

TH 442
IC 4

THESE

présentée à

l'Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris

par

Dominique BRUEL

Ingénieur Hydraulicien I.N.P.G.

en vue de l'obtention du titre de

DOCTEUR

en

Hydrologie et Hydrogéologie Quantitatives

EXPLOITATION DE LA CHALEUR DES ROCHES
CHAUDES ET SECHES
ETUDE DES PHENOMENES HYDRAULIQUES, MECANIQUES
ET THERMIQUES AU MOYEN D'UN MODELE
A FRACTURES DISCRETES

Soutenue le 20 Decembre 1990 devant le jury composé de :

MARSILY G. de	Président
CORNET F.H.	Rapporteur
IRIS P.	Rapporteur
GERARD A.	Examineur
LEDOUX E.	Examineur
PARKER R.	Examineur

à Safo

Préface

Les forages dévient à chaque instant quand on oublie de surveiller les foreurs qui veulent aller plus vite. Les pompes arrêtées peuvent geler. Les filetages "EUE" n'ont rien à voir avec les filetages "VAM". Il faut mesurer les tubes avant qu'ils ne soient descendus dans un puits et les packers, ça se coince à l'envi. Plus tard, je me suis aperçu que les sondes de diagraphies ne demandaient pas mieux elles aussi. Il a fallu apprendre, improviser des travaux d'ingénierie, ne pas compter le temps, entamer de nombreuses nuits.

Parce qu'ils m'ont fait confiance, pour assurer le suivi de terrain et plus tard effectuer une partie du travail d'interprétation, je leur dois une grande reconnaissance. Messieurs F.H. CORNET de L'Institut de Physique du Globe de Paris et E. LEDOUX, de l'Ecole des Mines de Paris, se reconnaîtront. Leur expérience et leur compétence se sont avérées à tout instant des plus utiles.

Ma gratitude s'adresse également au Professeur G. DE MARSILY qui a accepté la présidence du jury de cette thèse et dont nombre d'idées sont à la base des interprétations effectuées, ainsi qu'à Messieurs P. IRIS et A. GÉRARD qui m'ont fait part de leurs encourageantes critiques et qui ont bien voulu juger de la qualité de ce travail. Je remercie tout particulièrement Monsieur R. PARKER qui représente ici la somme de savoir accumulé outre-Manche sur ce même sujet. Nul doute que ses suggestions seront des plus enrichissantes. Enfin, saluons tous les membres du Centre d'Informatique Géologique, pour l'enthousiasme et l'esprit d'entraide qu'ils entretiennent.

L'ensemble des travaux dont il est question n'aurait vu le jour sans la coopération de divers organismes et le soutien financier de l'Agence Française pour la Maîtrise de l'Energie, de la Commission des Communautés Européennes et de l'Institut National des Sciences de l'Univers. Il a également bénéficié de l'appui de l'ATP Géotechnologie du CNRS.

Centre d'Informatique Géologique
Ecole des Mines de Paris
Novembre 1990

Quand Archimède courut par les rues disant: "J'ai trouvé", il ne portait qu'une idée bien imparfaite des corps flottant; oui, mais fille de géométrie et de mécanique, et riche d'avenir par la distinction et clarté abstraites.

De prime abord

ALAIN, Propos sur l'éducation

Des motivations

Ce siècle s'efface, marqué par une demande énergétique toujours accrue, ponctué de phases de croissance et de périodes économiquement tendues. Bien plus, des conflits larvés pèsent sur le climat politique international. Chaque jour qui passe en apporte la confirmation. Fait relativement nouveau, le souci de préservation de l'environnement et d'amélioration de la qualité du cadre de vie gagne les consciences. Dans un tel contexte, les besoins de diversification voire de renouvellement des sources d'énergie se présentent avec une acuité de plus en plus préoccupante.

L'épuisement des ressources fossiles classiques, qui ne devrait toutefois se préciser qu'au terme de quelques dizaines de décennies, ainsi qu'une certaine défiance vis à vis de la filière nucléaire en raison de la menace permanente de l'incident improbable mais non impossible et des questions inhérentes à l'évacuation des déchets radioactifs de haute activité, ont obligé à travailler davantage à l'amélioration de la gestion des réserves existantes, à la sécurité de leur mode d'exploitation et à réfléchir à la mise en valeur de ressources nouvelles solvables, renouvelables ou non renouvelables.

Dans cette perspective, l'énormité de la ressource potentielle constituée par l'énergie thermique d'origine interne dissipée à travers les roches formant la croûte terrestre et parfois accumulée localement en raison de conditions géologiques particulières, ne pouvait susciter que l'intérêt. Le concept séduisant d'une énergie propre, certes non renouvelable mais partout disponible puisque seule la profondeur importait, allait naître, sous le vocable d'énergie *Hot Dry Rock* ou *Roches chaudes et sèches*. En forant en zone de socle à quelques kilomètres de profondeur, des températures compatibles avec les besoins domestiques ou industriels seraient atteintes. Restait à contourner le fait que les massifs cristallins visés, à priori secs et peu perméables, ne pouvaient donner lieux à l'application directe des méthodes d'exploitation connues relevant de la géothermie classique, qui profitent de la présence d'eau au sein même de la roche poreuse et perméable qui forme le réservoir pour en faire le vecteur des échanges d'énergie.

La faisabilité technique de l'exploitation de cette ressource passe alors par la possibilité de créer ou de développer localement à la profondeur choisie, une perméabilité suffisante pour permettre la mise en circulation massive d'un fluide caloporteur. Injecté à basse température par un premier forage, le fluide rechauffé au contact de la roche est ramené en surface par un second forage.

Les critères d'évaluation économique d'une telle opération dépendent en particulier de l'étendue de la surface d'échange thermique développée, du volume de roche concerné et de l'aptitude de ce réservoir à se laisser parcourir par le fluide injecté. Qu'il s'agisse d'alimenter des unités de production d'électricité ou de fournir des mégawatts thermiques destinés au chauffage domestique, le succès commercial exige qu'une technologie soit mise au point, qui minimise les coûts d'exploitation par une combinaison efficace de ces facteurs et qui soit garante d'une durée de vie suffisante pour que, dans un premier temps et dans le cadre d'une gestion à l'équilibre, soient financièrement amortis les investissements consentis. Tel est le défi ...

Un concept

La physique des milieux continus allait permettre aux chercheurs du *L.A.N.L.*¹ de jeter dès 1975, les bases d'une technologie d'extraction de la chaleur des roches chaudes et sèches. Utilisant le fait qu'aux profondeurs visées, le champ des contraintes en place présente la particularité d'avoir l'une de ses deux plus grandes valeurs principales orientée suivant la direction verticale, il était théoriquement possible à partir d'un premier forage de développer par fracturation hydraulique, des fractures artificielles sub-verticales hydrauliquement très conductives qu'il suffirait alors de recouper par un second forage pour réaliser une boucle géothermale. A ces profondeurs, il était entendu que les discontinuités naturelles éventuellement présentes, fissures ou fractures, ne pouvaient être que fermées et donc ne jouer qu'un rôle négligeable dans les phénomènes hydrauliques étudiés. Il n'y avait donc aucune objection à ce que la méthode proposée ne soit pas en tout lieu reproductible. Un tel doublet géothermique fut créé en milieu granitique à 3000 m de profondeur sur le site expérimental de *Fenton Hill* dans le Nouveau Mexique [Murphy et al. 1981] au droit d'une anomalie thermique. La température mesurée à cette profondeur atteignait 200°C. Les expérimentations s'y sont déroulées en plusieurs phases successives et se poursuivent encore aujourd'hui en dépit de difficultés d'instrumentation liées aux hautes températures.

