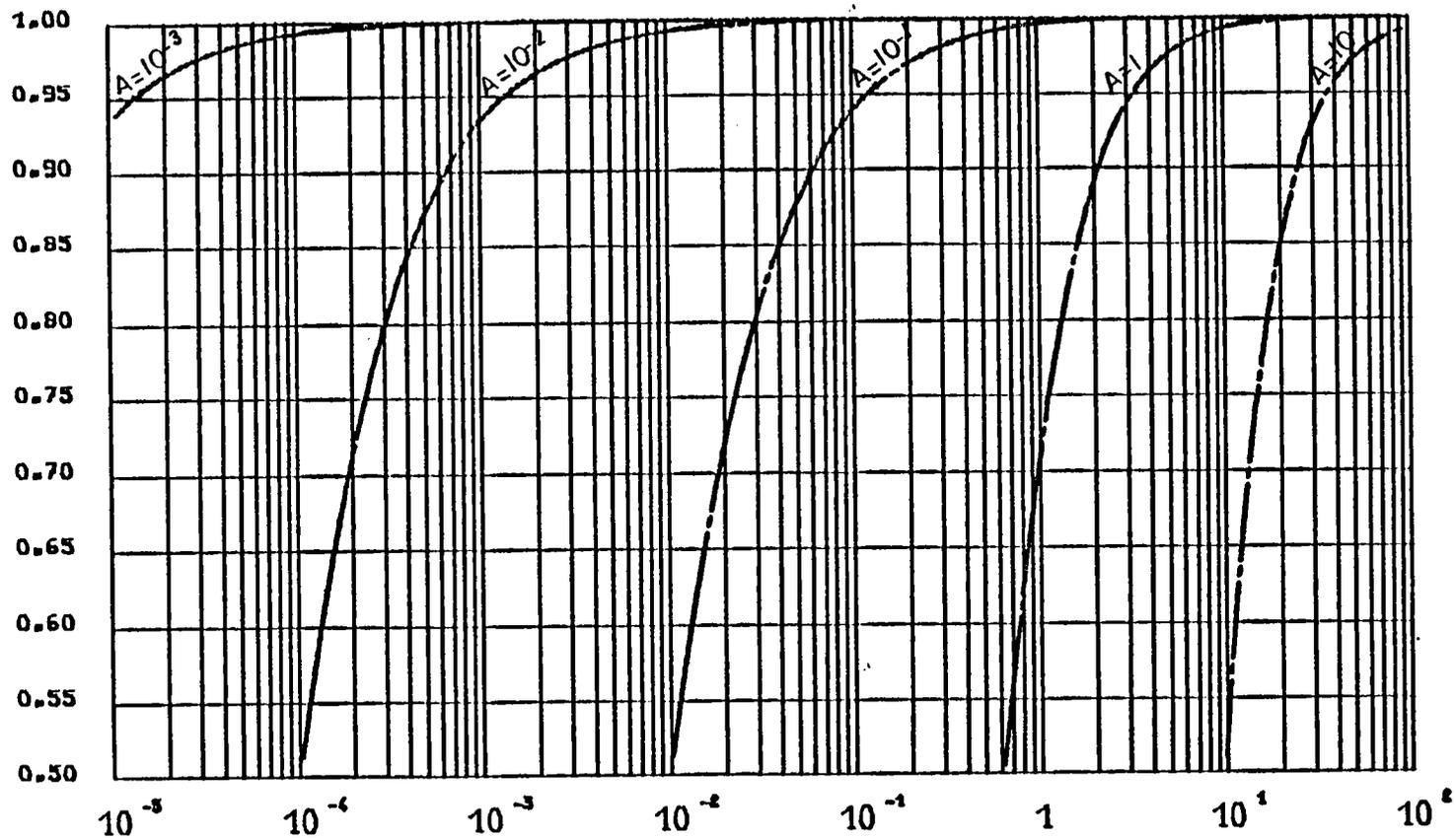


FIGURE 50

INFLUENCE DU CONTRASTE DE VISCOSITE SUR LA DUREE DE VIE  
D'UN DOUBLET (DATE DE PERCEE) .  
COMPARAISON DU CAS DU DOUBLET AUX RESULTATS DE CRAIG /3/  
POUR D'AUTRES DISPOSITIFS

DATE ADIMENSIONNELLE DE PERCEE



t0

FIGURE 51

DOUBLET HYDROTHERMIQUE - SEGREGATION PAR DENSITE  
INFLUENCE SUR LA DATE DE PERCEE

### 5.9. Application de ces différents résultats à des cas réels

Les résultats de cette étude ont été exposés en terme de nombres adimensionnels pour en assurer toute la généralité. Il est évidemment fort utile de voir quels seront, dans les applications pratiques :

- les valeurs des paramètres adimensionnels,
- l'ordre de grandeur des corrections apportées par la prise en compte des différents phénomènes physiques.

Les grandeurs physiques à prendre en compte nous ont été fournies par MM. CLOT et FABRIS (BRGM, département Géothermie), en fonction de l'expérience qu'ils ont acquise sur de nombreuses applications, notamment à l'occasion de réalisations de doublets exploitant la formation du Dogger dans le bassin parisien.

#### PARAMETRES PHYSIQUES

h, épaisseur aquifère (couche productive) :  $h = 40 \text{ m}$

Q, débit d'exploitation : 50 à 200 m<sup>3</sup>/h, valeur courante :  $Q = 120 \text{ m}^3/\text{h}$

D, espacement des puits : 800 à 2000 m, valeur courante :  $D = 1\,000 \text{ m}$

T<sub>0</sub>, température initiale de l'aquifère 55° à 80°C, valeur courante :  $T_0 = 70^\circ\text{C}$

T<sub>i</sub>, température de réinjection 20° à 45°C, valeur courante :  $T_i = 35^\circ\text{C}$

*N.B. : Le contraste de température résultant étant faible, les calculs ont été également effectués pour un réservoir à enthalpie nettement plus élevée. T<sub>i</sub> = 150°C (correspondant aux cas les plus favorables, prévisibles en Alsace).*

φ, porosité de la couche réservoir :  $\phi = 0.15$

ρ<sub>F</sub>C<sub>F</sub>, capacité calorifique de l'eau  $\rho_F C_F = 1 \text{ thermie/m}^3/\text{d}^\circ$

ρ<sub>R</sub>C<sub>R</sub>, capacité calorifique de la roche aquifère  $\rho_R C_R = 0.5 \text{ thermie/m}^3/\text{d}^\circ$

ρ<sub>A</sub>C<sub>A</sub>, capacité calorifique de l'aquifère  $\rho_A C_A = \phi \rho_F C_F + (1-\phi) \rho_R C_R = 0.575 \text{ thermie/m}^3/\text{d}^\circ$

ρ<sub>E</sub>C<sub>E</sub>, capacité calorifique des épontes  $\rho_E C_E = 0.5 \text{ thermie/m}^3/\text{d}^\circ$

$\lambda_E$ , conductivité thermique des épontes

$$\lambda_E = 0,6 \cdot 10^{-6} \text{ thermie/m/s/d}^\circ$$

$\lambda_A$ , conductivité thermique de l'aquifère

$$\lambda_A = 0,6 \cdot 10^{-6} \text{ thermie/m/s/d}^\circ$$

$\frac{K_H}{K_V} = \frac{k_H}{k_V}$  anisotropie des perméabilités

$$\frac{K_H}{K_V} \neq 10$$

paramètre inconnu dans ce réservoir géothermique et estimé en fonction d'une structure multistratée détectée par flowmètre

$K_H$ , perméabilité de DARCY horizontale

$$K_H = 5 \cdot 10^{-6} \text{ m/s } (k_H = 0.5 \text{ Darcy})$$

$K_V$ , perméabilité de DARCY verticale

$$K_V = 5 \cdot 10^{-7} \text{ m/s}$$

$\rho$ , masse volumique

eau pure	$\left\{ \begin{array}{l} 70^\circ \\ 35^\circ \end{array} \right.$	$\rho_o = 0.978 \cdot 10^3 \text{ kg/m}^3$	$\left. \begin{array}{l} \Delta \rho \\ \rho \end{array} \right\} = 0.016$
		$\rho_i = 0.994 \cdot 10^3 \text{ kg/m}^3$	

d'après H. SCHOELLER /19/

Dans le second cas (aquifère plus profond à  $150^\circ$ ), on a estimé que l'eau en place contenait 100 g/l (= 100kg/m<sup>3</sup>) de NaCl en solution sous 250 bars, dans ces conditions :

eau salée 100g/l p=250 bars	$\left\{ \begin{array}{l} 150^\circ \\ 35^\circ \end{array} \right.$	$\rho'_o = 1.00 \cdot 10^3 \text{ kg/m}^3$	$\left. \begin{array}{l} \Delta \rho \\ \rho \end{array} \right\} = 0.068$
		$\rho'_i = 1.07 \cdot 10^3 \text{ kg/m}^3$	

d'après Abaque Schlumberger : Production Log Interpretation

Viscosité cinématique :

eau pure	$\left\{ \begin{array}{l} 70^\circ \\ 35^\circ \end{array} \right.$	$v_o = 1/2.407$	$N = \frac{v_o}{v_i} = 0.57$
		$v_i = 1/1.375$	

d'après H. SCHOELLER /19/

eau salée 100 g/l p= 250bars	$\left\{ \begin{array}{l} 150^\circ \\ 35^\circ \end{array} \right.$	$\mu'_o = 0.26 \text{ centipoises}$	$N' = \frac{v'_o}{v'_i} = \frac{\mu'_o \rho'_i}{\mu'_i \rho'_o} = \frac{0.26}{0.88} \cdot \frac{1.07}{1}$
		$\mu'_i = 0.88 \text{ centipoises}$	

$$N' = 0.32$$

d'après CHESNUT, Shell Development Company

vitesse de la nappe : un faible écoulement naturel aurait pu être détecté avec une vitesse apparente :

$$v_o \neq 1 \text{ m/an}$$

Dispersivité cinématique :

Sur une distance de 1 000 m, on peut attendre un nombre de Péclet dispersif  $Pe = D/\alpha$  de l'ordre de 30, soit

$$\boxed{\alpha = 33 \text{ m}}$$

Ce paramètre est extrêmement variable suivant les formations, et aucune mesure n'a été réalisée à notre connaissance sur les réservoirs géothermiques. Dans un réservoir hétérogène (multistrate, fissures larges et espacées, lentilles argileuses, ...),  $\alpha$  pourrait être encore plus élevé (100 m ou même 300 m).

#### PARAMETRES ADIMENSIONNELS

Dans ces conditions, les paramètres adimensionnels sont les suivants :

$$T_D = \frac{T - T_0}{T_1 - T_0} \quad \boxed{T_D = \frac{70 - T(^{\circ}\text{C})}{35}, \quad T'_D = \frac{150 - T(^{\circ}\text{C})}{115}}$$

$$t_D = \frac{3 \rho_F C_F}{\pi \rho_A C_A} \frac{Q}{D^2 h} t = \frac{3}{\pi} \cdot \frac{1}{0.575} \cdot \frac{120/3600}{10^6 \cdot 40} t$$

$$\boxed{t_D = 1.38 \cdot 10^{-9} t(\text{s}) = \frac{t(\text{années})}{23}}$$

$Pe$ , nombre de Péclet résultant de la conduction thermique

$$Pe = \frac{\rho_F C_F}{\lambda_A} \cdot \frac{Q}{\pi h} = \frac{1}{0.6 \cdot 10^{-6}} \cdot \frac{120/3600}{\pi \cdot 40} = 440$$

$$\boxed{Pe = 440}$$

~

$Pe$ , nombre de Péclet résultant des effets conjugués de la conduction et de la dispersion ; la conductivité équivalente à la dispersion est (SAUTY 18/) :

$$\lambda_D = \alpha \lambda_V \rho_F C_F$$

ce paramètre lié à la vitesse est différent en chaque point de l'aquifère ; toutefois, pour étudier son effet sur la date de percée, il est raisonnable de prendre  $V_D$  vitesse moyenne sur l'axe entre les deux puits E et R :

$$V_D = \frac{3 Q}{\pi D h} \left\{ \begin{array}{l} \text{la vitesse au point central qui a servi de référence pour } Pe \text{ est :} \\ \frac{2 Q}{\pi D h} \end{array} \right\}$$

$$\text{donc } \lambda_D = \frac{3}{\pi} \cdot \alpha \cdot \rho_F C_F \cdot \frac{Q}{Dh} = \frac{3}{\pi} \cdot 33 \cdot 1 \cdot \frac{120/3600}{10^3 \cdot 40}$$

$$\lambda_D = 2.6 \cdot 10^{-5} \text{ thermie/m/s/d}^\circ = 43.7 \cdot \lambda_A$$

$$\text{D'où } \tilde{Pe} = \frac{\rho_F C_F}{\lambda_A + \lambda_D} \cdot \frac{Q}{\pi h} = \frac{1}{27 \cdot 10^{-6}} \cdot \frac{120/3600}{\pi \cdot 40} = 9.9$$

$$\boxed{Pe \neq 10}$$

$$\Lambda = \frac{\rho_F C_F}{\lambda_E} \frac{\rho_A C_A}{\rho_E C_E} \frac{Qh}{D^2} = \frac{1}{0.6 \cdot 10^{-6}} \cdot \frac{0.575}{0.5} \cdot \frac{120}{3600} \cdot \frac{40}{10^6}$$

$$\boxed{\Lambda = 2.6}$$

$$Q_D = \frac{Q}{h a v_0} = \frac{2Q}{h D v_0} = \frac{2 \cdot 120/3600}{40 \cdot 10 \cdot 1/(86400 \times 365)}$$

$$\boxed{Q_D = 53}$$

$$N = v_0/v_1$$

$$\boxed{N = 0.57 \quad N' = 0.32}$$

$$A = \frac{4}{\sqrt{3}} \frac{h}{D} \sqrt{\frac{k_H}{k_V}} = \frac{4}{\sqrt{3}} \frac{40}{10} \sqrt{10}$$

$$\boxed{A = 0.29}$$

$$t_{D0} = \frac{4}{\pi} \frac{\rho_F C_F}{\rho_A C_A} \frac{Q}{D^2} \frac{\phi}{K_V} \frac{1}{\Delta\rho/\rho} = \frac{4}{\pi} \frac{1}{0.575} \frac{120/3600}{10^6} \frac{0.15}{5 \cdot 10^{-7}} \frac{1}{0.016}$$

$$\boxed{t_{D0} = 1.38 \quad t'_{D0} = 0.33}$$

#### DUREE DE VIE DU DOUBLET

Le schéma convectif pur conduit à une prédiction de durée de vie telle que  $t_D = 1$ , soit :

$$\boxed{t_p = 23 \text{ ans}}$$

#### FACTEUR DEFAVORABLE : CONDUCTION DANS L'AQUIFERE

Les transferts par conduction thermique accélèrent la date d'apparition d'une baisse de température à la production.

Pour  $Pe = 10$ ,  $\Lambda = 2.6$  (cf. courbes 5 et 6 de la figure 48), cette date correspond approximativement à :

$$\boxed{t_D = 0.7} \quad \text{soit} \quad \boxed{t_p = 16 \text{ ans}}$$

En fait, la chute de température qui s'ensuit est beaucoup plus lente qu'en l'absence de conduction ; finalement, ce phénomène est plutôt favorable si l'on veut bien admettre une légère diminution du rendement (voir plus bas).