Des réalités

Les premiers résultats obtenus à *Fenton Hill* dès 1979, discutés par Murphy et al. [1981] et commentés par Armstead et Tester [1987] ont montré la faisabilité de la méthode proposée mais ont conduit à des échangeurs d'étendue insuffisante et nécessitant des pressions d'injection élevées, voisines de 1,5 MPa pour chaque $l s^{-1}$ produit.

Les essais de circulation forcée d'eau entre forages ainsi que les tests de fracturation hydraulique dans les milieux granitiques profonds, menés par la suite sur d'autres sites expérimentaux et par d'autres équipes de chercheurs sur ce thème de l'exploitation de la chaleur des roches chaudes et sèches, se sont heurtés au fait que le

¹Los Alamos National Laboratory, University of California, New Mexico

système de fracturation de ces roches jouait un rôle prépondérant dans l'établissement de l'écoulement entre les zones d'injection et de production. Ce point a été particulièrement mis en évidence lors de la phase 2A du projet C.S.M.², menée de 1980 à 1983 à moyenne profondeur sur le site de *Rosemanoves (UK)*. Il a été aussi constaté que les expériences de fracturation hydraulique conduisaient rarement à l'obtention de la perméabilité recherchée lorsqu'elles n'étaient pas couplées à des opérations d'injection d'un agent de soutènement.

Au concept initial de réservoir géothermique développé par fracturation hydraulique [Gringarten et al., 1975, Murphy et al. 1981], essentiellement fondé sur la connaissance du champ des contraintes en place, s'est alors substitué celui de réservoir développé par stimulation des réseaux de fractures préexistantes. Plus réaliste, cette seconde approche perd toutefois le caractère général du concept premier, puisqu'elle donne une importance accrue aux conséquences locales de l'histoire géologique régionale, et invite davantage à adopter une attitude naturaliste.

L'idée nouvelle est d'utiliser l'anisotropie du champ de contraintes en place dans le massif ainsi que la différence d'orientation qui existe en général entre les directions des contraintes principales et les directions du système de joints. Les fractures d'orientation favorable d'un premier forage sont alors sollicitées lors de l'injection d'un fluide visqueux afin de provoquer certains mécanismes de relâchement de contraintes tangentielles susceptibles d'induire un accroissement de conductivité hydraulique lié à la rugosité de leurs surfaces. L'effet de relâchement de contraintes de cisaillement peut induire des microséismes dont la localisation conduit à l'identification des zones où les pressions se transmettent ce qui fournit un argument pour le choix de l'implantation d'un second forage. Ce concept est à la base des travaux de développement du réservoir fracturé menés par Cornet et al. [1988] sur le site du *Mayet de Montagne (France)*. C'est cette même idée qui guide actuellement les concepteurs du nouveau projet européen de *Soultz sous Forêts*.

Ces phénomènes de cisaillement, en corollaire ceux d'accroissement de conductivité hydraulique, peuvent cependant apparaître préjudiciables aux performances d'un doublet R.C.S. lorsqu'ils sont provoqués ou qu'ils continuent à se produire en cours d'exploitation, comme cela a été observé lors de certains essais conduits sur le site de *Rosemanoves* en Grande Bretagne et analysé par Pine and Batchelor [1984]. Si l'ensemble des joints dont la géométrie se trouve modifiée constitue un court-circuit entre les forages au détriment de la surface d'échange thermique, la durée de vie de l'échangeur risque d'être fortement pénalisée. Quand un écoulement privilégié vers une zone mal drainée par le puits de production du doublet est favorisé, c'est le rendement hydraulique de l'installation qui en pâtit.

Des outils d'interprétation

o dont les modèles mathématiques,

La faisabilité de ces futures exploitations géothermiques passe en particulier par le développement d'outils d'analyse susceptibles de guider le concepteur dans ses choix successifs tout au long des différentes phases de la réalisation d'un projet, qu'il soit

² Camborne School of Mines, Cornwall, UK.

destiné à des expérimentations *in-situ* ou qu'il préfigure un site à vocation industrielle. Dans ce but des modèles numériques ont été développés. Destinés tout d'abord à expliquer, ils devront désormais avoir l'ambition de prévoir en étant capables de profiter de la diversité et de la qualité sans cesse améliorée des données collectées.

Nous rejoignons là, par le biais des milieux fracturés, les préoccupations des spécialistes du génie civil travaillant par exemple à l'implantation des ouvrages hydrauliques en milieu rocheux, ce qui nécessite souvent une modification des caractéristiques de perméabilité de ces massifs. De même pourrons-nous bénéficier des réflexions menées sur le thème du stockage en formations géologiques cristallines peu perméables, des déchets radioactifs de haute activité qui émettent de la chaleur. Cette dernière option, considérée actuellement comme la plus réaliste, exige que soit évalué le risque de non-étanchéité lié à la présence de fissures naturelles pouvant contribuer à la dissémination de substances dangereuses. Nous verrons alors comment ces travaux d'origines diverses peuvent contribuer ou s'intégrer à l'étude de la faisabilité d'un projet R.C.S..

Les paragraphes qui suivent constituent une revue bibliographique, certes non exhaustive, mais présentant les principaux développements d'outils d'aide à l'interprétation directement ou non directement liés à la recherche sur l'extraction de la chaleur des roches chaudes et sèches. La plupart de ces outils bénéficient d'une approche mathématique dont le degré de complexité est à la mesure du problème posé. Préférence sera donnée ici aux approches discrètes pour lesquelles les fractures sont géométriquement individualisées tant il est vrai que la présence souvent constatée de fractures majeures à l'échelle du champ expérimental influe ou perturbe considérablement les tests hydrauliques et les régimes que l'on voudrait bien voir s'établir. De ce fait, les modèles de milieu continu équivalent, faisant appel au concept de double porosité et basés sur l'existence et la validité d'un volume élémentaire représentatif au sens où l'entend Marsily [1981] et [1985], apparaissent peu adaptés à notre problème. On verra cependant comment une approche telle que celle de Huyakorn et al. [1984] ou celle de Elsworth et al. [1989], permet de tenir compte des phénomènes diffusifs dans la résolution d'un problème de transport de masse ou de chaleur et peut être utilisée pour les calculs d'échanges thermiques dans un milieu fracturé.

Les premiers modèles spécifiques au problème de l'extraction de la chaleur des roches chaudes et sèches ont été proposés par les chercheurs du *L.A.N.L.*. De par le mode de développement du doublet adopté, ces modèles sont bidimensionnels et considèrent que la circulation du fluide injecté a lieu dans une fracture circulaire d'extension finie qui serait uniformément balayée par le fluide. Dash et al. [1981] tirent ainsi parti d'une résolution numérique d'une forme simplifiée de l'équation de l'écoulement de *Navier-Stokes*, incluant les phénomènes d'échanges thermiques ainsi que les effets de densité et aboutissent à une estimation de la surface d'échange thermique après ajustement sur la courbe de température de production. Des approches analogues ont ensuite été présentées en milieu infinis ou semi-infinis par Bernaudat [1983] et appliquées aux résultats expérimentaux obtenus sur le site de *Mayet de Montagne*. Les solutions analytiques proposées, s'inspirent de solutions classiques de doublet en milieu poreux déjà présentés par Bear [1972] ou Gringarten et Sauty [1975] et utilisent les techniques de superposition et de convolution. Elles permettent d'appréhender des configurations géométriques plus compliquées, comme par exemple des systèmes de fractures disposées en parallèles ou en séries ou bien des schémas d'exploitation évolutifs prenant en considération la possibilité d'une mise en exploitation

de la chaleur d'une nouvelle fracture dès que le rendement du système atteint un seuil défini à l'avance.

Devant faire face à des phénomènes d'instabilité mécanique qui n'étaient pas apparus au cours des essais réalisés à *Fenton Hill*, les scientifiques anglais opérant sur le site de *Rosemanovs* se sont investis dans une approche hydro-mécanique couplée. Un modèle numérique bidimensionnel [Cundall et Batchelor 1982] permet ainsi à Pine et Batchelor [1984] d'interpréter avec succès la migration en profondeur de la micro-sismicité induite observée au cours d'essais de stimulation et d'injection de longue durée sur le site expérimental de *Rosemanovs* en Cornouailles dès que les pressions d'injection atteignent et dépassent certains seuils critiques. Le modèle utilisé est un modèle de blocs élastiquement déformables séparés par des joints parallèles d'extension finie ou infinie dont l'épaisseur est dépendante de la valeur de la contrainte effective. Un comportement propre permet aux joints de résister aux écrasements. Un critère de rupture autorise les cisaillements qui sont alors accompagnés d'une dilatation considérée comme irréversible. Il permet de simuler en particulier l'écoulement laminaire transitoire d'un fluide visqueux entre les blocs c'est à dire modéliser les opérations de stimulation hydraulique dans un réservoir très fracturé. Un critère de propagation des microséismes induits, fonction de l'anisotropie du champ des contraintes, est alors formulé. A l'aide d'une formulation similaire, Asgian et Cundall [1987] comparent en deux dimensions et pour un système comprenant deux familles de joints, les zones où la perméabilité se trouve augmentée par suite de glissements et celles qui sont mises sous pression par le fluide. Ils constatent alors qu'au cours des premiers instants des simulations, celles-ci peuvent ne pas coïncider pour certaines orientations du champ de contrainte *in-situ* imposé.

De par leur conception, ces approches numériques ne permettent pas l'étude de milieux tridimensionnels, ni même l'étude de réservoirs dont le comportement hydraulique serait dominé par quelques grandes structures planes interconnectées, ce qui serait aussi le cas d'après Cornet et al. [1987] pour le site expérimental français du *Mayet de Montagne*. A cette fin, Hopkirk et Rybach [1987] proposent d'intégrer dans un modèle hydro-mécanique utilisant une géométrie à priori simple, les premières informations disponibles relatives à un milieu ayant été perturbé par des essais de stimulation. Sur la base de données recueillies pendant la troisième phase d'essais du projet britannique, ces auteurs montrent comment ajuster certains paramètres comme l'épaisseur moyenne des fractures ou leur rigidité équivalente afin de simuler les tests transitoires d'injection à pression modérée à travers deux structures planes parallèles connectées que leur suggèrent l'analyse de la micro-sismicité induite.

Elsworth [1987] s'intéresse aussi de façon déterministe aux milieux, éventuellement poreux, parcourus par de grandes fractures individualisées et propose une approche tridimensionnelle tenant compte des phases transitoires de l'écoulement en se restreignant à deux dimensions pour l'étude de l'interaction fluide/roche en milieu déformable. Les fractures sont aussi représentées par des disques d'extension finie qui peuvent s'intersecter. L'écoulement laminaire bidimensionnel y est calculé par la méthode des éléments frontières. Cette méthode de résolution du problème hydraulique, déjà évoquée par Shapiro et Andersson [1983] puis Andersson et Dverstorp [1987], présente jusqu'à présent l'inconvénient de devoir affecter une transmissivité hydraulique constante à chacune des fractures du modèle.

Le couplage avec l'aspect mécanique s'opère chez Elsworth [1987] sur la variable épaisseur et utilise la méthode des éléments finis. Les fractures soumises à des com-

pressions réagissent de façon linéaire par l'intermédiaire de coefficients de raideur apparente mais la possibilité de rupture en cisaillement n'est pas prévue.

Toutefois, aux multiples travaux d'analyse des systèmes de fracturation susceptibles d'être rencontrés dans les massifs rocheux, rassemblés récemment par Dershowitz et Einstein [1988], sont rapidement venu s'ajouter, lorsqu'il a fallu en étudier les propriétés hydrauliques, un ensemble de réflexions fondées sur l'idée de connectivité ainsi que sur le concept de percolation déjà introduit par Broadbent et Hammersley [1957] et discuté par [Charlaix et al. 1984] puis [Marsily, 1985]. La nécessité de considérer des fractures d'extension limitée, qui en découle, permet à nombre d'auteurs comme Baecher [1977] ou Robinson [1984] de conférer à la géométrie tridimensionnelle du réseau de fractures qu'ils étudient, une nature aléatoire qu'ils appréhendent de façon discrète à l'aide de modèles de disques répartis de façon stochastique dans l'espace. Dans un esprit identique mais arguant du fait qu'une fracture se termine souvent en en recoupant d'autres, Dershowitz [1985] préconisait l'usage de polygones.

De ces concepts sont issus de nouveaux modèles, souvent sophistiqués et encore réservés à l'étude des écoulements en zone de socle, comme ceux de Long et Billaux [1987], Andersson et Dverstorp [1987] ou celui de Cacas [1989]. Ils paraissent satisfaisants pour la description de la géométrie du milieu et l'estimation de ses propriétés hydrauliques et dispersives mais ne comportent pas le couplage hydro-mécanique nécessaire à l'étude des écoulements forcés. Mentionnons cependant le travail de Robinson [1989] qui propose en deux dimensions un modèle dont la géométrie est issue d'une procédure faisant intervenir le hasard et comportant une interaction hydro-mécanique issue de la formulation de Gangi [1978], basée sur une dépendance non linéaire entre la variable *conductivité hydraulique* et la variable *contrainte normale effective* lorsque celle-ci prend localement une valeur positive. Dans le cas contraire, la question mécanique est éludée par l'introduction d'un accroissement d'épaisseur de la fracture proportionnel au surplus de contrainte opérant en traction.

o et des lois physiques locales.

Un dernier point majeur concerne d'une part le choix de la rhéologie d'un élément de fracture lorsque celui-ci se trouve comprimé et d'autre part le choix de la loi d'écoulement appliquée dans les fractures élémentaires des modèles discrets. Ces deux aspects de l'étude des milieux fracturés ont fait l'objet de nombreuses recherches de laboratoire mais ne seront citées ici que les principales étapes de travaux visant en fait à rendre compte de phénomènes non linéaires, essentiellement liés à l'apparition de zones de contacts supplémentaires entre les épontes d'une fracture, qu'elle soit artificielle ou naturelle, lorsque les efforts normaux appliqués sont augmentés.

Par extension, il est communément fait usage du vocable propre à la physique des milieux continus et l'on parlera du *module d'élasticité* ou de la *rigidité* d'une fissure. Les approches empiriques consistent à ajuster une expression analytique sur les courbes *contrainte/fermeture du joint* mesurées. Detournay [1978] propose une relation exponentielle tandis que Bandis et al. [1983] préfèrent une expression hyperbolique. Faisant l'hypothèse que les espaces laissés vides ont une section elliptique, Tsang et Witherspoon [1981] ajustent une fonction puissance sur la courbe expérimentale *contrainte/fermeture*, ce qui permet d'estimer le module d'élasticité de la

fracture testée, puis à l'aide de la réponse théorique attendue pour le modèle géométrique retenu, ils en déduisent à chaque niveau de contrainte l'extension des vides inscrits dans le plan du joint.