#### FACTEUR DEFAVORABLE : SEGREGATION PAR DENSITE

La date de percée apparaît plus tôt pour les couches profondes où le front froid avance plus rapidement.

$$\text{L'étalement du front est } \Delta x_D = \frac{A}{2} \frac{1/t_{D0}}{\sqrt{1 + 1/t_{D0}}}$$

$$\Delta x_D = 0.08 \text{ (pour } T_0 = 70^\circ)$$

$$\Delta' x_D = 0.22 \text{ (pour } T_0 = 150^\circ)$$

et

$$\boxed{t_D = 0.98 ; t_p \neq 23 \text{ ans}}$$

$$\boxed{t'_D = 0.88 ; t_p \neq 20 \text{ ans}}$$

Ce facteur, négligeable dans l'exemple du Dogger, est un peu plus sensible avec un réservoir à  $150^\circ$  (date de percée avancée de 12%).

#### FACTEUR FAVORABLE : ECOULEMENT NATUREL DE LA NAPPE

L'implantation du doublet suivant l'axe de l'écoulement de la nappe (ce qui suppose connue sa direction), mais à contre-courant de celle-ci, permet de diminuer le taux de recyclage. En effet, pour  $Q_D = 53 > 2\pi$ , l'angle optimal  $\beta_m$  est  $0^\circ$ .

La figure 12 permet de prévoir un taux maximal de recyclage de l'ordre de 68%.  $I = 0.68 Q$ .

D'autre part, la courbe de recyclage peut être déduite de la figure 13 qui exprime  $C = T_D \cdot \frac{Q}{I} = \frac{T_D}{0.68}$  ; en effet, l'intersection de l'horizontale  $Q_D = 53$  avec les courbes  $C = \text{constante}$  permet de lier  $T_D$  à la variable utilisée en abscisse, soit :

$$\frac{4\pi}{3} \frac{t_D}{Q_D} = 0.079 t_D$$

D'où le tableau suivant, qui conduit à la courbe de recyclage indiquée sur la figure 51 :

$c$	$\frac{4\pi}{3} \cdot \frac{t_D}{Q_D}$	$t_D$	$T_c = 0.68 c$
10 %	0.085	1.07	0.07
20 %	0.090	1.13	0.14
40 %	0.12	1.51	0.27
60 %	0.20	2.51	0.41
75 %	0.36	4.52	0.51
90 %	1	12.55	0.61

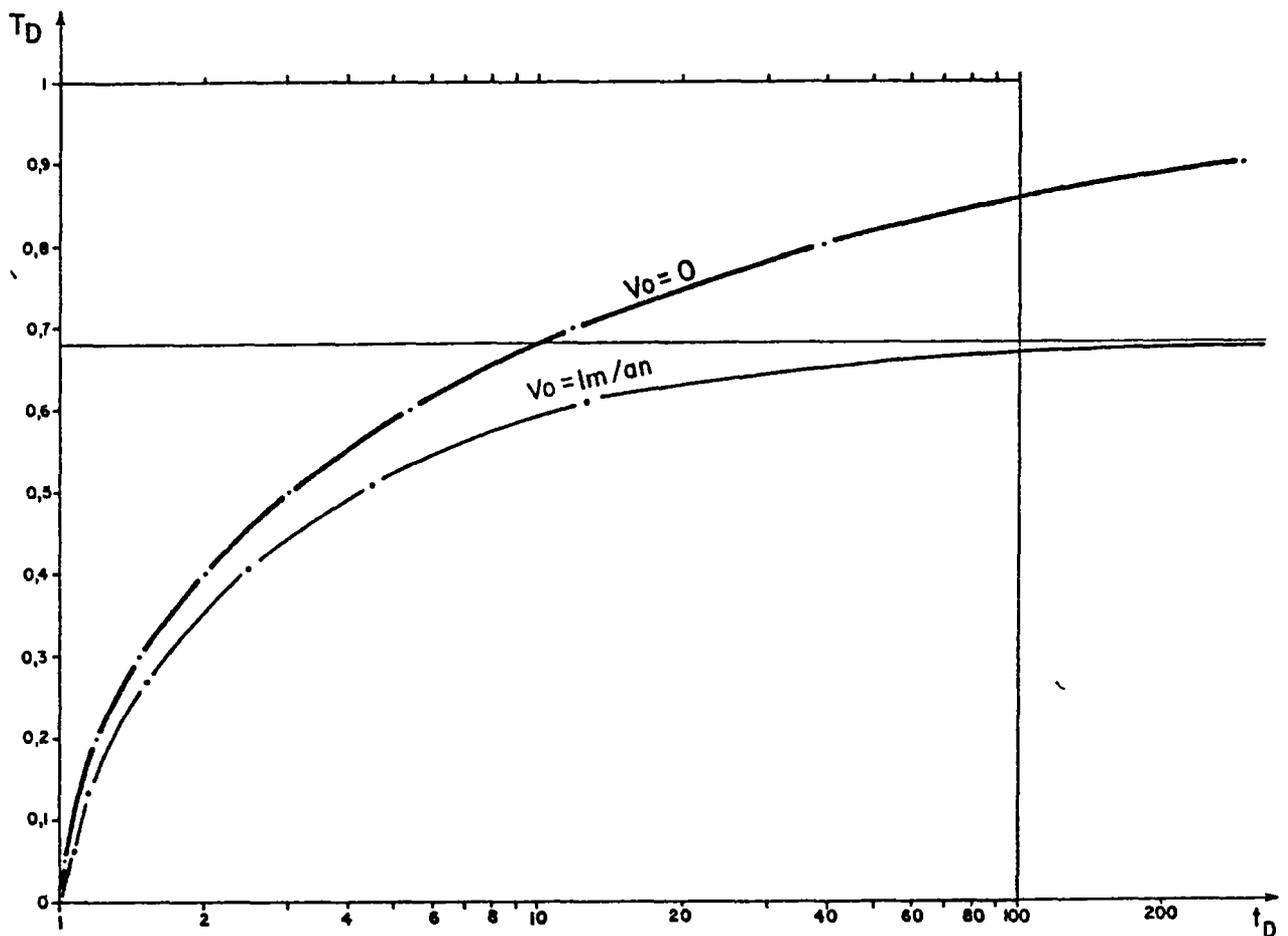


FIGURE 52

INFLUENCE DE LA VITESSE DE LA NAPPE SUR LA COURBE DE RECYCLAGE

Si le taux de recyclage est nettement diminué en régime stabilisé, par contre la partie de la courbe qui nous intéresse - date de percée et début du recyclage - est très peu modifiée. On peut donc conclure à une influence négligeable de l'écoulement naturel sur la durée de vie du doublet. Il n'en serait pas de même pour un doublet établi dans une nappe superficielle où les vitesses d'écoulement sont nettement supérieures (par exemple, un doublet de climatisation).

FACTEUR FAVORABLE : IMPLANTATION D'AUTRES DOUBLETS AU VOISINAGE

On a vu (§ 2.4.4.) que la proximité de deux doublets judicieusement implantés (configuration (3)) pouvait retarder de 20% la date de percée, et que la mise en place en quinconce d'un grand nombre de doublets pouvait la prolonger de 50% (configuration (5)).

$$t_D = 1.20 ; t_p = 28 \text{ ans}$$

ou

$$t_D = 1.50 ; t_p = 34 \text{ ans}$$

En fait, vu le coût des forages, dans bien des cas il est plus économique d'accroître la distance entre les puits, au moins au niveau de production.

Si l'on remplace les deux puits d'un doublet par quatre puits équidistants avec puits de même nature en quinconce, on divise le débit de chaque puits par deux et on accroît la durée de vie de chaque doublet d'un facteur 1.2, soit au total un facteur 2.4 ( $t_p = 55$  ans).

On peut obtenir le même facteur en accroissant de 55% la distance entre les puits du doublet unique (car  $\sqrt{2.4} = 1.55$ ).

FACTEUR FAVORABLE : APPORT COMPLEMENTAIRE PAR LES EPONTES ET CONDUCTIVITE APPARENTE DE L'AQUIFERE

Par interpolation logarithmique, on peut, sur l'abaque de la figure 48, construire la courbe de recyclage correspondant à  $\Lambda = 2.6$ ,  $Pe = 10$ .

On a montré précédemment que la date de percée est avancée de 30% ( $t_D = 0.7$ ) ; par contre, la chute de température relative n'atteint 10% que pour  $t_D = 1.7$  et 20% pour  $t_D = 3$  (au lieu de 1.05 et 1.18 seulement en l'absence de conduction).

Suivant la chute de température tolérée à la production, la durée de vie du doublet peut être très notablement étendue

$T_D = 0\%$	$t_D = 0.7$	$t = 16$ ans
$T_D = 10\%$	$t_D = 1.7$	$t = 39$ ans
$T_D = 20\%$	$t_D = 3.$	$t = 69$ ans

Il convient de noter que  $T_D$  est une chute de température relative à l'écart entre celles de l'eau en place et de l'eau injectée (à  $35^\circ$ ) :

$$\text{pour } T_0 = 70^\circ\text{C} \quad \left\{ \begin{array}{l} T_D = 10\% \text{ conduit à accepter } T = 66^\circ\text{C} \\ T_D = 20\% \text{ conduit à accepter } T = 63^\circ\text{C} \end{array} \right.$$

$$\text{pour } T_0 = 150^\circ\text{C} \quad \left\{ \begin{array}{l} T_D = 10\% \text{ conduit à accepter } T = 138^\circ\text{C} \\ T_D = 20\% \text{ conduit à accepter } T = 127^\circ\text{C} \end{array} \right.$$

Notons par ailleurs que le paramètre  $\alpha$  de dispersivité cinématique a été estimé arbitrairement à 30 m ; en fait, ce paramètre dépend très fortement de la structure intime du milieu aquifère ; il ne peut être véritablement connu que par mesures in situ (traçages chimiques notamment). Il n'est pas impossible qu'il soit nettement plus élevé : 100 m ou même 300 m pour un milieu très hétérogène. Dans ce cas, le nombre de Péclet thermique ne serait plus 10 mais 3 ou à la limite 1.

Dans ces conditions, la courbe de restitution serait encore plus aplatie et les durées de vie en fonction des tolérances sur le niveau d'énergie à l'exploitation prolongées d'autant.

#### FACTEUR FAVORABLE : INFLUENCE DE LA VISCOSITE

L'eau froide réinjectée est moins mobile que l'eau chaude du réservoir, ce qui ralentit le déplacement d'un front thermique d'un puits à l'autre.

Pour  $N = 0.57$  (données du Dogger), la date de recyclage est retardée d'environ 15%

$$T_D = 1.15 ; t_p = 26 \text{ ans}$$

Pour  $N = 0.32$  ( $T_0 = 150^\circ$ ), le retard est porté à 45%

$$T_D = 1.45 ; t_p = 33 \text{ ans}$$

## CONCLUSIONS

La durée de vie d'un doublet peut, en première approximation, être évaluée par la date de percée du modèle convectif pur :

$$t_p = \frac{\pi}{3} \cdot \frac{\rho_A C_A}{\rho_F C_F} \cdot \frac{D^2 h}{Q}$$

Le terme le plus mal connu dans cette expression est h. Il peut être déterminé par la réalisation de diagrapies de production.

Si le réservoir n'est pas sensiblement homogène sur toute son épaisseur, la valeur de h à prendre en compte dépendra de sa structure du point de vue hydraulique :

- en cas de détection d'une couche nettement plus transmissive véhiculant la majeure partie du débit, c'est cette épaisseur qu'il conviendra de prendre en compte ;
- si le réservoir a une structure multistratée avec alternance de couches lentes et rapides, c'est la totalité de l'épaisseur qui devra être prise en compte : la conductivité thermique verticale et la dispersion cinématique transversale homogénéisent le front thermique sur les verticales dès que l'on atteint une certaine distance du puits d'injection ; il faudra cependant s'attendre, dans ce cas, à la présence d'une forte dispersivité dans le plan de l'écoulement.

L'application à un doublet foré dans le Dogger du bassin parisien avec un espacement de 1000m entre les puits conduit à une durée de vie  $t_p = 23$  ans.

La prise en compte des différents facteurs physiques conduit à corriger cette estimation  $t_p$  de la durée de vie qui de toutes façons sert de référence.

Les phénomènes complémentaires les plus importants sont les transferts diffusifs dans l'aquifère et l'apport complémentaire de thermies en provenance des éponges par conduction thermique.

Le second facteur est entièrement favorable : diminution de la chute de la température consécutive au recyclage. Avec les données expérimentales dont nous disposons, le paramètre  $\Lambda$  caractérisant les échanges avec les éponges est de l'ordre de 3 ; la chute de la température est (fig. 16) réduite plus que de moitié.

Quant au premier facteur (transferts diffusifs dans l'aquifère), il comprend à la fois les transferts par conduction thermique et l'étalement du front convectif par dispersion cinématique. En ce qui concerne la conduction thermique horizontale pure dans l'aquifère, on s'aperçoit que son influence est négligeable avec un nombre de Péclet supérieur à 400 (cf. fig. 46 et 47). Par contre, la dispersion cinématique conduit à un nombre de Péclet de 10 pour une dispersivité moyenne de 33 m sur une distance de 1 000 m ; son influence est déjà beaucoup plus sensible.

La température à la production commence à varier après 16 ans de fonctionnement, mais avec une dérivée plus faible qu'en l'absence de diffusion dans l'aquifère.

L'effet combiné de la dispersion et des échanges avec les épontes conduit à une durée de vie de 39 ans si l'on admet une chute de 10% sur le rendement thermique du réservoir, et de 69 ans pour une chute de 20%.

En fait, la grande inconnue est la dispersivité du milieu. Si celui-ci est très hétérogène (multistrate ou fissures larges mais espacées), l'estimation  $\alpha = 33$  m pourrait être fortement sous-évaluée. Or, une valeur de 100 m ( $Pe = 3$ ) ou même à la limite 300 m ( $Pe = 1$ ) affecterait très nettement la courbe de recyclage avec première apparition de la baisse de température au bout d'une dizaine d'années (pour  $Pe = 1$ ), mais variations beaucoup plus lentes : seulement 10% de baisse de température après une durée de fonctionnement de l'ordre de 60 ans.

Cette dispersivité peut être mesurée par traçages à l'aide de marqueurs chimiques ou à la rigueur par expérimentations thermiques : injection d'eau froide et interprétation du comportement thermique du réservoir. La valeur obtenue aura d'autant plus de signification qu'elle résulte d'une mesure affectant une portion plus grande de l'aquifère réservoir.

L'injection de traceur réalisée sur le doublet en opération a l'avantage de marquer l'eau injectée qui se déplace plus vite que le front thermique moyen, dans un rapport  $u/v_{th} = \frac{1}{\phi} \frac{\rho_A C_A}{\rho_F C_F}$  (soit 3.8 dans l'exemple cité).

L'arrivée du traceur permet donc de prévoir la date de recyclage  $t_p$  et l'analyse de la courbe de restitution permet d'estimer la dispersivité du milieu ; on dispose ainsi des renseignements principaux nécessaires à une bonne prévision, mais seulement après une longue durée d'exploitation (dans l'exemple cité :  $\frac{23}{3.8} = 6$  ans).

D'autres phénomènes contribuent à prolonger la vie du doublet, mais avec une influence relativement faible.

Le contraste de température entre l'eau froide injectée et l'eau chaude en place a deux conséquences : la ségrégation verticale par densité, qui avance la date de percée du front à la base de l'aquifère, et le ralentissement de la progression de l'eau froide plus visqueuse.

Le calcul fait pour deux contrastes de température ( $70^{\circ} - 35^{\circ}$  et  $150^{\circ} - 35^{\circ}$ ) conduit pour l'effet de densité à multiplier la durée de vie par des facteurs respectifs de 0.98 et 0.88, de faible influence en regard de celle du contraste de viscosité cinématique : respectivement 1.15 et 1.45, soit globalement des facteurs multiplicatifs : 1.13 (26 ans) et 1.28 (29 ans).

Le voisinage de deux doublets de mêmes caractéristiques, judicieusement installés, pourrait accroître de 20% la durée de vie de chacun.

L'influence de l'écoulement de la nappe est négligeable compte tenu des vitesses naturelles rencontrées dans les aquifères à grande profondeur.

Il convient donc de retenir l'importance de la structure de l'aquifère qui se traduit par l'épaisseur utile  $h$  et la dispersivité  $\alpha$  du milieu. Ces paramètres peuvent être approchés par diagraphies de production ; ils peuvent être précisés par expériences de traçage.

L'épaisseur  $h$  est déterminante pour l'évaluation de la date de percée  $t_p$ , élément de base dans le calcul de la durée de vie du doublet. La dispersivité cinématique dont l'influence dans l'aquifère est nettement supérieure à celle de la conduction thermique horizontale conditionne le nombre de Péclet. Si celui-ci est supérieur à 10, l'influence de la diffusion est relativement faible devant les conséquences des apports thermiques par les épontes. Dans le cas contraire, et singulièrement au voisinage de  $Pe = 1$ , son effet sera du même ordre ou même supérieur à celui des épontes, quant au ralentissement de la chute de température.

## RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- /0/ GOGUEL (J.) .- La géothermie .- *Paris, Doin, 1975.*
- /1/ BEAR (J.) .- Dynamics of fluids in porous media .- *New York, American Elsevier, 1972.*
- /2/ CARSLAW (H.S.), JAEGER (J.C.) .- Conduction of heat in solids, 2nd ed. .- *New York, London, Oxford University Press, 1959.*
- /3/ CRAIG (F.F.) .- The reservoir engineering aspects of waterflooding .- *Dallas, Tex., Society of Petroleum Engineers, monogr. Ser., vol. 3, 1971.*
- /4/ DEANS (H.A.) .- A mathematical model for dispersion in the direction of flow through porous media .- *J. Soc. Petroleum Engrs, 1963, p. 49-52.*
- /5/ FRIED (J.J.), COMBARNOUS (M.A.) .- Dispersion in porous media .- In : *Advances in hydroscience* , *New York, London, Academic Press, 1971, vol. 7, p. 169-282.*
- /6/ GARDNER (G.H.F.), DOWNIE (J.), KENDALL (H.A.) .- Gravity segregation of miscible fluids in linear models .- *J. Soc. Petroleum Engrs, 1962, p. 95-104.*
- /7/ GRINGARTEN (A.C.), SAUTY (J.P.) .- Simulation des transferts de chaleur dans les aquifères .- *Bull. BRGM, 2ème série, sect. III, n° 1, 1975, p. 25-34.*
- /8/ GRINGARTEN (A.C.), SAUTY (J.P.) .- Influence de la réinjection sur la température d'un réservoir géothermique utilisé pour le chauffage urbain .- *2ème colloque intern. des Nations Unies sur le développement et l'utilisation des ressources géothermiques, San Francisco, 20-29 mai 1975.*
- /9/ GRINGARTEN (A.C.), SAUTY (J.P.) .- A theoretical study of heat extraction from aquifers with uniform regional flow .- *Journ. Geophys. Res., vol. 80, n° 35, 1975, p. 4956-4962.*
- /10/ GRINGARTEN (A.C.) .- Reservoir lifetime and heat recovery factor in geothermal aquifers used for urban heating .- *Joint IASPAI/IASVEI Symposium, Durham (U.K.), August 11-12, 1977.*

- /11/ HOUPEURT (A.), DELOUVRIER (J.), IFFLY (R.) .- Fonctionnement d'un doublet hydraulique de refroidissement .- *La Houille Blanche*, n° 3, 1965, p. 239-246.
- /12/ KIDDER (R.E.) .- Motion of the interface between two immiscible liquids of unequal density in a porous medium .- *Journ. Appl. Phys.*, vol. 27, 1956 p. 1546.
- /13/ LANTZ (R.B.) .- Quantitative evaluation of numerical diffusion .- *J. Soc. Petroleum Engrs.*, 1971, p. 315-320.
- /14/ Le BLANC (J.L.), CAUDLE (B.H.) .- A streamline model for secondary recovery .- *J. Soc. Petroleum Engrs.*, 1971, p. 7-12.
- /15/ MUSKAT (M.) .- The flow of homogeneous fluids through porous media .- *New York, Mac Graw Hill*, 1937 ; 2nd printing by Ann Arbor, Mich., Edwards, 1946.
- /16/ NARASIMHAN (T.N.), WITHERSPOON (P.A.) .- An integrated finite difference method for analyzing fluid flow in porous media .- *Water Res. Research*, vol. 12, n° 1, 1976, p. 57-64.
- /17/ PFANKUCH (H.O.) .- Contribution à l'étude des déplacements de fluides miscibles dans un milieu poreux .- *Revue de l'Institut français du pétrole*, vol. 18, n° 2, 1963, p. 215-270.
- /18/ SAUTY (J.P.) .- Contribution à l'identification des paramètres de dispersion dans les aquifères par interprétation des expériences de traçage .- *Thèse doct.-ing.*, Grenoble, 1977.
- /19/ SCHOELLER (H.) .- Les eaux souterraines .- *Paris, Masson*, 1962.
- /20/ TSANG (C.F.), LIPPMANN (M.J.), GORANSON (C.B.), WITHERSPOON (P.A.) .- Numerical modeling of cyclic storage of water in aquifers .- *Fall Annual meeting, Amer. Geophys. Union, San Francisco (Ca.)*, Dec. 6-19, 1976, Lawrence Berkeley Lab., Rpt LBL-5929, 1976.
- /21/ BERKALOFF (E.) .- Circuits de refroidissement industriels alimentés par puisage et injection d'eau souterraine .- *BRGM, rapport inédit DS.64 A 50*, 1964.
- /22/ COATS (K.), SMITH (B.D.) .- Dead-end pore volume and dispersion in porous media .- *J. Soc. Petroleum Engrs.*, 1964, p. 73-84.

- /23/ DA COSTA (J.A.), BENNETT (R.R.) .- The pattern of flow in the vicinity of a recharging and discharging pair of wells in an aquifer having areal parallel flow .- *Helsinki, UGGI/AIHS, Publ. n° 52, 1960.*
- /24/ GROVE (D.B.), BEETEM (W.A.), SOWER (F.B.) .- Fluid travel time between a recharging and discharging well pair in an aquifer having a uniform regional flow field .- *Water Resources Research, vol. 6, n° 5, 1970.*
- /25/ LAUWERIER (H.A.) .- The transport of heat in an oil layer caused by the injection of hot fluid .- *Appl. Sci. Res., section A, vol. 5, 1955.*

# A N N E X E I

PRÉPARATION DES DONNÉES POUR LE PROGRAMME EDITH

## 1 - DESCRIPTION DES DONNEES ET DES RESULTATS

### 1.1. Données générales

Le programme EDITH effectue en série une suite de simulations hydrauliques ou thermiques qui s'enchainent. On distingue les données générales et celles particulières à chaque simulation.

#### Données nécessaires pour les simulations hydrauliques et thermiques

- nombre de lignes
- nombre de panneaux de 20 colonnes
- longueur en mètres d'un côté d'une maille
- symboles utilisés pour la sortie des courbes isovaleurs à l'imprimante.

#### Données nécessaires pour les simulations hydrauliques

- coefficient W de surrelaxation
- nombre d'itérations maximum pour une simulation hydraulique
- tolérance sur la variation globale des charges d'une itération à l'autre
- facteurs de conversion des unités M.S.K. pour les perméabilités, les débits et les charges hydrauliques
- facteur d'anisotropie pour les perméabilités
- valeurs minimum, maximum et intervalle pour les équipotentielles et autres courbes d'isovaleurs.

#### Données nécessaires pour les simulations thermiques

- nombre total de couches
- numéro de la couche aquifère
- nombre d'itérations maximum pour le calcul de  $\theta'_c$
- tolérance sur la variation maximum d'une itération à l'autre
- facteur géométrique de croissance du pas de temps pour le calcul thermique

- pas de temps minimum pour le calcul thermique
- pas de temps maximum pour le calcul thermique.
- facteurs de conversion des unités pour les conductivités thermiques, les produits  $\rho c$  (capacités calorifiques volumiques), les flux thermiques
- coefficient de centrage du terme de convection dans le calcul de  $\theta'_c$  (cf. §3.2.2.1.2.)
- facteur  $\rho_L c_L$  pour l'eau
- valeurs de l'isotherme minimum et maximum et de l'intervalle entre couches isothermes
- nombre de mailles à historique - une maille à historique étant une maille pour laquelle on désire connaître l'évolution de la température en fonction du temps
- coordonnées et numéro de couche des mailles à historiques.

### 1.2. Données particulières à une simulation

#### Données particulières nécessaires pour un calcul hydraulique

- tableau des perméabilités
- tableau des cotes de substratum
- tableau des cotes de toit
- tableau des débits
- tableau des charges initiales
- les limites hydrauliques données à l'aide du tableau des débits (9999 dans les mailles du pourtour).

Toutes les données présentées dans ce paragraphe peuvent, si cela est nécessaire, être modifiées quand on aborde une nouvelle simulation hydraulique : par exemple, perméabilités, limites, cotes du toit, etc...

Données particulières nécessaires pour un calcul thermique

- tableaux des conductivités thermiques, des capacités calorifiques, des températures à l'instant précédent, des températures d'injection et des porosités. On fournira de plus les tableaux des débits, des charges hydrauliques et des perméabilités si l'on connaît a priori la carte piézométrique sans avoir besoin de la recalculer (en général, réutilisation d'un calcul antérieur)
- limites thermiques données à l'aide du tableau des capacités calorifiques (9999 dans les mailles du pourtour).

1.3. Calculs et résultats fournis par le programme

Les calculs effectués par le programme EDITH sont un enchaînement de simulations hydrauliques en régime permanent (calcul de  $H_c$  à l'aide de la formule (5)) et de simulations thermiques en transitoire (calcul de  $\theta'_c$  à l'aide de la formule (6)).

Le programme EDITH fournit en cours de simulation, suivant ce que l'utilisateur demande dans les données particulières à chaque simulation, :

Pour la couche aquifère :

- . le tableau des perméabilités
- . le tableau des potentiels
- . les équipotentielles (à l'imprimante)
- . le tableau des débits d'exploitation
- . le tableau des débits calculés à partir des potentiels
- . le tableau des porosités

Pour toutes les couches :

- . le tableau des cotes de substratum
- . le tableau des cotes de toit
- . le tableau des conductivités thermiques
- . le tableau des produits  $\rho \times c$
- . le tableau des températures
- . les isothermes (à l'imprimante)
- . le tableau des températures de l'eau injectée.

Pour les couches inférieure et supérieure :

- . la nature des conditions aux limites
- . les flux ou les températures imposées aux limites.

Toutes ces sorties se font dans les unités d'entrée, leur nombre n'est pas limité par le programme.

De plus, en fin de simulation, le programme imprime et dessine à l'aide du traceur de courbes l'évolution de la température en fonction du temps pour certaines mailles (celles pour lesquelles on demande un historique dans les généralités).

Le nombre d'historique n'est pas limité, mais, si le nombre de pas de temps dépasse 100, le programme en supprime certains dans les sorties.

## 2 - MISE EN FORME DES DONNEES

La figure 1. résume l'organisation des données et indique les bordereaux correspondants.

Pour les valeurs rentrées par tableau, il n'y a pas de bordereau particulier ; on utilise un bordereau séparé de 4 cases en 4 cases. Ce bordereau comporte 20 mailles en largeurs et un nombre quelconque de mailles en longueur.

Les pages qui suivent décrivent les données carte par carte. On veillera à perforer sur les cartes les textes des bordereaux, et ne rien perforer dans les zones réservées.

### 2.1. Cartes perforées à l'aide du bordereau 1

ETUDE= NO DU WJ= NIL= COTE= METRES

Bordereau 1

FORMAT (8A4,3X,I3,4X,I4,6X,F4.0,18X,I5)

Description des données	numéro des colonnes	Format
Nom de l'étude	7 à 15	A
Numéro du passage sur ordinateur	18 et 19	A
Date du passage sur ordinateur	24 à 31	A
Zone réservée (ne rien inscrire)	32	A
Nombre de panneaux de 20 colonnes	36 à 38	I3
Nombre de lignes	43 à 46	I4
Longueur en mètres du côté d'une maille	53 à 56	F4.0
Zone réservée (ne rien inscrire dans ces colonnes)	75 à 79	I5

ORGANISATION DES DONNEES

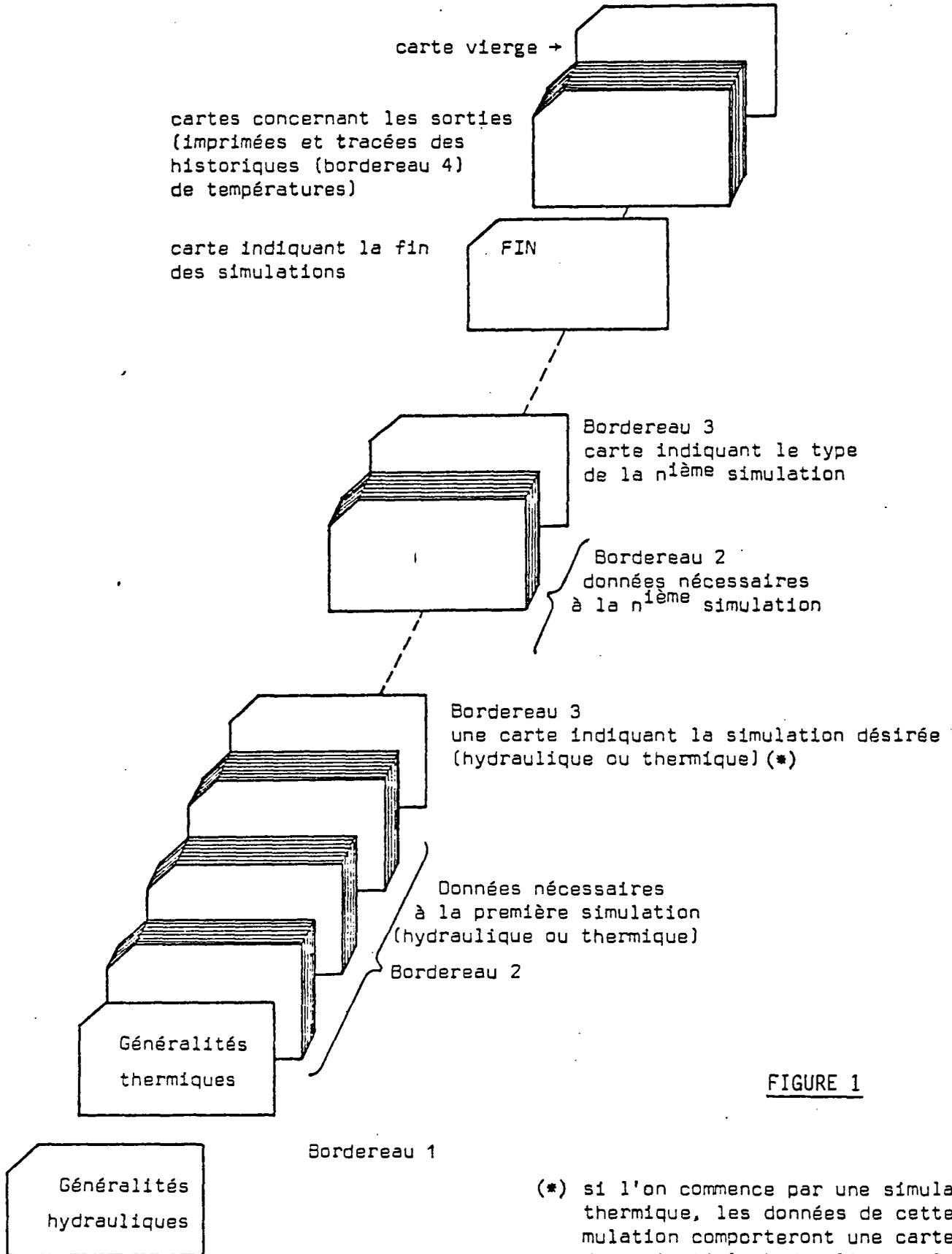


FIGURE 1

(\*) si l'on commence par une simulation thermique, les données de cette simulation comporteront une carte des potentiels hydrauliques, le tableau des perméabilités, ...