A partir d'analyses structurales fines des surfaces en regard de fractures artificielles ou naturelles d'échantillons de granite, suivies d'essais de percolation sous différents niveaux de contrainte normale, Gentier [1986] propose un modèle de comportement mécanique des aspérités des surfaces des fractures dit modèle à *dents confinées* et peut introduire une dépendance entre le niveau de contrainte normale et le coefficient *degré de séparation* qui représente le taux de surface libre éventuellement offert à l'écoulement. Il résulte de cette approche un coefficient de raideur apparent variable des fractures qui s'exprime comme une fonction du niveau de contrainte normale qui les affecte [Gentier 1986, Cook et al. 1988]. De récents travaux, présentés par Yoshioka et Scholz [1989] permettraient d'utiliser la connaissance de la topographie des surfaces d'une fracture pour en déduire les coefficients de raideur tangentielle dans des conditions de non glissement.

Du point de vue hydraulique, la plupart des approches visant à reproduire le comportement hydraulique de massifs fracturés, dont les approches hydro-mécaniques citées (Cundall et Batchelor, Elsworth, Andersson et al., Shapiro et al., Long et Billaux, Robinson) utilisent une loi dérivée de la loi d'écoulement dite *loi cubique*, qui permet de calculer la conductivité hydraulique d'un joint en fonction du cube de son épaisseur, suivant le modèle permanent isotherme d'un écoulement parallèle entre deux plaques planes. Indépendamment de toute considération mécanique, Louis [1976] distingue divers régimes d'écoulement suivant la valeur du nombre de *Reynolds* de filtration et fait intervenir une mesure de la rugosité des parois dans la formulation des lois de pertes de charges. Barton [1985] suggère dans ce sens une expression empirique permettant de corriger pour chaque niveau de contrainte, l'ouverture dite *mécanique* des effets de la rugosité afin d'obtenir une ouverture *hydraulique* équivalente, qu'il peut ensuite introduire dans la formulation cubique classique.

La validité de cette *loi cubique* a fait l'objet de nombreuses discussions [Witherspoon et al. 1980, Tsang et al. 1985] et ne semble pas devoir être remise en cause pour les fractures dites *ouvertes* ou tout au moins faiblement contraintes. Son insuffisance apparaît lorsque l'on s'intéresse à des écoulements au travers de fractures plus fortement contraintes. L'utilisation d'une relation *ouverture/contrainte normale* ne semble pas devoir suffire, en particulier parcequ'elle passe par l'utilisation d'une ouverture équivalente résiduelle peu réaliste. A ce propos, Raven et Gale [1985], Cook et al. [1988] signalent leurs expérimentations sur des fractures naturelles pour lesquelles une telle loi de comportement *cubique* ne peut être vérifiée et ce d'autant moins que la taille de l'échantillon testé augmente. Bien plus il apparaît qu'un débit minimum non nul peut être mis en circulation même sous l'application d'un très fort niveau de contraintes normales, traduisant ainsi l'existence d'une transmissivité irréductible.

Nous rejoignons ici les conclusions d'auteurs tels que Bourke [1987] et Neretnieks [1987], intéressés par les phénomènes de dispersion d'un traceur dans les massifs fracturés. Ils montrent que les propriétés hydrauliques d'une fracture sont très inégalement distribuées dans son plan de telle sorte que l'écoulement n'y serait pas bidimensionnel mais plutôt confiné dans un certain nombre de chenaux préférentiels eux mêmes inscrits dans le plan de fracturation. Des expérimentations intéressantes des surfaces de fracture de plusieurs mètres carrés ont été menées par Abelin et al. [1988]

à l'aide d'un dispositif à chambre d'injection multiples et conduisent à des conclusions identiques.

Dans le droit fil de ces constatations expérimentales, l'introduction du coefficient *degré de séparation* amène à expliquer les variations de conductivité hydraulique constatée sous l'effet d'une variation de contrainte normale autrement que par de seules variations d'épaisseur. Mais Gentier [1986], puis Billaux [1990], tout en écartant l'idée de l'uniformité de l'écoulement, soulignent la difficulté liée à la méconnaissance de l'évolution des propriétés de connectivité entre les espaces libres du fait des zones de contacts supplémentaires qui se créent entre les épontes d'une fracture lorsque celle-ci se trouve de plus en plus comprimée. Dans ce souci, à partir du pourcentage de surface de contact, que l'on peut toujours associer à un certain niveau de contrainte normale, Cook et al. [1989] reprennent les travaux de Walsh [1981] et construisent un coefficient de conductivité hydraulique effective bâti sur l'idée de tortuosité de l'écoulement. Ce coefficient tient compte de la périodicité du profil de la rugosité ainsi que de la présence, dans le plan d'écoulement, des zones de contacts. Il inclut la possibilité qu'un débit minimal puisse s'établir en présence de très fortes contraintes normales.

Présentation du travail effectué

- Après un rappel des résultats et acquis méthodologiques obtenus à faible profondeur sur le site du *Mayet de Montagne* de 1978 à 1982, suivra une analyse des résultats expérimentaux relatifs aux phénomènes hydrauliques, mécaniques et thermiques, obtenus à moyenne profondeur sur ce même site au cours des campagnes d'essais de 1986 et 1987. Les principales étapes, reconnaissance du milieu, développement puis caractérisation du réservoir créé seront dégagées. Les comportements spécifiques du milieu fracturé, sollicité par une circulation forcée seront mis en évidence et confrontés aux observations analogues qui ont pu être menées sur les autres sites.

- Le travail de modélisation présenté ensuite porte sur la façon d'associer un écoulement permanent de type chenalisé dans un réseau tridimensionnel de fractures connectées au sein d'une matrice rocheuse d'extension infinie, où les effets de la porosité sont jugés négligeables vis-à-vis de l'écoulement. La description géométrique du milieu fracturé est une application du travail développé par Cacas [1989] de même que la résolution du problème hydraulique et celle du problème thermique. Les insuffisances de cette approche au regard des objectifs attendus sont soulignées et justifient le travail présenté par la suite.

- De par la nécessité d'envisager une dépendance entre les phénomènes hydrauliques et mécaniques, le milieu rocheux sera supposé, dans cette partie, élastique et soumis à un champ de contraintes *in-situ* qui constitue les conditions aux limites à l'infini: ces contraintes sont en général compressives et tendent naturellement à refermer les fractures. Par suite, ces fractures se caractérisent par un comportement particulier vis-à-vis de ces contraintes normales. Cette interaction hydro-mécanique se traduira par des modifications des propriétés de conductivité hydraulique des fractures suivant deux mécanismes qui pourront se conjuguer. Un premier mécanisme propre aux joints, est lié à la manière dont ils s'accrochent d'une variation de pression normale et découle par exemple des travaux de Gentier, puis un second mécanisme propre à l'élasticité de la matrice, intervient lorsque certaines conditions d'instabilité mécanique sont atteintes. Ce dernier aspect sera abordé au moyen de la méthode des

discontinuités de déplacement [Crouch 1976, Sinha 1979, Dunbar et al. 1981, Asgian et Cundall 1987] et la surface offerte à l'écoulement sur laquelle la pression du fluide s'applique, est liée à la valeur de la contrainte normale effective. Les phénomènes de rupture en cisaillement ainsi que ceux d'ouverture des fractures sont donc pris en compte dès que les critères choisis pour les caractériser sont satisfaits.