Bordereau 1

FØRMAT (12A4,1X,F9.0,15X,5X,I1)

CHARGES EN

Description des données	numéro des colonnes	Format
Libellé de l'unité des potentiels hydrauliques	12 à 47	A
Zone réservée	48	
Facteur de conversion en MKS des potentiels hydrauliques	50 à 58	F9.0
Zone réservée (ne rien écrire en col. 74)	74	I1
Zone réservée (ne rien écrire en col. 80)	80	I1

Bordereau 1

FØRMAT (12A1)

\* 0123456789

Description des données	numéro des colonnes	Format
Symboles utilisés pour l'impression cartes d'isovaleurs	1 à 12	A.

Bordereau 1

FØRMAT (16X,F6.0,5X,F6.0,5X,F6.0)

ISOCHARGES CMIN CMAX CINC

Description des données	numéro des colonnes	Format
Valeur de l'équipotentielle minimum	17 à 22	F6.0
Valeur de l'équipotentielle maximum	28 à 32	F6.0
Valeur de l'intervalle entre 2 équipotentielles	39 à 44	F6.0

Bordereau 1

FORMAT (16X,F6.0,5X,F6.0,5X,F6.0)

ISOVALEURS, CMIN, CMAX, CINC

Description des données	numéro des colonnes	Format
Valeur de l'isovaleur minimum	17 à 29	F6.0
Valeur de l'isovaleur maximum	28 à 32	F6.0
Valeur de l'intervalle entre 2 isovaleurs	39 à 44	F6.0

Remarque : ces trois valeurs sont celles qui sont prises en compte lorsque l'on demande (à l'aide du bordereau 2 décrit au §5.2.) des isovaleurs pour des données autres que des charges et des températures.

Bordereau 1

FORMAT (18X,I2,19,I2,17X,I4,F7.0)

NOMBRE DE COUCHES, NUMERO AQUIFERE, NB D'ITERATIONS, TOLERANCE

Description des données	numéro des colonnes	Format
Nombre total de couches	19 et 20	I2
Numéro de la couche aquifère (cf. § 3.2. pour la numérotation des couches), si ce numéro est égal à 0, les calculs seront faits comme s'il n'y avait pas d'aquifère	40 et 41	I2
Nombre maximum d'itérations pour un calcul thermique	59 à 62	I4
Tolérance sur la variation maximum de température d'une itération à l'autre	74 à 80	F7.0

Bordereau 1

FØRMAT (20X,F4.0,20X,F8.0,20X,F8.0)

FACT. GEOM. DU TEMPS= | | | | PAS LE CALCUL MINI= | | | | | PAS DE CALCUL MAXI= | | | | |

Description des données	numéro des colonnes	Format
Facteur de progression géométrique du pas de temps pour le calcul thermique (doit être égal ou supérieur à 1)	21 à 24	F4.0
Pas de temps minimum pour le calcul thermique	45 à 52	F8.0
Pas de temps maximum pour le calcul thermique	73 à 80	F8.0

Bordereau 1

FØRMAT (12A4,1X,F9.0)

CONDUCTIVITES THERMIQUES EN | | | | | CALORIES/DEGRE/M/S | | | | |

Description des données	numéro des colonnes	Format
Libellé de l'unité des conductivités thermiques	29 à 47	A.
Facteur de conversion en calories/°C/m/s des conductivités thermiques	50 à 58	F9.0

Bordereau 1

FØRMAT (12A4,1X,F9.0)

PRODUITS RO-C EN | | | | | CALORIES/DEGRE/M3 | | | | |

Description des données	numéro des colonnes-	Format
Libellé de l'unité des capacités calorifiques par unité de volume ( $\rho \times$ )	29 à 47	A
Facteur de conversion en calories/°C/m3 des capacités calorifiques (il s'agit de "petites calories" qui élèvent la température de 1g d'eau de 1°)	50 à 58	F9.0



Bordereau 1

FORMAT (49X,I3,4X,F9.0,4X,F9.0)

NOMBRE D'HISTORIQUES	AT	BT	
----------------------	----	----	--

Description des données	numéro des colonnes	Format
<p>Nombre de mailles à historique (une maille à historique étant une maille pour laquelle on désire la température en fonction du temps)</p> <p>Les deux données suivantes sont facultatives :</p> <p>Facteur multiplicatif "a" pour convertir des secondes dans une unité de temps choisie pour la sortie des historiques</p> <p>Facteur de translation "b" pour déplacer l'origine des temps des historiques</p> <p>Exemple : si l'on a <math>\theta = f(t)</math> calculé par EDITH, on fait le changement de variable</p> $t' = at + b$ <p>et l'historique obtenu en sortie sera <math>\theta</math> en fonction de <math>t'</math>.</p>	<p>50 à 52</p> <p>57 à 65</p> <p>70 à 77</p>	<p>I3</p> <p>F9.0</p> <p>F9.0</p>

Bordereau 1

FORMAT (7X,4(3X,I3,3X,I2))

TEMPER, X=, Y=, C=, X=, Y=, C=, X=, Y=, C=, X=, Y=, C=

Description des données	numéro des colonnes	Format
numéros de colonne, de ligne et de couche d'une maille à historique	11 à 13	I3
	17 à 19	I3
	23et 24	I2
numéros de colonne, de ligne et de couche d'une maille à historique	28 à 30	I3
	34 à 36	I3
	40et 41	I2
numéros de colonne, de ligne et de couche d'une maille à historique	45 à 47	I3
	51 à 53	I3
	57et 58	I2
numéros de colonne, de ligne et de couche d'une maille à historique	62 à 64	I3
	68 à 79	I3
	74et 75	I2
Remarque : on mettra autant de cartes que nécessaire pour préciser les mailles à historiques. Si l'on n'a demandé aucun historique, il ne devra y avoir aucune carte de ce modèle.		

Après les cartes correspondant aux généralités hydrauliques et thermiques, il est nécessaire d'initialiser les valeurs par mailles des perméabilités, débits, charges hydrauliques, cotes du substratum, cotes du toit, conductivités thermiques, porosités, capacités calorifiques, températures initiales, températures d'injection, températures imposées aux limites supérieures et inférieures, flux thermiques imposés aux limites supérieures et inférieures, type des conditions aux limites supérieures et inférieures.

Pour initialiser (ou modifier) ces valeurs, on utilise le bordereau 2 ; on procède couche par couche pour chaque type de donnée séparément.

Les valeurs non initialisées par l'utilisateur sont mises à zéro par le programme.

## 2.2. Cartes perforées à l'aide du bordereau 2

Bordereau 2

FORMAT (15X,I4,18X,I2,28X,F7.0)

TYPE DE DONNEE= | | | | | COUCHE CONCERNEE: | | | | |

Description des données	numéro des colonnes	Format
Libellé de quatre lettres indiquant le type de donnée que l'on veut initialiser ou modifier (cf. page suivante pour la correspondance entre libellés et types de données)	16 à 19	I4
Numéro de la couche concernée par l'initialisation	38 et 39	I2
Zone réservée	68 à 74	F7.0

TABLE DE CORRESPONDANCE ENTRE LIBELLES (CADRES A GAUCHE)  
ET LES TYPES DE DONNEES :

Libellé	Type de données
PERM	Perméabilités
Q	Débits pompés (-) ou injectés (+)
H	Charges hydrauliques
SUBS	Cotes de substratum
TOIT	Cotes de toit
COND	Conductivités thermiques
PORØ	Porosités en %
RØ*C	Produits $\rho c$
TEMP	Températures
TINJ	Températures d'injection
TINF	Températures imposées aux limites inférieures
FINF	Flux imposés aux limites inférieures
LINF	Type de conditions aux limites inférieures 0 : flux entrant imposé 1 : température imposée
TSUP	Températures imposées aux limites supérieures
FSUP	Flux imposés aux limites supérieures
LSUP	Type de conditions aux limites supérieures 0 : flux entrant imposé 1 : température imposée.



Bordereau 2

FORMAT (49X,I1,21X,I1,7X,I1)

LECTURE D'UN TABLEAU EN (F4=0) : EN (A4):

Description des données	numéro des colonnes	Format
<p>indicateur = 0 : les données ne seront pas lues sous forme de tableau en numérique.</p> <p>1 : les données seront lues sous forme de tableau en numérique.</p>	50	I1
<p>indicateur = 0 : les données ne seront pas lues sous forme de tableau alphanumérique</p> <p>1 : les données seront lues sous forme de tableau alphanumérique.</p>	72	I1
<p>zone réservée : doit contenir obligatoirement 1</p>	80	I1
<p>Remarques : les deux indicateurs ne doivent pas être égaux à 1 tous les deux.</p> <p>cette carte est facultative quand les données ne sont pas sous forme de tableau.</p> <p>les données sous forme de tableau quand elles existent doivent être insérées juste après la carte commençant par DONNEES décrite plus loin.</p>		

Bordereau 2

FORMAT (49X,I1,21X,I1,7X,I1)

IMPRESSION AVANT LA SIMULATION: : APRES LA SIMULATION: 2

Description des données	numéro des colonnes	Format
<p>indicateur = 0 : les données concernées ne seront pas imprimées avant la prochaine simulation.</p> <p>1 : les données concernées seront imprimées avant la prochaine simulation</p>	50	I1
<p>indicateur = 0 : les données concernées ne seront pas imprimées après la prochaine simulation.</p> <p>1 : les données concernées seront imprimées après la prochaine simulation</p>	72	I1
zone réservée : doit contenir 2	80	I1
Remarque : cette carte est facultative si l'on doit mettre les deux indicateurs à zéro.		

Bordereau 2

FORMAT (49X,I1,21X,I1,7X,I1)

PERFORATION EN (I1) AVANT LA SIMULATION : APRES LA SIMULATION: 3

Description des données	numéro des colonnes	Format
<p>indicateur = 0 : les données concernées ne seront pas perforées en numérique avant la prochaine simulation</p> <p>1 : les données concernées seront perforées en numérique avant la prochaine simulation</p>	50	I1
<p>indicateur = 0 : les données concernées ne seront pas perforées en numérique après la prochaine simulation</p> <p>1 : les données concernées seront perforées en numérique après la prochaine simulation</p>	72	I1
zone réservée : doit contenir 3	80	I1.
<p>Remarque : cette carte est facultative si l'on doit mettre les deux indicateurs à zéro.</p>		

Bordereau 2

FORMAT (49X,I1,21X,I1,7X,I1)

PERFORATION EN (AK) AVANT LA SIMULATION : APRES LA SIMULATION: 4

Description des données	numéro des colonnes	Format
<p>Cette option ne peut être utilisée que sur IBM 360 ou IBM 370</p> <p>indicateur = 0 : les données concernées ne seront pas perforées en alphanumérique avant la prochaine simulation</p> <p>1 : les données concernées seront perforées en alphanumérique avant la prochaine simulation.</p>	50	I1
<p>indicateur = 0 : les données concernées ne seront pas perforées en alphanumérique après la prochaine simulation</p> <p>1 : les données concernées seront perforées en alphanumérique après la prochaine simulation</p>	72	I1
<p>zone réservée : doit contenir 4</p>	80	I1
<p>Remarque : cette carte est facultative si l'on doit mettre les deux indicateurs à zéro.</p>		



Bordereau 2

FORMAT (79X,I1)

DONNEES:

Description des données	numéro des colonnes	Format
<p data-bbox="459 621 671 650">zone réservée</p> <p data-bbox="459 814 1522 986">Cette carte n'est nécessaire que si l'on désire ensuite faire lire un tableau (on doit alors l'avoir précisé précédemment) ou donner une valeur générale pour toutes les mailles et/ou initialiser des mailles individuellement.</p> <p data-bbox="459 1057 1506 1130">Si l'on a précisé que l'on voulait faire lire un tableau, on doit mettre les cartes correspondantes juste après cette carte.</p>	80	I1

Données rentrées sous forme de tableau.

Ces données sont rentrées par panneau de 20 colonnes, chaque valeur tenant sur quatre cases.

Le format de lecture est (20F4.0) ou (20A4) suivant ce que l'on a précisé plus haut (tableau en numérique ou alphanumérique).



Remarques :

- On met autant de cartes que nécessaire
- Si on précise le numéro de couche, il doit être identique à celui précisé dans la première carte du bordereau 2
- Si les numéros de ligne et de colonne sont nuls alors que le numéro de couche n'est pas nul, la valeur précisée sera affectée à toutes les mailles de la couche en question
- Pour chaque maille, c'est la dernière valeur précisée qui est retenue par le programme.

## Bordereau 2

## FORMAT (A2)

Description des données	numéro des colonnes	Format
zone réservée : doit contenir deux astérisques	1 et 2	A2
zone réservée : ne rien écrire dans cette zone	3 à 80	A2
<p>Remarque : cette carte indique la fin des initialisations et/ou modifications pour un type de données et pour une couche; elle termine une série de cartes commençant par la première carte du bordereau 2.</p> <p>Après une telle série de cartes, on peut remettre une nouvelle série semblable pour un autre type de données et/ou une autre couche.</p> <p>D'une simulation à l'autre, les valeurs ne sont pas détruites ; on utilise donc le bordereau 2 la première fois pour une initialisation générale et les fois suivantes pour des modifications ponctuelles ou des réinitialisations. Le bordereau 2 sert aussi à préciser les sorties désirées.</p> <p>Une fois que l'on a fait les initialisations et/ou modifications nécessaires pour une simulation, cette simulation est déclenchée par une carte perforée définie dans le bordereau 3.</p>		

### 2.3. Cartes perforées à l'aide du bordereau 3

Il y a seulement trois types de cartes dans le bordereau 3  
Elles servent à indiquer :

- si l'on veut une simulation hydraulique,
- si l'on veut une simulation thermique, jusqu'à une date donnée,
- si l'on ne veut plus de simulation.

Pour demander une simulation hydraulique, on met simplement une carte avec le mot HYDRAULIQUE (les quatre lettres HYDR devant être dans les colonnes 1 à 4).

HYDRAULIQUE

On veillera à ne rien perforer dans les zones réservées : colonnes 16 à 19, 38 et 39, 68 à 74.

Pour demander une simulation thermique, on met une carte avec le mot THERMIQUE (les quatre lettres THER devant être dans les colonnes 1 à 4).

THERMIQUE

DATE DE LA SORTIE SUIVANTE:

JOURS

On précise dans les colonnes 68 à 74 la date (en jours) jusqu'à laquelle on veut que soit faite cette simulation. On veillera à ne rien perforer dans les zones réservées : colonnes 16 à 19, 38 et 39.

Pour indiquer la fin des simulations, on met une carte avec le mot FIN (les 3 lettres FIN devant être dans les colonnes 1 à 3).

FIN

On veillera à ne rien perforer dans les zones réservées : colonne 4, colonnes 16 à 19, 38 et 39, 68 à 74.

Après cette dernière carte, c'est-à-dire quand on a fini toutes les simulations, on place les cartes perforées à l'aide du bordereau 4 qui concerne le tracé des historiques.



#### 2.4. Cartes perforées à l'aide du bordereau 4

On a demandé dans les généralités thermiques un certain nombre d'historiques (dont le tracé sera défini par les cartes du bordereau 4. Au cas où l'on ne désire pas tracer un historique, on placera ici une carte vierge dans laquelle le programme EDITH trouvera un nombre de courbes à tracer nul). Il est possible de regrouper les courbes sur un ou plusieurs graphiques de la façon suivante :

On a  $N$  historiques et on veut  $m$  graphiques avec  $n_1$  courbes sur le premier,  $n_2$  sur le second, ...,  $n_m$  sur le dernier.

Sur le premier graphique, on aura les historiques 1 à  $n_1$  (avec  $n_1 \leq N$ )

Sur le deuxième, les historiques  $n_1 + 1$  à  $n_1 + n_2$

Sur le  $i$ ème, les historiques  $\sum_{j=1}^{i-1} n_{j+1}$  à  $\sum_{j=1}^i n_j$

Avec le bordereau 4, on indique  $n_1$  sur une carte, puis on décrit avec six cartes le premier graphique ; ensuite, on indique  $n_2$  et on décrit avec six autres cartes le deuxième graphique, etc...

Quand on a terminé la description des tracés et historiques, on met une carte vierge.



Bordereau 4

FORMAT (18X,I3,2(3X,F8.0))

NOMBRE DE COURBES

Description des données	numéro des colonnes	Format
nombre de courbes que l'on veut grouper sur un même graphique	19 à 21	I3
zone réservée	25 à 32	F8.0
zone réservée	36 à 43	F8.0

FØRMAT (23X,I1,6X,F5.0,6X,F5.0,7X,I3,7X,I3)

TRACE DES AXES: TYPE= PASX= PASY= NPASX= NPASY=

Description des données	numéro des colonnes	Format
Indicateur : La valeur de cet indicateur précisant : doit être comprise entre 1 et 6 : le type du repère : : 1 : grille cartésienne (TYPE) : 2 : grille semi-logarithmique : 3 : grille bi-logarithmique : 4 : cadre gradué en cartésien : 5 : cadre gradué en semi-log : 6 : cadre gradué en bi-log. : : Le TYPE choisi pour le tracé des axes peut être différent de celui pour le tracé des points (cf. partie suivante) il détermine seulement la présentation des axes. TYPE ne peut être pris égal à 2 (ou 5) ou 3 (ou 6) que si le TYPE de la carte suivante est respectivement égal à 2 ou 3.	24	I1
Longueur en cm d'un module sur l'axe des abscisses (PASX) : Lorsque TYPE = 1 ou 4, la longueur du module détermine la fréquence des numérations le long de l'axe des x, et peut être différent du PAST de la carte suivante si le TYPE de cette carte suivante est égal à 1. Si le TYPE de la carte suivante est égal à 2 ou 3, PASX est obligatoirement égal à PAST.	31 à 35	F5.0
Longueur en cm d'un module sur l'axe des ordonnées (PASY) : Lorsque TYPE=1,2,4 ou 5, la longueur du module détermine la fréquence des numérations le long de l'axe des y, et peut être différent du PASP de la carte suivante, si le TYPE de cette carte suivante est égal à 1 ou 2. Si le TYPE de la carte suivante est égal à 3, PASY est obligatoirement égal à PASP.	42 à 46	F5.0
Nombre de modules sur l'axe des abscisses (NPASX)	52 à 54	I3
Nombre de modules sur l'axe des ordonnées (NPASY)	64 à 66	I3

## Bordereau 4

FORMAT (23X,I1,6X,F5.0,6X,F5.0,7X,F5.0,7X,F5.0)

TRACE DES POINTS: TYPE= PAST= PASP= ORIGT= ORIGP=

Description des données	numéro des colonnes	Format
Indicateur : la valeur de cet indicateur précisant : doit être comprise entre 1 et 4 : le type du : et 4 : report : 1 : report en cartésien (TYPE) : 2 : report en semi-log. : 3 : report en bi-log. : Si TYPE = 4 et le TYPE de la : carte précédente est égal à : 1 ou 4, les valeurs en abscis- : ses sont remplacées par leurs : racines carrées	24	I1
Longueur en cm d'une unité (d'un module si l'axe est logarithmique) sur l'axe des abscisses (PAST)	31 à 35	F5.0
Longueur en cm d'une unité (d'un module si l'axe est logarithmique) sur l'axe des ordonnées (PASP)	42 à 46	F5.0
Valeur origine des abscisses (ORIGT)	52 à 56	F5.0
Valeur origine des ordonnées (ORIGP)	66 à 70	F5.0

- Les quatre cartes suivantes contiennent les libellés
- une carte pour le libellé des valeurs reportées en abscisses
  - une carte pour le libellé des valeurs reportées en ordonnées
  - deux cartes pour l'intitulé du graphique.

---

Pour des raisons de présentation, il est souhaitable de centrer ces libellés.

Remarque : On peut supprimer pour un ensemble de courbes la sortie tracée ; il suffit de remplacer les six cartes décrivant le graphique par une seule carte vierge.

A N N E X E I I

PREPARATION OF INPUT DATA FOR PROGRAM CCC

PREPARATION OF INPUT DATA FOR PROGRAM CCC\*

(April 1977-version)

These preliminary notes were prepared by

Marcelo J. Lippmann and Donald Mangold

Lawrence Berkeley Laboratory  
Earth Sciences Division  
Berkeley, California 94720

December 1977

*SUBJECT TO REVISION*

---

\*This report was done with support from the Department of Energy. Any conclusions or opinions expressed in this report represent solely those of the authors and not necessarily those of The Regents of the University of California, the Lawrence Berkeley Laboratory or the Department of Energy.

PREPARATION OF INPUT DATA FOR PROGRAM CCC (April 1977-version)

The input data deck is organized into seven input blocks. Each block must start with a card with the word "BLOCK" in columns 1 through 5 and "N", the block number, in columns 6 and 7.

Many of the instructions described below are similar to those of programs TRUMP (Edwards, A.L., Report UCRL - 14754, Rev. 3, 1972) and SCHAFF (Sorey, M.L., USGS Open File Report 75-613, 1975; Lippmann, M.J., LBL Report UCID-3853, 1976).

a. Problem Identification Card, Format (71 A1).

The symbol "\*" must be in the first column, any desired problem identification and description, in columns 2 through 71.

b. BLOCK 1. Problem Controls, Limits, and Constants (read in Subroutine TRIP).

Card 1. Format (8I5, 4E10.3). General Controls.

IPRINT      Number of time steps between data output, in addition to output on first, second, and last time steps, and output controlled by TIMEP. IPRINT is not used if negative, zero, or unspecified.

NUM          Identification number of a node for which temperature, rate of temperature change, pressure, rate of pressure change, and time will be written out after each cycle. NUM will not be used if zero or unspecified.

KDATA        Controls options on output data, normal amount (0) or maximum (1) number of parameters printed.

KSPEC        Node classification and difference-equation control for the HEAT cycles only. Normally zero or unspecified. If zero, regular nodes will be reclassified as special nodes only when necessary to maintain the stability limit above the time step, and the interpolation factor in the heat-balance difference equations may vary in the range 0.57 to 1.0. If negative, no nodes may be reclassified, i.e., explicit formulation, and the steady-state criteria will not be used to end the problem. If positive, all nodes will be reclassified as special nodes before the first time step, i.e., implicit formulation. If 2, the interpolation factor will be fixed at 1.0, so that the backward difference method will be used. If 3, the interpolation factor will be fixed at 0.5, so that the central difference method will be used. Node classifications may be made individually in BLOCK 4 with KS. DELTO and SMALL must be specified when KSPEC is positive. In the FLOW cycles all nodes are considered to be special nodes (i.e., the interpolation factor is equal to 1.0).

MCYC        Maximum allowed number of heat cycles. If specified, MCYC should be equal or larger than 50. MCYC will not be used if zero or unspecified.

MSEC        Maximum allowed machine time, in seconds. MSEC will not be used if zero or unspecified. If negative, problem will end after the first heat cycle.

<u>Cols.</u>	<u>Variable</u>	<u>Description</u>
26-30	MSEC	Maximum allowed machine time, in seconds. MSEC will not be used if zero or unspecified. If negative, problem will end after the first heat cycle.
31-35	NPUNCH	If nonzero, causes a deck of punched cards in the format of BLOCK 9 to be produced when the problem ends normally. This deck may be inserted in the input deck, which may then be resubmitted to continue the problem.
36-40	NDOT	If zero, heat and mass flows will be computed. If positive, heat and mass flows will be computed assuming constant fluid density (DONE) and allowing only heat flow computations after a steady-state mass flow has been attained. If negative, only heat flow is computed, density of the fluid is assumed to be constant (DONE), fixed convection rates may be assigned in BLOCK10.
41-50	TAU	Initial problem time. Will be set to zero if unspecified.
51-60	TIMAX	Maximum allowable problem simulation time. TIMAX will not be used if zero or unspecified. If it is negative, problem will end after the first heat cycle.
61-70	TIMEP	Problem time interval between data output, in addition to output on first and last heat cycles, and output controlled by IPRINT. TIMEP is ignored if negative, zero, or unspecified. Output will be written at exact multiples of TIMEP, if possible, by adjusting the time steps in the range from SMALL to DELTO. The adjustment is also limited to a range from 2/3 to 3/2 of the same step that would otherwise be used.
71-80	SCALE	Scale factor. Set to 1.0 if negative, zero, or unspecified. Will be applied to all geometric input data in BLOCKS 2, 4, and 5 read in following this BLOCK 1. Lengths will be multiplied by SCALE, before computing areas and volumes.

Card 2. Format (2I5, 6E10.3). Symmetry, Units, and Limits.

1-5	KD	Symmetry type indicator: 1 for nonsymmetric (rectangular coordinates), 2 for axisymmetric (cylindrical coordinates), 3 for centrisymmetric (spherical coordinates). Input values of DRAD in BLOCKS 4 and 5 read in after BLOCK 1 will be replaced with DRAD, $2\pi\text{DRAD}$ , and $4\pi(\text{DRAD})^2$ , respectively. KD is set to 1 if unspecified or zero.
-----	----	-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------

<u>Cols.</u>	<u>Variable</u>	<u>Description</u>
6-10	KT	Number of large, constant temperature and/or pressure boundary nodes.
11-20	DELTO	Maximum allowed time step for the heat cycles. May be used with SMALL to limit range of time step. DELTO is set to $10^{12}$ if unspecified or not in the range from $10^{-10}$ to $10^{12}$ .
21-30	SMALL	Minimum allowed time step for the heat cycles. May be used with DELTO to limit range of time step. SMALL is set to $10^{-12}$ if less than $10^{-12}$ or unspecified.
31-40	TVARY	Desired maximum temperature change in each heat cycle. TVARY is set to 5.0 if unspecified or zero. Controls size of the time step between limits of SMALL and DELTO.
41-50	DELTOF	Maximum allowed time step for the flow cycles. May be used with SMALLF to limit range of time step. DELTOF is set to $10^{12}$ if unspecified or not in the range from $10^{-10}$ to $10^{12}$ .
51-60	SMALLF	Minimum allowed time step for the flow cycles. SMALLF is set to $10^{-13}$ if less than $10^{-13}$ or unspecified.
61-70	RVARY	Desired maximum pressure change in any flow cycle. RVARY is set to 5.0 if unspecified or zero. Controls size of the time step between limits of SMALLF and DELTOF.

Card 3. Format (8E10.3).

1-10	TONE	Initial temperature for all nodes for which no TI is specified in BLOCK 9.
11-20	DONE	Initial fluid density for all nodes. Constant fluid density value if NDOT is nonzero.
21-30	PONE	Initial pressure for all nodes for which no PI is specified in BLOCK 9.
31-40	PCONE	Initial preconsolidation pressure for all nodes for which no PCI is specified in BLOCK 9.
41-50	GMONE	Mass injection rate for all nodes for which no GI is specified in BLOCK 9.
51-60	HCONE	Heat content of injected fluid for all nodes for which no HCI is specified in BLOCK 9. (Units: Energy/unit mass).

<u>Cols.</u>	<u>Variable</u>	<u>Description</u>
61-70	GF	Acceleration due to gravity. GF is set equal to 9.80665 m/sec <sup>-2</sup> if unspecified or less than 10 <sup>-50</sup> .
71-80	WUP	Upstream weighting parameter. WUP is set equal to 0.7 if zero or unspecified.

c. BLOCK 2. Material Properties for the Solid (read in Subroutine THERM)

MODE I: If no compaction calculations are required.

Card 1. Format (A5, 4I3, 3X, 6E10.4) Material Description.

<u>Cols.</u>	<u>Variable</u>	<u>Description</u>
1-5	AMAT	Material name. Do not use "SYSTEM" as a material name.
6-8	MAT	Material identification number. Must not be zero or left blank.
9-11	LTABC	Number of points listed on specific heat table card or cards (following Card 2), positive if vs temperature, zero if specific heat is constant (equal to CAPT).
12-14	LTABK	Number of points listed on thermal conductivity table card or cards (following Card 2 and any specific heat table cards), positive if vs temperature, zero if conductivity is constant (equal to CONT).
15-17	LTABP	Number of points listed on intrinsic permeability table card or cards (following Card 2 and any specific heat and/or thermal conductivity table cards), positive if vs temperature, zero if permeability is constant (equal to PERT).
21-30	DENS	Density of the solid. Set to $10^{-12}$ if less than $10^{-12}$ or not specified.
31-40	CAPT	Specific heat of the solid, if constant. Initial value, if variable; set to $10^{-36}$ if less than $10^{-36}$ or not specified.
41-50	CONT	Thermal conductivity of the solid-liquid mixture if constant. Initial value, if variable; set to $10^{-24}$ if less than $10^{-24}$ or not specified.
51-60	PERT	Intrinsic permeability of the porous media, if constant. Initial value, if variable; set to $10^{-24}$ if less than $10^{-24}$ or not specified.
61-70	SS	Specific storage of the porous media.

Card 2. Format (E10.3) Material description.

<u>Cols.</u>	<u>Variable</u>	<u>Description</u>
1-10	POR	Porosity. Set to $10^{-12}$ if less than $10^{-12}$ or not specified.

Card 3A, etc. Format (8E10.3) Specific Heat Table.  
(omit if specific heat is constant)

1010	CAPT(1)	Specific heat.
11-20	TVARC(1)	Temperature corresponding to CAPT(1).
21-30	CAPT(2)	Specific heat.
	(etc.)	

Card 4A, etc. Format (8E10.3) Thermal Conductivity Table.  
(omit if thermal conductivity is constant)

1-10	CONT(1)	Thermal conductivity.
11-20	TVARK(1)	Temperature corresponding to CONT(1).
21-30	CONT(2)	Thermal conductivity.
	(etc.)	

Card 5A, etc. Format (8E10.3) Intrinsic Permeability Table.  
(omit if intrinsic permeability is constant)

1-10	PERT(1)	Intrinsic permeability.
11-20	TVARP(1)	Temperature corresponding to PERT(1).
21-30	PERT(2)	Intrinsic permeability
	(etc.)	

Card 6

Repeat card sequence from 1 to 5 for each different material. Following the cards corresponding to the last material, place a blank card.

MODE II: If compaction calculations are required

Card 1. Format (A5, 25X, 2E10.4) Average Properties of Overburden and Flow Region.

---

<u>Cols.</u>	<u>Variable</u>	<u>Description</u>
1-5		Punch the word "SYSTEM".
31-40	THICK	Geometric factor whose product with SCALE is equal to the thickness of total system (overburden plus flow region).
41-50	DENSBUR	Average density of total system.

Card 2. Format (A5, 4I3, 3X, 6E10.4) Material description.

Same as Card 1 in MODE I. Set SS equal to zero, or leave columns 71-80 blank.

Card 3. Format (3E10.3) Material description

1-10	AV	Coefficient of compressibility ( $a_v$ ).
11-20	EZ	Reference void ratio ( $e_o$ ).
21-30	PZ	Reference effective stress ( $\sigma'_o$ ) at which $e = e_o$ .

Card 4. Format (7E10.3) Material description.