Cette troisième partie du travail se termine par une mise en application sur plusieurs exemples démonstratifs, destinée à la vérification des algorithmes, suivie d'une tentative de validation du modèle hydro-mécanique global utilisant les divers régimes stationnaires observés à différents débits d'injection et obtenus lors des essais réalisés sur le site du *Mayet de Montagne*. On profitera alors de la possibilité d'étudier de façon déterministe les configurations géométriques simples inspirées de résultats de mesures géophysiques.

- La dernière partie consistera en une étude de sensibilité à divers paramètres. Dans le cadre d'une géométrie particulière du système de fractures, on testera l'effet de l'orientation du tenseur des contraintes en place dans le massif, ou bien la loi de comportement mécanique d'une fracture soumise à des efforts tangentiels. Le but est alors de contribuer par la diversité des situations envisagées, à une meilleure compréhension de l'hydraulique des milieux fracturés soumis à des circulations forcées de fluide susceptibles d'induire des sollicitations mécaniques élevées.

Précisons qu'il ne s'agit pas de mettre au point un outil destiné à l'étude de l'initiation et de la propagation de fractures artificielles [Touboul 1986, Bouteica 1987, Thiercelin 1989], ni même à l'étude de stimulations hydrauliques, qui exigerait la prise en compte de phénomènes transitoires complexes. L'objectif est avant tout de simuler le comportement d'un doublet de forages en milieu fracturé, ayant atteint un régime de fonctionnement stationnaire, caractérisé par des paramètres tels que la pression d'injection, le taux de perte en fluide ou l'impédance hydraulique, définie comme rapport de la pression d'injection au débit produit, et de rendre compte de la non-linéarité de l'évolution de ces paramètres avec les variables d'entrée du système sur lesquelles il est possible d'agir, comme par exemple le débit d'injection, la pression imposée au puits producteur ou encore, mais cela n'a pas été fait, la température du fluide injecté.

Il est toutefois envisagé de rendre compte, par une succession d'états stationnaires, de phénomènes transitoires tels que le vieillissement thermique d'un site en cours d'exploitation. Dans ce dernier cas, les variations de contraintes d'origine thermique conduisent à évoquer un couplage supplémentaire de nature thermo-mécanique dont les conséquences attendues à moyen et long terme, rupture ou propagation de fractures, dépassent le cadre de ce travail. Les fondements indispensables à l'étude de ces phénomènes supplémentaires ont été récemment rassemblés et exposés par Berest et Jouanna [1988] dans un ouvrage de thermomécanique des roches. On citera simplement à ce sujet les études de laboratoire menées par Berthomieu et Jouanna [1984]. Par analyse dimensionnelle, ces auteurs reproduisent les conditions thermo-mécaniques qui prévalent sur le terrain à l'échelle de leur échantillon et étendent en retour à l'échelle d'un site réel, l'estimation du facteur d'intensité de contrainte en bout de fissure relatif à la rupture de type fragile qu'ils obtiennent.

Une conséquence à long terme de l'apparition de fractures nouvelles a déjà été entrevue par Murphy [1981]. Dans un volume de roche identique, il en résulterait

une augmentation de la surface d'échange thermique, ce qui irait dans le sens d'une amélioration de l'exploitation de la ressource.

Recherche expérimentale
sur la percolation forcée
en milieu granitique fracturé

1

1. Investigations à faible profondeur. Développement du site du Mayet de Montagne de 1978 à 1982

1.1. Situation géographique et géologique

Le site, situé sur la commune du *Mayet de Montagne*, (Allier) a été retenu en 1978, par la nécessité de disposer à faible profondeur, d'un massif cristallin peu altéré, susceptible de présenter des caractéristiques semblables à celles d'un massif profond afin de réaliser à moindre frais d'instrumentation, une première série d'expériences sur la percolation forcée d'un fluide en milieu fissuré (Hosanski [1980]). Les forages ont été implantés au lieu dit *la Croix Baptier*, sur les affleurements d'un horst granitique.

Ce granite, décrit par Didier [1964], est un granite porphyroïde de la limite des granodiorites et des granites monzonitiques. Une première étude structurale de la fracturation naturelle, effectuée d'après les relevés des orientations des discontinuités observées sur les affleurements au voisinage immédiat du site, permet de classer les joints subverticaux en quatre familles. On retiendra la prépondérance de joints majeurs ouverts et altérés respectivement orientés *Nord 150/160* et *Nord 90/110*.

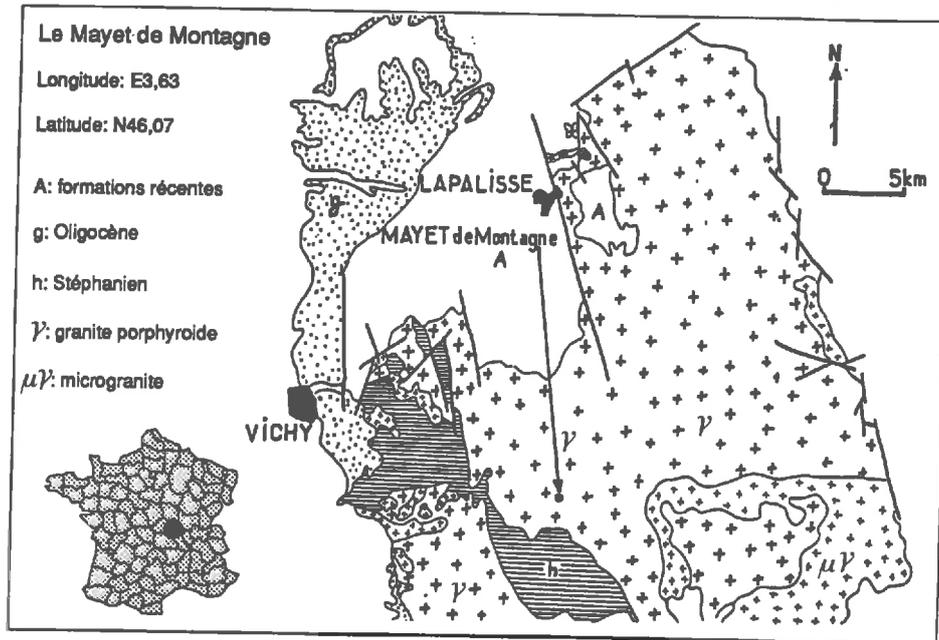


Figure I.1: Site du Mayet de Montagne. Situation géologique régionale.

1.2. Principaux résultats et acquis méthodologiques des campagnes d'essais réalisées sur le site, de 1978 à 1982

Outre la mesure de l'état de contraintes affectant le granite dans les deux cents premiers mètres du massif, les objectifs des premiers essais, effectués de Novembre 1978 à Mars 1980, prévoyaient en particulier l'identification des phénomènes prépondérants quant aux transferts de chaleur dans un milieu fissuré ainsi que la détermination à partir de mesures réalisées *in-situ*, des paramètres thermiques qui contrôlent ces phénomènes.

1.2.1. Identification des paramètres thermiques d'un milieu rocheux fracturé par une méthode de type - puits unique -.

Une méthode de terrain, dite du puits unique, a été proposée par Hosanski et Ledoux [1982] et conduit à l'évaluation des coefficients *conductivité thermique* λ_m et *capacité calorifique* γ_m de la matrice rocheuse.

Cette méthode consiste à injecter dans une fracture naturelle ou artificielle, un débit constant à température connue à l'aide d'un système de double obturateur, puis à mesurer le débit et la température du fluide refoulé naturellement par la fracture dès que la pression en tête de forage est relâchée.

Le travail d'interprétation porte sur la courbe de température qui est caractéristique des échanges thermiques ayant eu lieu entre le fluide (eau) et la roche. Les mécanismes du transfert de chaleur pris en compte sont la convection dans la fissure et la conduction dans la matrice encaissante. L'approche est basée sur une résolution simultanée de l'équation de conservation de l'énergie (1) écrite pour un élément de volume de la fissure injectée, considérée comme indéformable, circulaire et d'extension infinie et de l'équation de conduction (2) relative aux transferts de chaleur dans

la matrice. L'écoulement est supposé radial et laminaire.

$$(1) \quad \lambda_f \operatorname{div}(\overrightarrow{\operatorname{grad}} \theta_f) - \gamma_f \vec{u} \cdot \overrightarrow{\operatorname{grad}} \theta_f = \gamma_f \frac{\partial \theta_f}{\partial t} + \Phi_s$$

$$(2) \quad \operatorname{div}(\overrightarrow{\operatorname{grad}} \theta_m) = \frac{\gamma_m}{\lambda_m} \frac{\partial \theta_m}{\partial t}$$

où respectivement:

λ_f = conductivité thermique du fluide

λ_m = conductivité thermique de la roche

$\theta_f(r, t)$ = température du fluide dans la fissure à la distance r du puits

$\theta_m(r, y, t)$ = température de la roche à la distance y de la fissure

γ_f = capacité calorifique du fluide

γ_m = capacité calorifique de la roche

\vec{u} = vitesse du fluide dans le plan de la fissure

γ_j = capacité calorifique équivalente de la fissure

Φ_s = flux de chaleur sortant échangé avec les parois de la fissure

Les équations (1) et (2) sont couplées par la relation (3) qui donne le flux échangé Φ_s si l'on considère que l'hypothèse de continuité du champ de température à la paroi est valide. Le gradient est calculé du côté du solide.

$$(3) \quad \Phi_s = -\lambda_m \left(\frac{\partial \theta_m}{\partial y} \right)_{y=0}$$

A l'aide de l'hypothèse supplémentaire qui consiste à négliger le terme transitoire $\gamma_f \frac{\partial \theta_f}{\partial t}$ d'accumulation de chaleur dans (1), Hosanski et Ledoux [1982] parviennent à un problème plus simple dont la solution analytique est connue et s'exprime sous la forme (4) lorsque le débit, la température initiale du massif et la température d'injection du fluide sont des constantes.

$$(4) \quad \frac{\theta_m(r, y, t) - \theta_0}{\theta_0 - \theta_i} = \operatorname{erf} \left(\frac{ar^2 + y}{2\sqrt{\alpha_m t}} \right)$$

θ_0 désignant la température initiale du massif, θ_i la température d'injection du débit injecté Q , $\alpha_m = \frac{\lambda_m}{\gamma_m}$ la diffusivité thermique du granite, a une constante donnée par $a = \frac{2\pi\lambda_m}{Q\gamma_m}$ et erf la fonction erreur définie pour $x > 0$ par $\operatorname{erf}(x) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^x e^{-u^2} du$. Il est remarquable de constater que la non considération du terme transitoire d'accumulation conduit à supprimer des équations la variable *épaisseur de fracture*, toujours ardue à définir et à utiliser.

Pour les situations plus complexes où la température du fluide injecté varie et où le débit de décharge décroît en fonction du temps, une approche numérique est présentée et permet par ajustement sur les courbes de température mesurées expérimentalement d'obtenir les paramètres recherchés. Les valeurs obtenues par calage pour les paramètres λ_m et γ_m sont les suivantes:

$$\lambda_m = 3,34 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1} \quad \gamma_m = 2,51 \text{ J m}^{-3} \text{ K}^{-1}$$

Ces valeurs sont tout à fait comparables à celles que l'on a pu obtenir par des méthodes de laboratoire à partir d'échantillons de carottes prélevés lors du forage des puits.

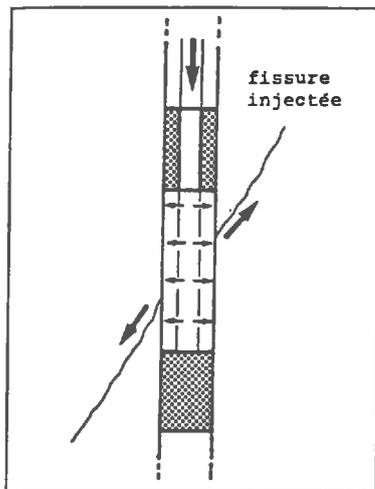


Figure I.2a: Dispositif expérimental d'injection dans une fracture isolée

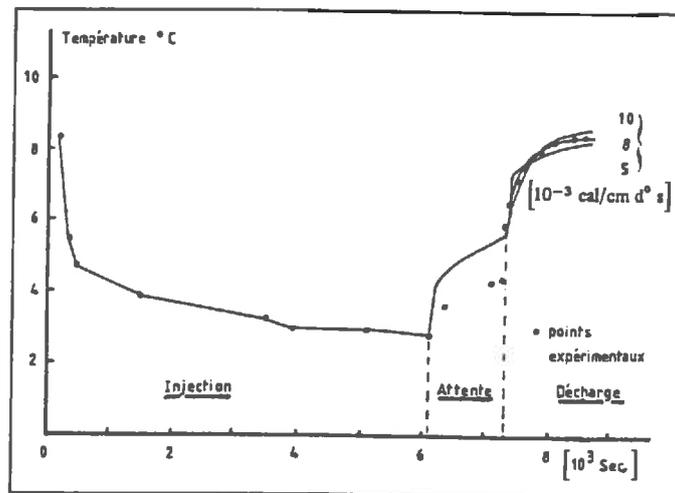


Figure I.2b: Exemple d'ajustement d'une courbe de température calculée sur une courbe mesurée. D'après Hosanski et Ledoux [1982]

1.2.2. Réalisation de liaisons hydrauliques entre deux puis trois forages

Le principe de la réalisation d'une liaison hydraulique de forte perméabilité par application de la technique de fracturation hydraulique est retenu par Cornet [1981] pour réaliser dès 1979, le premier doublet de forage de ce site. A partir de la cote $-186m$ d'un premier forage dénommé *INAG III.2*, une fracture hydraulique a été amorcée puis propagée.

Comme il était apparu sur d'autres sites qu'une telle fracture se refermait parfaitement après que la pression fluide ait été relâchée, (car il n'y a pas de mécanisme pour induire un déplacement relatif des lèvres d'une telle fracture), il a été procédé à l'injection d'un agent de soutènement par adjonction de sable de silice au fluide de fracturation, dans le but de maintenir la perméabilité de cette fracture artificielle élevée. Un second forage *INAG III.3* a été implanté à une distance de 30 m dans la direction présumée de cette fracture subverticale. Celle-ci a été recoupée à la profondeur de 156m. Un lien direct a donc été créé.

Un essai de circulation, de la cote $-156m$ du puits *INAG III.3* vers le puits *INAG III.2* confirme l'efficacité hydraulique de cette liaison puisque 35% de la production se fait à la cote $-186m$ et mettra en évidence un second cheminement préférentiel, débouchant dans *INAG III.2* à la cote $-150m$, produisant environ 30% du débit injecté. Le taux de perte en fluide de ce système s'établissait à environ 35% du débit injecté.