1-10	CS	Swelling index ( $C_s$ ).
11-20	CC	Compression index ( $C_c$ ).
21-30	EZ	Reference void ratio ( $e_o$ ).
31-40	PZ	Reference effective stress ( $\sigma'_o$ ) at which $e = e_o$ .
41-50	CK	Slope of straight line on the $e$ versus $\log k$ plot ( $C_k$ ).
51-60	EK	Reference void ratio ( $e_k$ ).
61-70	CONZ	Reference intrinsic permeability ( $k_o$ ) at which $e = e_k$ .

Cards 5A, 6A, 7A, and 8 are equal to Cards 3A, 4A, 5A, and 6 of MODE I, respectively.

NOTE: If some materials are deforming according to Terzaghi's one-dimensional theory (i.e.,  $SS = 0$ ,  $AV = 0$ ,  $CC \neq 0$ ,  $CS \neq 0$ ) and others are not, use MODE II. That is, MODE I should only be employed for those materials with nonzero specific storage coefficients (SS).

d. BLOCK 3. Material Properties for the Fluid (read in Subroutine FLUID).

Card 1. Format (3I5, 5X, 6E10.3) Fluid Properties Description.

<u>Cols.</u>	<u>VARIABLE</u>	<u>DESCRIPTION</u>
1-5	LTABV	Number of points listed on viscosity table card or cards following this card, positive if vs temperature, zero if constant (equal to VIST).
5-10	LTABE	Number of points on thermal expansivity table card or cards (following this card and any viscosity table cards), positive if vs temperature, zero if constant (equal to EXPANT).
11-15	LTABF	Number of points on fluid specific heat table card or cards (following this card and any viscosity and/or thermal expansivity table cards), positive if vs temperature, zero if constant (equal to CAPF).
21-30	VIST	Dynamic viscosity of fluid, if constant.
31-40	EXPANT	Thermal expansivity of fluid, if constant.
41-50	CAPF	Specific heat of fluid, if constant. Set to $10^{-36}$ if zero or unspecified.
51-60	CAPPA	Compressibility of fluid.
61-70	DZERO	Reference density (for density calculations).
71-80	TZERO	Reference temperature (for density calculations).

Card 2A, etc. Format (8E10.3) Fluid Viscosity Table.  
(omit if viscosity is constant)

1-10	VIST(1)	Dynamic viscosity of fluid.
11-20	TVARV(1)	Temperature or time corresponding to VIST(1).
21-30	VIST(2)	Dynamic viscosity of fluid.
	(etc.)	

Card 3A, etc. Format (8E10.3) Fluid Thermal Expansivity Table.  
(omit if thermal expansivity is constant)

1-10	EXPANT(1)	Thermal expansivity of fluid.
11-20	TVARE(1)	Temperature or time corresponding to EXPANT(1).
21-30	EXPANT(2)	Thermal expansivity of fluid.
	(etc.)	

CARD 4A, etc. Format (8E10.3) Fluid Specific Heat Table.  
(omit if specific heat of fluid is constant)

<u>Cols.</u>	<u>Variable</u>	<u>Description</u>
1-10	CAPF(1)	Specific heat of fluid.
11-20	TVARF(1)	Temperature corresponding to CAPF(1).
21-30	CAPF(2)	Specific heat of fluid.
	(etc.)	

Card 5.

Following the last card specifying the properties of the fluid, place a blank card.

e. BLOCK 4. Node Descriptions (read in Subroutine THERM).

Card 1. Format (5I5, 5X, 3E10.3, 10X, E10.3).

<u>Cols.</u>	<u>Variable</u>	<u>Description</u>
1-5	NODE	Node identification number.
6-10	NSEQ	Number of additional, identically-shaped nodes, or, if DRAD is preceded by a minus sign, nodes with DRAD values incremented by the difference between DRAD for this node and DRAD for the immediately preceding node.
11-15	NADD	Increment between successive values of NODE in the sequence of NSEQ+1 nodes generated when NSEQ is used.
16-20	NODMAT	Identification number of the material of which the node is a part.
21-25	KS	Node type indicator. Regular node (KS=0); special node (KS>0).
31-40	DLONG	} Geometric factors whose product with (SCALE) <sup>3</sup> is equal to the node volume, if KD is 1. For KD values of 2 or 3, the input value of DRAD is replaced with 2πDRAD, or 4π(DRAD) <sup>2</sup> , respectively, before calculation of the volume. The program substitutes 10 <sup>-24</sup> if the calculated volume is zero. SCALE and KD are defined in BLOCK 1.
41-50	DWIDE	
51-60	DRAD	
71-80	Z	Elevation of nodal point above datum plane, when multiplied by SCALE.

Card 2.

Following the card describing the last node, place a blank card.

NOTE: Place the boundary nodes at the end of the sequence. There should be KT of these nodes as specified in BLOCK 1.

f. BLOCK 5. Connections Between Nodes (read in Subroutine THICK).

Card 1. Format (2I5, 3I3, I1, 5E10.3).

<u>Cols.</u>	<u>Variable</u>	<u>Description</u>
1-5	NOD1	Identification numbers of the connected nodes.
6-10	NOD2	
11-13	NSEQ	Number of additional identical connections, or if DRAD is preceded by a minus sign, connections with DRAD values incremented by the difference between DRAD for this connection and DRAD for the immediately preceding connection.
14-16	NAD1	Increments between successive values of NOD1 and NOD2, respectively, in the sequence of NSEQ+1 connections generated when NSEQ is used.
17-19	NAD2	
20	NZ	Indicates NAD1 and NAD2 are each to be multiplied by $10^{NZ}$ before use in generating a sequence of connections.
21-30	DEL1	Distance, when multiplied by SCALE, from the nodal points in NOD1 and NOD2 to the connected interface.
31-40	DEL2	
41-50	DLONG	Geometric factors whose product with $(SCALE)^2$ is the area of the connected interface if KD is 1. For KD values of 2 or 3, the input value of DRAD is replaced with $2\pi DRAD$ or $4\pi(DRAD)^2$ , respectively, before calculating the area.
51-60	DRAD	
61-70	HINT	Heat-transfer coefficient for conduction and convection across the connected interface. If HINT is zero, it is set equal to $10^{-24}$ . If HINT is not specified, it will be set to $10^{12}$ .

Card 2

Following the card describing the last connection between nodes, place a blank card.

g. BLOCK 9. Initial Conditions (read in Subroutine TRIP).

Card 1. Format (10X, E20.10).

<u>Cols.</u>	<u>Variable</u>	<u>Description</u>
11-30	PADD	Value to be added to all pressures read in BLOCK 9.

Card 2. Format (3I5, 5X, 6E10.3).

1-5	NOTE	Node identification number.
6-10	NSEQ	Number of additional nodes with identical initial conditions.
11-15	NADD	Increment between successive node numbers in sequence of NSEQ+1 nodes generated when NSEQ is used.
21-30	TI	Initial temperature. TI is set to TONE (BLOCK 1) if not specified.
31-40	PI	Initial pressure. PI is set to PONE (BLOCK 1) + PADD if not specified.
41-50	GI	Mass injection rate (Production: GI<0). GI is set to GMONE (BLOCK 1) if not specified.
51-60	HCI	Specific heat content of injected fluids (Temperature of injection times fluid specific heat). HCI is set to HCONE (BLOCK 1) if not specified.
61-70	PCI	Initial preconsolidation stress. PCI is set to PCONE (BLOCK 1) if not specified.
71-80	DVOLI	Initial change in nodal volume (Volume reduction: DVOLI>0). DVOLI is set equal to zero if not specified.

Card 3.

Following the card specifying the initial condition of the last node, place a blank card.

NOTE: The order on which the nodes are described in this block may differ from the order followed in BLOCK 4.

h. BLOCK10. Constant Mass Flow Rates Between Connections  
(read in Subroutine FLIP).

NOTE: This BLOCK is required only if NDOT = -1 (BLOCK 1)

Card 1. Format (4(I5, E15.6)).

<u>Cols.</u>	<u>Variable</u>	<u>Description</u>
1-5	CONNEC(1)	Connection number (Index number assigned in BLOCK 5).
6-20	FLOW(1)	Mass flow rate for CONNec(1).
212-5	CONNec(2)	Connection number.
	⋮	
66-80	FLOW(4)	Mass flow rate for CONNec(4).

NOTE: Specify only connections which have nonzero flow rates. In each card give data for four connections, last card may specify less than four connections. FLOW is positive when it is from NOD2 towards NOD1 (see BLOCK 5).

Card 2.

Following the last card specifying mass flow rates, place a blank card.

i. Data End Card.

The last card of each data deck must be a Data End card with the word "ENDED" in columns 1 through 5 and either a "-1" or "-2" in columns 6 and 7.

j. Final Card.

The last card of the deck must be a Final Card with the word "\*SPLIT" in columns 1 through 6. This card stops the program.

SUGGESTED INPUT PARAMETERS FOR PROGRAM CCC

The parameters suggested below are to be considered preliminary. If oscillations occur, then the parameters should be reduced. These values are inputted in BLOCK 1.

FLOW CYCLE PARAMETERS

$$\text{DELTOF} \approx 10^2 (\text{SLIMF})_{\text{min}}$$

$$\text{RVARY} \approx 10^{-2} (\Delta P)_{\text{max}}$$

where,

(SLIMF)<sub>min</sub> : Minimum stability limit for non-boundary nodes  
(for flow calculations).

(ΔP)<sub>max</sub> : Maximum total pressure change at any node (from t =  
TAU to t = TIMAX).

HEAT CYCLE PARAMETERS

$$\text{DELTO} \approx 10^2 (\text{SLIM})_{\text{min}}$$

$$\text{TVARY} \approx 10^{-2} (\Delta T)_{\text{max}}$$

where,

(SLIM)<sub>min</sub> : Minimum stability limit for non-boundary nodes  
(for heat calculations).

(ΔT)<sub>max</sub> : Maximum total temperature change at any node  
(from t = TAU to t = TIMAX).

NOTES:

1. Since the stability limits for the heat calculations (SLIM) are several orders of magnitude larger than the stability limits for the flow calculations (SLIMF) it is convenient to set DELTO  $\approx 10^2$  DELTOF. Otherwise the computer time limits might be exceeded and the problem might be aborted. (The maximum allowed machine time (MSEC) is checked during the heat calculations but not during the flow calculations).
2. The above-mentioned parameters are adequate for transient calculations. For steady-state calculations it is possible to relax these parameters; for example, let:

$$\text{DELTO} \approx 10^2 (\text{SLIM})_{\text{min}}$$

$$\text{DELTOF} = 10^{-1} (\text{DELTO})$$

$$\text{TVARY} = 10^{-1} (\Delta T)_{\text{max}}$$

$$\text{RVARY} \approx 10^{-2} P_{\text{mean}}$$

where,

P mean : Mean pressure in the system being modeled.

To somewhat improve the results obtained with the above parameters it will be necessary to restart the problem using parameters as for a transient calculation.

PROGRAM CCC

BOUNDARY CONDITIONS, SOURCES AND SINKS

1. Mass Sources

For each node where there is a mass source specify in BLOCK 9 the mass rates (GI>0) and specific heat contents (HCI).

2. Mass Sinks

For each node where there is a mass sink specify in BLOCK 9 the mass rates (GI<0).

3. Heat Sources

For each node where there is a heat source specify in BLOCK 9 heat contents (HCI) and very small positive mass rates, (e.g.,  $GI = 10^{-20}$ ). The value of HCI should be such that the product of heat content and mass rate should be equal to the energy generation rate at the particular node.

4. Heat Sinks

Same as in (3) but let HCI be a negative number (GI has to be positive).

5. Constant Pressure and Temperature Boundaries

Constant pressure and temperature boundaries are modeled by large volume (capacity) nodes which are connected to "internal" nodes of the simulated system. In BLOCK 4, let DRAD, DLONG and DWIDE be such that their volume (i.e. nodal volume) is at least 20 orders of magnitude larger than the volumes of the internal nodes. In BLOCK 5, let the distance from the larger node to the connected surface (DEL1 or DEL2) be a small positive number (e.g.,  $10^{-5}$ ).

6. Constant Pressure but Variable Temperature Boundaries

Constant pressure but variable temperature boundaries are modeled by nodes whose materials have large specific storage values (e.g.,  $SS(J) = 10^{10}$ , in BLOCK 2). This results in nodes with large mass capacities (i.e., CAC(N)) whose pressures are only slightly affected by mass gains or losses.

7. Constant Temperature but Variable Pressure Boundaries

Constant temperature but variable pressure boundaries are modeled by nodes whose materials have large densities (e.g.,  $DENS(J) = 10^{20}$ , in BLOCK 2). This results in nodes with large thermal capacities (i.e., CAP(N)) whose temperatures are only slightly affected by energy gains or losses.

8. Constant Heat Flux Boundaries

The effects of constant heat flux boundaries can be modeled by placing appropriate heat sinks (or sources) within the nodes connected to this type of boundary (See 3 and 4: heat sources and sinks).

9. Constant Mass Flux Boundaries

The effects of constant mass flux boundaries can be modeled by placing appropriate mass sinks (or sources) within the nodes connected to this type of boundary (See 1 and 2: mass sources and sinks).

PROGRAM CCC

SUBROUTINE DESCRIPTIONS

Main Program

The main program reads in control cards and initializes control parameters. It maintains the sequence of calls to subroutines for the first time step, and for successive flow and heat cycles.

Subroutine THERM

THERM reads in data BLOCK 2 (material properties for the solid), and BLOCK 4 (node descriptions). It calculates the variables of the physical properties of each node and type of material.

Subroutine FLUID

FLUID reads in data BLOCK 3 (material properties for the fluid). It does calculations for fluid viscosities, expansivities and densities for each node.

Subroutine COMPACT

COMPACT calculates the nodal geometry changes, including changes in volume, fluid content and effective stress-dependent permeability. Also, it prints volume changes, stresses, and void ratio for each node.

Subroutine THICK

THICK reads in BLOCK 5 (connections between nodes). It computes explicitly temperature changes for each node.

Subroutine FLICK

FLICK calculates nodal mass capacities (CAC) and computes explicitly pressure changes for each node.

Subroutine TICKLE

TICKLE computes implicitly temperature changes for special nodes. It also computes the corrections for regular nodes connected to special nodes, and checks heat balance convergence.

Subroutine FICKLE

FICKLE calculates implicitly pressure changes for all nodes. It also checks for mass balance convergence.

Subroutine TRIP

TRIP reads in data BLOCK 1 (problem controls, limits and constants), and BLOCK 9 (initial conditions). It controls the time steps in the heat cycles, computes nodal stability limits for heat cycles (SLIM), and changes regular nodes to special nodes if necessary. Also, it tests for certain limits to end the problem, such as thermal steady state, extremes of temperatures, and time limits. It prints nodal temperatures, and other information on thermal cycles.

Subroutine FLIP

FLIP reads in data BLOCK10 (constant mass flow rates between connections). It controls the time steps in the flow cycles, and computes nodal stability limits for flow cycles (SLIMF). Also, it tests for pseudo steady-state mass flow in each heat cycle, and extremes of pressures. It generates a punched output at the end of the problem for restart purposes, if specified in BLOCK 1. Also, it prints nodal pressures, and other information on mass flow cycles.

Subroutine TINT

TINT prints summaries of the thermal properties of each node, and energy flow rates for each connection

Subroutine FLINT

FLINT prints summaries of the hydraulic properties of each node, and mass flow rates for each connection.

Subroutine PATCH

PATCH uses ENCODE and DECODE to check input fields for Hollerith or numerical data.

Subroutine REFER

REFER cross-references nodes, material and connection numbers among data from BLOCKS 2, 4, 5, and 9.