Afin d'étudier la possibilité de réaliser des échangeurs profonds possédant une surface d'échange plus grande que celle que l'on peut espérer d'une fracture unique, obtenue par fracturation hydraulique, joignant directement l'entrée du système à

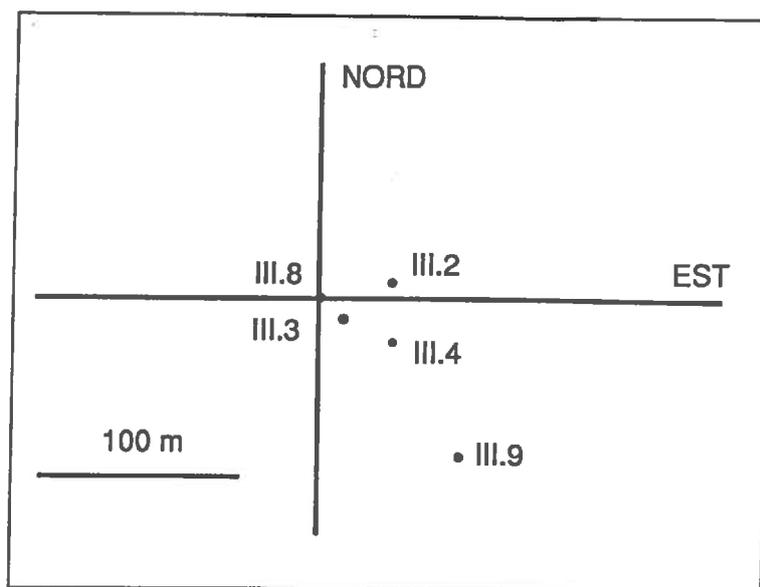


Figure I.3: Implantation des forages peu profonds sur le site du Mayet de Montagne

sa sortie, Cornet propose de tirer parti des hétérogénéités naturelles du système de fracturation et suggère d'amorcer l'opération de fracturation à partir d'une fracture préexistante préalablement choisie d'après son orientation au puits.

Supposant que la direction de propagation reste celle de la fracture choisie, il serait donc possible de s'affranchir de la direction à priori imposée par le champ des contraintes en sélectionnant des fractures d'orientation non parallèle à la direction de la contrainte maximale. Bien plus, une telle fracture devrait voir ses propriétés hydrauliques s'améliorer par effet de dilatance puisque des déplacements tangentiels, associés à la présence d'un déviateur de contraintes, devraient être induits lors de la pressurisation, empêchant ainsi la rugosité des faces en regard de se remboîter lorsque la pression du fluide est relâchée en fin d'opération.

Les essais réalisés durant l'hiver 1981-1982 sur le site du *Mayet de Montagne* se proposaient donc de créer entre deux forages une liaison hydraulique formée par deux fractures d'orientations distinctes et d'y établir une circulation d'eau. Une fracture a donc été développée à partir de la cote $-162m$ d'un nouveau forage *INAG III.4* implanté au sud du forage *INAG III.3*. Celle-ci recoupe la liaison déjà établie entre les forages *III.3* et *III.2*. Une série de tests a permis de choisir la liaison de moindre impédance hydraulique et un essai de circulation de longue durée a pu être mené à partir du forage *INAG III.4* vers le forage *INAG III.3*, le troisième forage étant maintenu fermé (Bernaudat [1983]). Un remarquable rendement hydraulique dépassant 95% a été obtenu, relativement à un débit moyen injecté de $1,2 \text{ ls}^{-1}$ et à une impédance hydraulique voisine de $2,9 \text{ MPa l}^{-1} \text{ s}$.

Cependant, des travaux ultérieurs menés dès 1984 mettront en évidence une zone sub-horizontale altérée hydrauliquement très conductive, recouvrant l'ensemble des trois forages déjà cités à une cote voisine de $-150m$, ce qui empêche d'accorder un grand crédit aux interprétations qui ont été faites et ne permet plus de conclure quant à la réelle efficacité de la connexion des deux fractures artificielles.

1.2.3. Etude du comportement thermique d'un doublet. Cas de la fracture unique.

Basés sur l'interprétation du suivi thermique des expériences de circulation réalisées entre les forages *INAG III.3* et *INAG III.2* puis *INAG III.4* et *INAG III.3*, les travaux présentés par Hosanski [1980] puis Bernaudat [1983] avaient pour but l'étude du vieillissement thermique η d'un système fracturé simple, formé d'un ou plusieurs plans de grande extension. Ce coefficient, majoré par 1, est obtenu en rapportant la différence $(\theta(t) - \theta_{inj})$ entre température de production et température d'injection à l'instant t à la valeur initiale $(\theta_0 - \theta_{inj})$ de cette même différence.

Leur analyse se réfère aux écoulements plans établis pour lesquels le champ des vitesses des particules fluides est proportionnel au gradient d'une fonction potentiel exprimée ici par la charge hydraulique. Le fluide étant incompressible, il advient que la charge hydraulique vérifie l'équation de *Laplace* dont les solutions sont des fonctions harmoniques. La linéarité de cette équation permet d'appliquer le principe de superposition et conduit à l'élaboration de solutions analytiques adaptées à la topologie du domaine étudié à partir de solutions élémentaires connues. Ainsi on obtient en milieu infini, la distribution de potentiel $\Phi(r)$ créée par un doublet à partir des distributions créées par un puits et une source de même débit Q distants de \vec{a} . L'expression de ce potentiel en un point \vec{r} du puits est la suivante:

$$\Phi = \frac{Q}{4\pi} \left(\frac{1}{|\vec{r}|} - \frac{1}{|\vec{r} - \vec{a}|} \right)$$

ce qui conduit à l'expression vectorielle du champ des vitesses \vec{u}

$$\vec{u} = \overrightarrow{\text{grad}} \Phi = \frac{Q}{4\pi} \left(\frac{\vec{a}}{|\vec{r}|^3} - 3 \frac{\vec{a} \cdot \vec{r}}{|\vec{r}|^5} \vec{r} \right)$$

Le cas d'un écoulement à travers un milieu d'extension latérale limitée se déduit soit du calcul précédent, par application du principe de superposition et utilisation de la théorie des images, soit par application d'une expression analytique de la fonction de courant Ψ , conjuguée harmonique de Φ , telle que celle que propose Bear [1972] et qui se trouve détaillée ci après. Le champ des vitesses est alors obtenu à partir des dérivées partielles de la fonction de courant Ψ .