ANNEXE III

DISPERSION NUMERIQUE

## DISPERSION NUMERIQUE

---

Le fait de recourir à une discrétisation de l'espace et du temps pour intégrer numériquement les équations aux dérivées partielles régissant les transferts de chaleur implique le calcul de températures moyennes dans des éléments de taille petite mais finie : par exemple, mailles carrées (différences finies), polynômes délimités par les médianes des triangles adjacents (éléments finis triangulaires). Il en résulte que, si l'on étudie le transfert d'un front thermique abrupt, même en l'absence de conduction thermique, ce front se trouvera progressivement dispersé, et ce d'autant plus que les pas d'espace et de temps seront grands : la conduction équivalente résulte d'un phénomène parasite dû à la discrétisation ; il s'agit de la dispersion numérique.

### EXEMPLE DE DISPERSION NUMERIQUE

Soit à étudier le transfert monodimensionnel à vitesse uniforme d'un front thermique en l'absence de conduction (nombre de Péclet très grand) par la méthode des différences finies, à l'aide d'un maillage régulier de pas  $\Delta x$  et un découpage du temps en pas élémentaires constants  $\Delta t$ .

L'équation

$$(1) \quad \boxed{\frac{\partial T}{\partial t} + v_{th} \frac{\partial T}{\partial x} = 0}$$

est discrétisée en (schéma convectif amont explicite) :

$$(2) \quad \frac{T_i^{n+1} - T_i^n}{\Delta t} + v_{th} \frac{T_i^n - T_{i-1}^n}{\Delta x} = 0$$

Si l'on choisit  $\Delta x$  et  $\Delta t$  de telle sorte que  $\Delta x / \Delta t = 2 v_{th}$ , l'équation (1) s'écrit :

$$T_i^{n+1} = \frac{1}{2} (T_i^n + T_{i-1}^n)$$

L'imposition d'un échelon unitaire de température en  $x = 0$  conduit à l'évolution suivante des températures calculées (cf. fig. 1) :

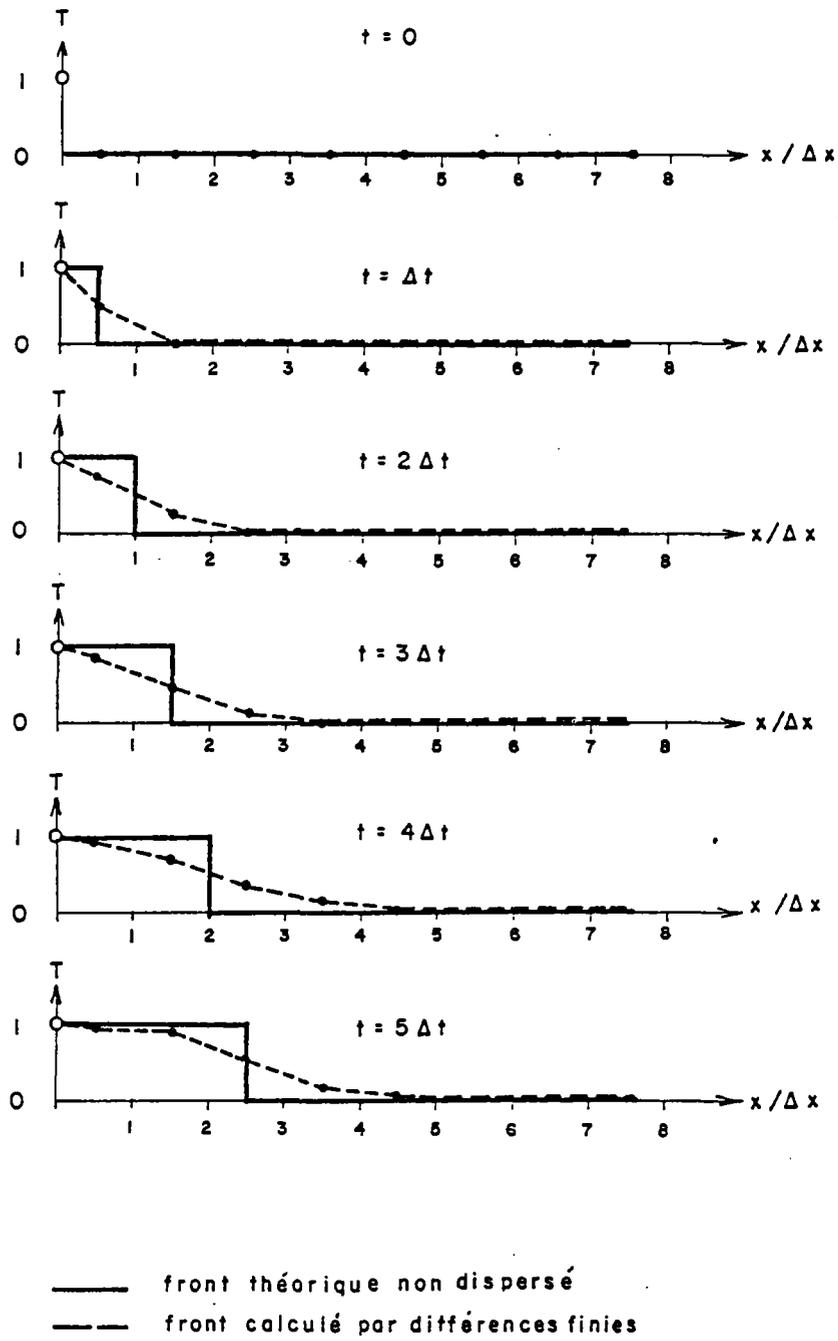


FIGURE 1

EXPRESSION DE LA DISPERSION NUMERIQUE

Dans le cas monodimensionnel à vitesse uniforme (équation aux dérivées partielles (1)), l'utilisation du schéma convectif amont explicite aux différences finies (équation discrétisée (2)).

R.B. LANTZ, de ESSO Production Research a montré (/13/) qu'il est aisé de mettre en évidence le terme dispersif parasite introduit par la discrétisation ; en effet, en remplaçant les termes de (2) par leur développement en série de TAYLOR :

$$T_i^{n+1} = T_i^n + \frac{\partial T}{\partial t} \Delta t + \frac{\partial^2 T}{\partial t^2} \frac{\Delta t^2}{2}$$

$$T_{i-1}^n = T_i^n - \frac{\partial T}{\partial x} \Delta x + \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \frac{\Delta x^2}{2}$$

On s'aperçoit que l'équation aux dérivées partielles effectivement résolue est, au troisième ordre près, :

$$\frac{\partial T}{\partial t} + V_{th} \frac{\partial T}{\partial x} = V_{th} \frac{\Delta x}{2} \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} - \frac{\Delta t}{2} \frac{\partial^2 T}{\partial t^2} + \dots$$

Or, si l'équation est satisfaite, :

$$\frac{\partial T}{\partial t} = V_{th} \frac{\partial T}{\partial x}, \quad \frac{\partial^2 T}{\partial t^2} = V \frac{\partial}{\partial x} \frac{\partial T}{\partial t} = V^2 \frac{\partial^2 T}{\partial x^2}$$

D'où l'expression de l'équation effectivement intégrée :

$$(3) \quad \boxed{\frac{\partial T}{\partial t} + V_{th} \frac{\partial T}{\partial x} = V_{th} \frac{\Delta x - V_{th} \Delta t}{2} \frac{\partial^2 T}{\partial x^2}}$$

qui fait apparaître le terme dispersif parasite au second membre, avec un coefficient de dispersion numérique :

$$(4) \quad D_v = V_{th} \frac{\Delta x - V_{th} \Delta t}{2} \text{ de dimension } L^2 T^{-1}$$

Ce terme est équivalent à une diffusivité thermique, résultant d'une conductivité thermique fictive :

$$(5) \quad \lambda_v = \rho_A C_A \cdot V_{th} \cdot \frac{\Delta x - V_{th} \Delta t}{2}$$

ou encore, sachant que  $V_{th} = \frac{\rho F C_F}{\rho_A C_A} V_D$  avec  $V_D$  vitesse de DARCY

$$\lambda_v = \rho F C_F \cdot V_D \cdot \frac{\Delta x - \frac{\rho F C_F}{\rho_A C_A} V_D \Delta t}{2}$$

#### CORRECTION DE LA DISPERSION NUMERIQUE

- Dans ce cas particulier (monodimensionnel, vitesse uniforme), il est aisé de corriger la dispersion numérique
  - . en affichant une conductivité  $\lambda_a$  égale à la conductivité réelle dans l'aquifère  $\lambda_A$  diminuée de la conductivité d'origine numérique
 
$$(6) \quad \lambda_a = \lambda_A - \lambda_v$$
 ce qui est possible tant que  $\lambda_A > \lambda_v$
  - . ou bien en choisissant un pas de temps tel que  $\Delta x / \Delta t = V_{th}$ .
- Dans le cas présentement étudié du doublet géothermique, le problème est beaucoup plus complexe :
  - . les vitesses sont variables, et l'expression de la dispersion numérique ne peut être simplement mise en évidence
  - . la bidimensionnalité des écoulements conduit à une dispersion numérique complémentaire, transversalement aux écoulements.

On peut théoriquement rendre négligeable ce phénomène parasite par le choix d'une discrétisation infiniment fine ( $\Delta x$  et  $\Delta t \rightarrow 0$ ). Ceci n'était pas possible pour des raisons pratiques (taille de la mémoire nécessaire sur l'ordinateur et durée des calculs). La solution consiste à se rapprocher le plus possible de cette condition idéale, tout en respectant les contraintes pratiques. L'amplitude de la dispersion numérique est alors contrôlée dans le cas le plus défavorable (absence de conduction nombre de Péclet infini) pour lequel des solutions analytiques existent (cf. 2.4).

NOTE TECHNIQUE N° 78/12

## ENERGIE GEOTHERMIQUE :

ETUDE DE L'INFLUENCE RECIPROQUE DES OUVRAGES EN VUE  
D'UNE DEFINITION DE "PERIMETRES D'EXPLOITATION"

par J.P. SAUTY

L'exploitation de l'énergie géothermique par simple exhaure de l'eau naturellement chaude des aquifères profonds, a pour conséquence, si on ne prend la précaution de recharger le réservoir, d'abaisser progressivement les pressions dans celui-ci. L'amplitude de cette influence est proportionnelle au débit, et son extension croît avec la durée d'exploitation.

Le dispositif du douplet géothermique : réinjection de l'eau dans un puits voisin, après exploitation de son énergie calorifique, permet de limiter les effets de dépressurisation du réservoir au voisinage immédiat du dispositif, avec toutefois la menace du recyclage des eaux froides réinjectées parvenant au puits de production au bout d'un temps plus ou moins long, suivant les débits d'exploitation, la distance entre puits (au niveau du réservoir) et les caractéristiques du réservoir.

La durée de vie d'un doublet est donc conditionnée par l'espacement de ses puits, qui, en fonction des besoins énergétiques, doit être évalué pour assurer la rentabilité de l'exploitation. En contrepartie, ce dispositif a l'avantage, par rapport aux exploitations par puits unique, d'avoir une influence limitée à courte distance. Les périmètres de protection nécessaires pour assurer un bon fonctionnement du dispositif, à l'abri d'influences néfastes d'ouvrage de même type pouvant être ultérieurement mis en place au voisinage, sont nettement plus restreints pour des doublets géothermiques que pour de simples puits d'exhaure.

Les éléments de calcul donnés ci-après, permettent d'évaluer les influences de ces deux types d'ouvrage, donc a posteriori, de définir les périmètres de protection, qui seront fonction moins de l'ouvrage à protéger, que du type de dispositif que l'on envisage d'implanter à proximité.

## 1. Influence d'une exploitation sans recharge (puits unique) :

Cette influence, depuis longtemps étudiée par les pétroliers et les hydrogéologues, se traduit par une formule, dite de Jacob, donnant le rabattement (chute de pression exprimée en mètres d'eau), en fonction des caractéristiques du réservoir, du débit et de la durée d'exploitation (cf. par exemple KRUSEMAN et al., /3/).

$$s = \frac{2,30 Q}{4\pi Ke} \log \left( \frac{2,25 Ke}{r^2 S} t \right)$$

avec une erreur < 5 % dès que  $\frac{r^2 S}{4Ket} < 1$

avec :

s : rabattement en m

Q : débit en m<sup>3</sup>/s

K : perméabilité en m/s

e : épaisseur en m

S : coefficient d'emménagement, sans dimension

r : distance considérée, en m,

t : durée de l'exploitation en secondes.

N.B. : Il existe des formules plus précises, valables quelles que soient la distance et la durée de pompage, mais pour l'obtention d'un ordre de grandeur dans les présentes conditions, cette approximation logarithmique est nettement suffisante.

### Application à un réservoir type : le DOGGER du Bassin Parisien

Les différents paramètres ne sont pas, bien sûr, homogènes sur l'ensemble du réservoir, mais leur ordre de grandeur moyen est le suivant :

$$K = 5.10^{-6} \text{ m/s}$$

$$e = 50 \text{ m}$$

$$S = 5.10^{-5}$$

L'ordre de grandeur du débit d'exploitation par doublet est :

$$Q = 120 \text{ m}^3/\text{h} = 3,3 \cdot 10^{-2} \text{ m}^3/\text{s}.$$

L'évolution des rabattements se comporte de la façon indiquée par le tableau suivant :

	r = 1 m	r = 100 m	r = 1 km	r = 10 km
t = 1 heure	111 m	15 m		
t = 1 jour	145 m	48 m		
t = 1 mois	180 m	84 m	35 m	
t = 1 an	206 m	110 m	61 m	13 m
t = 10 ans	230 m	134 m	86 m	37 m
t = 20 ans	238 m	141 m	93 m	44 m
t = 100 ans	255 m	158 m	110 m	61 m

Fig. 1

Conclusion :

L'influence du puits unique est rapidement sensible à grande distance : chute de pression supérieure à 1 bar à 10 km, dès la première année.

Après 20 ans d'exploitation (durée de vie normale pour un doublet), la chute de pression est de l'ordre de 9 bars à 1 km et 4 bars à 10 km.

Si l'on s'impose comme contrainte de ne pas rabattre de plus de 1 bar après 20 années d'exploitation, le périmètre influencé sera un cercle de 51 km de rayon (diamètre 100 km).

2. Influence d'un doublet sur la pression du réservoir

Le dispositif du doublet consiste à réinjecter dans un second puits R, situé à une distance  $D = 2a$  du puits d'exploitation E, un débit égal à celui qui est prélevé. De ce fait, le bilan hydraulique du réservoir est équilibré et les pressions soutenues : celles-ci se stabilisent au bout d'un temps très court : généralement de l'ordre de quelques heures.

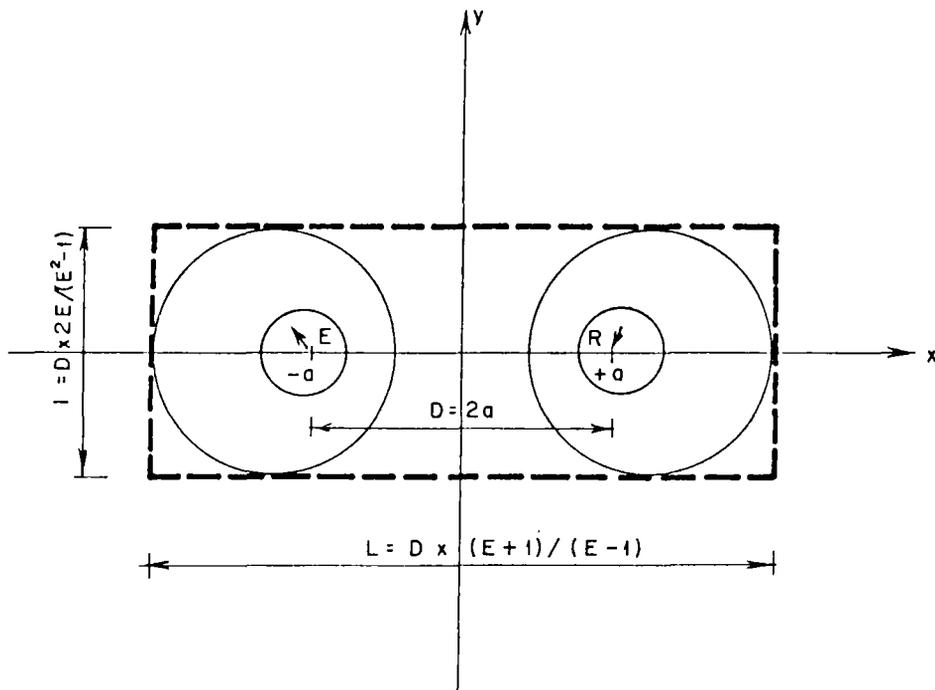


Figure 2

Les courbes équipotentiellles (même rabattement) sont des cercles du faisceau à points limites E et R (cf. MUSKAT /5/).

Un cercle correspondant à une chute de pression s donnée coupe l'axe des x en (cf. annexe I) :

$$X = a \frac{E + 1}{E - 1} \quad \text{et} \quad a \frac{E - 1}{E + 1}$$

et l'axe des y en :

$$Y = \pm a \frac{2E}{E^2 - 1}$$

avec :

$$E = \exp \left( \frac{2\pi K e s}{Q} \right)$$

Si l'on veut définir un périmètre de protection de telle sorte que les modifications de pression résultant de l'exploitation d'un autre ouvrage de mêmes caractéristiques ne dépasse pas  $s_0$  au droit des puits du premier doublet, il convient d'interdire son installation sur un rectangle dont les dimensions sont indiquées sur la figure 2.

$$\text{Longueur } L = D \frac{E + 1}{E - 1} \quad , \quad \text{Largeur } l = D \frac{2E}{E^2 - 1}$$

## Application à un réservoir type : le DOGGER du Bassin Parisien

L'ordre de grandeur des caractéristiques moyennes d'un doublet exploité dans ce réservoir est le suivant :

$$\begin{aligned}K &= 5.10^{-6} \text{ m/s} \\e &= 50 \text{ m} \\S &= 5.10^{-5} \\Q &= 120 \text{ m}^3/\text{h} = 3.3.10^{-2} \text{ m/s} \\D &= 1 \text{ 000 m}\end{aligned}$$

Supposons le rabattement maximal admissible limité à 10 m d'eau (1 bar) :

$$\begin{aligned}E &= 1.61 \\L &= 4 \text{ 281 m} \\l &= 2 \text{ 024 m}\end{aligned}$$

### 3. Influence d'un doublet sur le refroidissement du réservoir

Un tel doublet a une durée de vie donnée par la formule :

$$t_p = \frac{\pi}{3} \frac{\rho_A C_A}{\rho_F C_F} \frac{D^2 h}{Q} = 29 \text{ ans}$$

avec  $\rho_A C_A$  et  $\rho_F C_F$  : capacités calorifiques respectives de l'aquifère et de la roche. Pour cette approche simplifiée, seule la convection (entraînement des calories par l'eau en mouvement) est prise en compte. La simulation des autres phénomènes physiques (conduction, variations de viscosité et densité...) apporte des corrections à cette première évaluation. Leur ordre de grandeur a été évalué par P.A. LANDEL et J.P. SAUTY /4/.

Théoriquement, l'eau froide réinjectée peut, au bout d'un temps infini d'exploitation du doublet, occuper l'ensemble du réservoir.

Toutefois à la date de recyclage (durée de vie du doublet), l'emprise du volume réinjecté reste minime et circonscrite (cf. fig. 3, d'après M. MUSKAT /5/ et J. BEAR /1/) dans un rectangle de longueur 1,5 D et de largeur 1,1 D.

La chute de température au puits d'exhaure conduisant à l'arrêt de l'exploitation, la portion d'aquifère refroidie serait celle définie ci-dessus. En fait, le front abrupt ainsi calculé sera progressivement remplacé par une zone de transition, résultant de la conduction thermique dans l'aquifère. L'emprise de la zone refroidie sera donc un peu plus large, mais son développement restera faible par suite de la lenteur des transferts par conduction et de l'apport calorifique complémentaire dû aux échanges thermiques avec les épontes dont la forte capacité ne saurait être négligée.

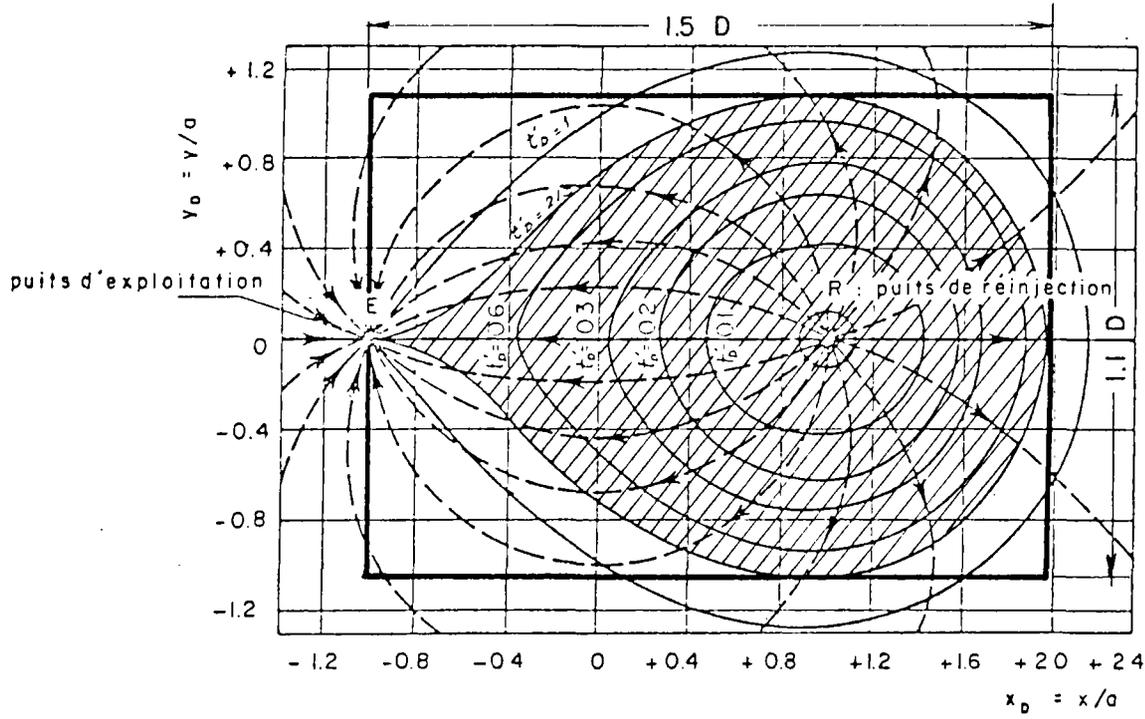


fig. 3

Positions successives du front froid  
 (d'après M. MUSKAT /5/ et J. BEAR /1/)

4. Influence mutuelle de plusieurs doublets

Qui plus est, A.C. GRINGARTEN/ 2 / a démontré que l'installation au voisinage d'un ou de plusieurs doublets de mêmes caractéristiques que le premier, loin d'être systématiquement néfastes à la durée de vie de celui-ci, pouvaient lui être favorables à condition qu'ils soient implantés à une distance égale ou supérieure à l'espacement des puits de chaque doublet, et que les puits d'injection soient implantés en quinconce.

C'est l'équidistance (puits implantés sur un quadrillage) qui assure l'exploitation optimale du réservoir ; cette disposition conduit à des rectangles de dimension minimale :  $2 D \times 1 D$ .

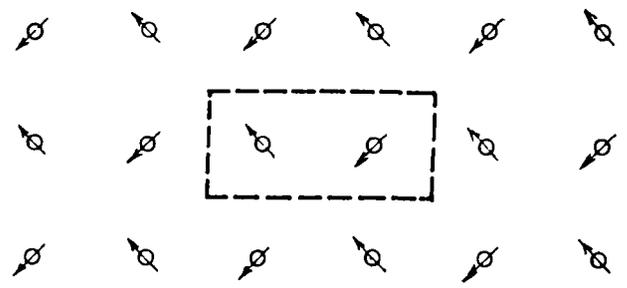


fig - 4

## 5. Conclusions

L'exploitation d'un réservoir géothermique par puits unique (absence de recharge) est à rejeter ; elle conduit à une destruction de la ressource sur un vaste périmètre après exploitation d'une faible portion de l'énergie qu'elle contient.

L'exploitation par doublés géothermiques conduit à une extraction de l'énergie géothermique bien plus efficace. Les possibilités sont encore accrues lorsque les doublés voisins, de mêmes caractéristiques, sont implantés en quinconce (puits voisins de nature différente : exhaure et réinjection).

De même qu'en ce qui concerne la pollution des eaux, plusieurs périmètres de protection sont définis avec des contraintes se relâchant avec la distance (périmètre immédiat, périmètre rapproché et périmètre éloigné) ; pour la protection d'un dispositif d'exploitation de l'énergie géothermique, il convient de définir des périmètres de dimensions variables suivant les nouvelles exploitations que l'on envisagerait ensuite dans le réservoir, notamment en fonction du débit d'un nouveau doublet ou a fortiori d'un puits unique.

Notons aussi l'additivité des influences sur les pressions, si l'on envisage l'installation de plusieurs nouveaux dispositifs d'exploitation.

N.B. : Dans l'exemple d'exploitation par doublet qui vient d'être cité, les contraintes dues aux variations de pression sont les plus restrictives :  $4,3 D \times 2,0 D$ .

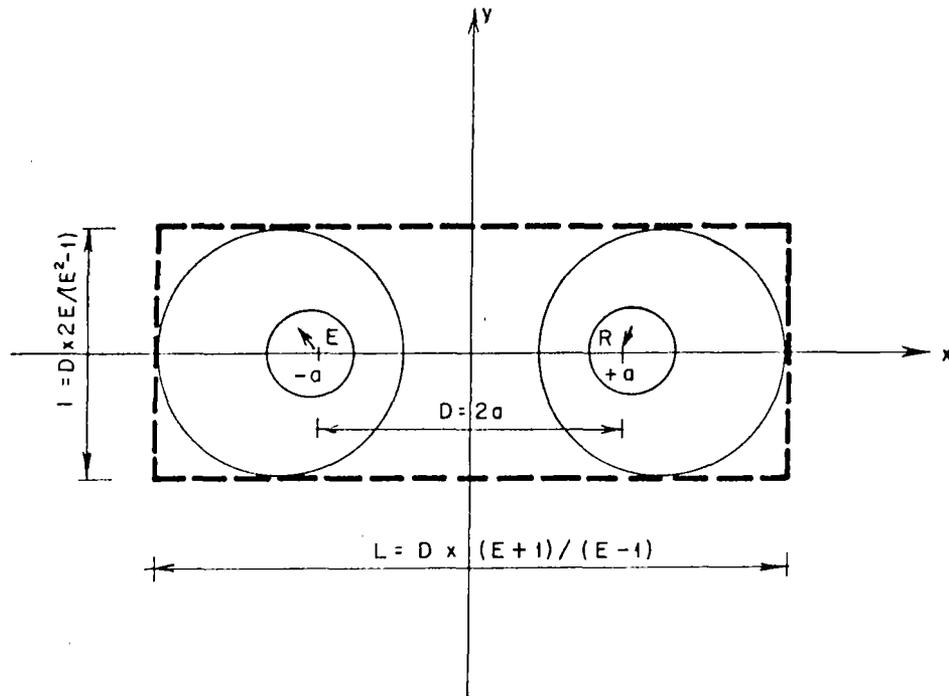
Ce sont elles que l'on aura à prendre en compte tant qu'elles restent supérieures à  $2 D \times 1,1 D$  : sinon, le périmètre influencé serait imposé par les autres considérations : pollution thermique (refroidissement) du réservoir, ou influence mutuelle des doublés sur leur durée de vie.

## 6. Références bibliographiques

- /1/ BEAR (J.) - Dynamics of fluids in porous media - New York, American Elsevier, 1972.
- /2/ GRINGARTEN (A.C.) - Reservoir lifetime and heat recovery factor in geothermal aquifers used for urban heating - Joint IASSPAI/IASVEI symposium, Durham (U.K.), August 11-12, 1977.
- /3/ KRUSEMAN (G.P.), DE RIDDER (N.A.) - Analysis and evaluation of pumping test data ; Bulletin 11, ILRI Wageningen, 1973, 2nd edition.
- /4/ LANDEL (P.A.), SAUTY (J.P.) - Etude de l'influence des caractéristiques physiques de l'aquifère et des roches encaissantes sur la température de l'eau au puits de production d'un doublet hydrothermique - CCE Programme de recherche et de développement dans le domaine de l'Energie géothermique. Projet G/C7 : Basse Energie - Rapport final.
- /5/ MUSKAT (M.) The Flow of Homogeneous Fluids through Porous Media, Mc Graw-Hill, New York, 1937.

RABATTEMENTS CREES PAR UN DOUBLET GEOTHERMIQUE

1. Equation des equipotentielle



Le potentiel complexe induit par un doublet a pour expression (cf. MUSKAT/ 5 /) :

$$W(z) = \frac{Q}{2\pi T} \text{Log} \frac{z + a}{z - a}$$

avec :

Q : débit en m<sup>3</sup>/s

T : transmissivité en m<sup>2</sup>/s

z = x + i y : coordonnée complexe en m

a =  $\frac{D}{2}$  : demi-distance entre les deux puits en m

Le rabattement est donné par la fonction potentiel :

$$\phi = \text{Re}(w) = \frac{Q}{4\pi T} \text{Log} \frac{(x + a)^2 + y^2}{(x - a)^2 + y^2}$$

Les équipotentiellles (courbes de même rabattement  $s$ ) ont pour équation :

$$\frac{Q}{4T} \operatorname{Log} \frac{(x+a)^2 + y^2}{(x-a)^2 + y^2} = s$$

soit :

$$\frac{(x+a)^2 + y^2}{(x-a)^2 + y^2} = \exp \frac{4\pi Ts}{Q} = E^2$$

en posant :

$$E = \exp \left( \frac{2\pi Ts}{Q} \right)$$

En développant et en ordonnant cette équation, on vérifie que ce sont bien des cercles d'équation :

$$x^2 + y^2 - 2a \frac{E^2 + 1}{E^2 - 1} x + a^2 = 0$$

dont le centre a pour coordonnées :

$$x = a \frac{E^2 + 1}{E^2 - 1} \quad y = 0$$

et de rayon :

$$R = a \frac{2E}{E^2 - 1}$$

## 2. Intersection du cercle avec Ox (droite passant par les puits)

$$x^2 - 2a \frac{E^2 + 1}{E^2 - 1} x + a^2 = 0$$

$$\text{d'où } x_m = a \frac{E - 1}{E + 1} \text{ entre les puits}$$

$$\text{et } x_M = a \frac{E + 1}{E - 1} \text{ à l'extérieur}$$

### 3. Ordonnée maximale

L'abscisse de ce point est le même que celle du centre du cercle :

$$x = a \frac{E^2 + 1}{E^2 - 1}$$

et son ordonnée est égale au rayon du cercle :

$$y_m = R = a \frac{2 E}{E^2 - 1}$$

### 4. Dimensions du rectangle circonscrit

Le rectangle circonscrit aux cercles  $\emptyset = \pm s$ , en dehors desquels on est sûr que les influences sur les niveaux restent inférieures à  $s$  contrainte fixée, a pour dimensions :

$$L = 2 x_m = D \frac{E + 1}{E - 1}$$
$$l = 2 y_m = D \frac{2E}{E^2 - 1}$$