Dans un repère cartésien où la fracture rectangulaire d'épaisseur uniforme e est définie par $0 \leq x \leq x_L$ et $0 \leq z \leq z_l$, le point d'injection par $(x_i, z_l/2)$ et le point de production par $(x_p, z_l/2)$, on a :

$$\Psi(x, z) = \frac{Q}{2\pi} \left[\text{Arctg} \left(\frac{th(f_1)}{tg(g_1)} \right) - \text{Arctg} \left(\frac{th(f_2)}{tg(g_1)} \right) + \text{Arctg} \left(\frac{th(f_1)}{tg(g_2)} \right) - \text{Arctg} \left(\frac{th(f_2)}{tg(g_2)} \right) \right]$$

où f_1 , f_2 , g_1 et g_2 sont des fonctions de x et z définies par :

$$f_1(x) = \frac{\pi}{2x_L} (x + \frac{1}{2}|x_i - x_p|)$$

$$f_2(x) = \frac{\pi}{2x_L} (x - \frac{1}{2}|x_i - x_p|)$$

$$g_1(x) = \frac{\pi}{2z_l} (z + \frac{1}{2}z_l)$$

$$g_2(x) = \frac{\pi}{2z_l} (z - \frac{1}{2}z_l)$$

Dans ce même repère, les composantes u_x et u_z du vecteur vitesse \vec{u} sont données par

$$u_x = -\frac{1}{e} \frac{\partial \Psi}{\partial z} \quad u_z = \frac{1}{e} \frac{\partial \Psi}{\partial x}$$

Bernaumat introduit alors un paramètre de forme \mathcal{A} défini comme rapport de l'extension latérale z_l à la distance entre puits $|x_i - x_p|$ et montre son influence dans le calcul d'échange thermique qu'il couple au calcul explicite de l'écoulement. De même que dans le paragraphe 1.2.1., les transferts de chaleur sont supposés purement conductifs dans une direction normale au plan de la fracture et convectifs dans le plan de l'écoulement.

Le résultat se présente sous forme d'un abaque qui donne le vieillissement thermique η en fonction d'un temps adimensionnel $\tau = \frac{Q^2 \gamma_f^2}{\lambda_m \gamma_m |x_i - x_p|^4} t$. La figure [I.4] illustre ce travail.

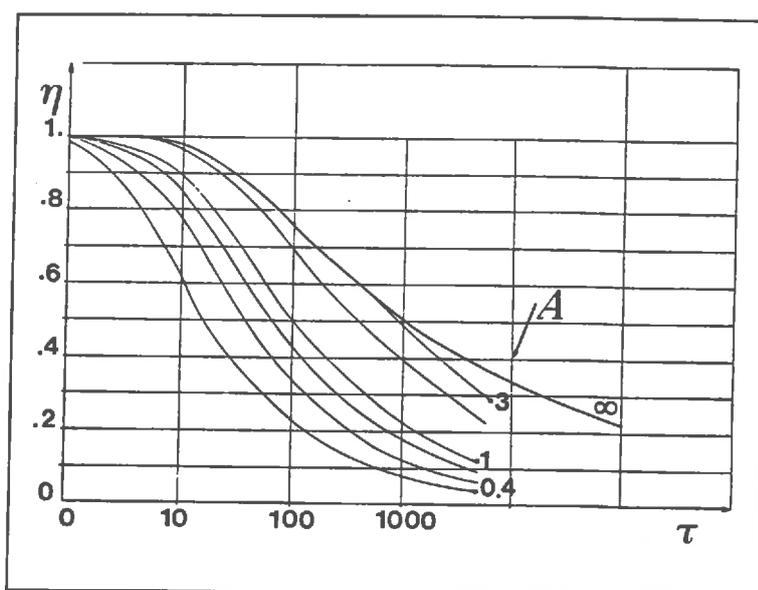


Figure I.4: Abaque de vieillissement d'un doublet fracture unique en fonction du rapport de forme. (D'après Bernaudat et al. [1984])

Utilisant ce travail pour l'interprétation de la courbe de température de production obtenue sur la site de *Mayet de Montagne* lors de l'essai de circulation de janvier 1982, Bernaudat [1983] souligne qu'il lui est nécessaire de considérer une évolution du facteur de forme \mathcal{A} au cours de l'expérience qui pourrait être liée aux variations constatées de la pression d'injection. La valeur moyenne de ce coefficient de forme, issue d'un ajustement sur les courbes expérimentales, est 0,6 ce qui suggère une surface d'échange de l'ordre de 1000 m^2 .

1.2.4. Détermination des caractéristiques mécaniques usuelles du granite du Mayet de Montagne

Un travail de laboratoire mené sur des éprouvettes de granite du *Mayet de Montagne* par Vouille [1983] a permis la détermination des principales caractéristiques

mécaniques de cette roche. Des essais de compression simple conduisent à un module d'Young E voisin de 63000 MPa et à un coefficient de Poisson ν proche de $0,20$. Un coefficient de dilatation linéaire de $7,6 \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ a également été obtenu. Cette étude précise que pour une éprouvette fracturée, artificiellement ou naturellement, et quel que soit le nombre de cycles de chauffage entre 20°C et 70°C , il y a réversibilité des phénomènes thermomécaniques. Lorsque la température revient à sa valeur initiale, contraintes et déformations d'origine thermique s'effacent.

2. Investigations à la profondeur de 800 mètres menées sur le site du Mayet de Montagne de 1984 à 1987

Les objectifs de ce nouveau programme d'étude *in-situ* sur la percolation forcée d'eau dans un massif fracturé étaient de développer entre deux forages profonds d'environ 800 m et distants de 100 m, un échangeur d'aire efficace voisine de $0,2 \text{ km}^2$, présentant une impédance hydraulique inférieure à $1 \text{ MPa.l}^{-1}\text{s}$ et un taux de perte en fluide de l'ordre de 10% relativement à un débit de production de 15 ls^{-1} (Cornet [1986]). Atteindre globalement de tels chiffres, encore inégalés lors du lancement de ce programme était synonyme d'un succès expérimental significatif. Afin d'augmenter la compréhension des phénomènes physiques mis en jeu, un dispositif automatique de détection de l'activité sismo-acoustique qui peut être induite par la présence d'un fluide pressurisé dans un milieu fracturé était mis en place, ainsi qu'un réseau d'inclinomètres destinés à enregistrer les éventuelles variations d'inclinaison du sol liées soit à des expériences de courtes durées (i.e. fracturation hydraulique), soit à des essais continus sollicitant de grands volumes de roches (i.e. essai de circulation).

La profondeur choisie, 800 m, semblait suffisante pour refléter correctement les conditions mécaniques et l'orientation du tenseur des contraintes que l'on pourrait rencontrer plusieurs kilomètres plus bas, à savoir un tenseur ayant une direction principale verticale, tout en ne pénalisant pas trop l'aspect pratique des investigations par des manœuvres que la profondeur rend toujours coûteuses en temps, argent et énergie.

Pour assurer les besoins en eau d'un tel programme, un important équipement de surface a été installé, comprenant un réservoir de capacité utile 2700 m^3 alimenté par le ruissellement naturel, une pompe de relevage destinée à alimenter le site pouvant refouler jusqu'à 20 ls^{-1} , un réseau de canalisations de diamètre 100 mm ainsi que deux réservoirs tampons de 105 m^3 chacun pouvant servir à la préparation des gels de fracturation.

2.1. Implantation du doublet de forages

Un forage nommé *INAG III.8* de 780 m de profondeur et faiblement dévié ($3,5^\circ$ jusqu'à 750 m puis 8°) par rapport à la verticale a été réalisé en 1984 pour permettre la reconnaissance de la fracturation naturelle du massif, pour déterminer le champ des contraintes naturelles et pour préciser, grâce à l'étude de la micro-sismicité induite, la direction générale que suit un écoulement forcé dans le massif.

De ce travail préliminaire on apprenait d'une part que le champ des contraintes, déduit par Cornet et Valette [1984] de l'interprétation de tests hydrauliques sur des fractures préexistantes, avait une orientation variable avec la profondeur, et qu'à partir de la cote 600 m, la contrainte maximale horizontale, était à peu près dirigée *Nord* 145° *Est* (Figures [I.5a, I.5b]). D'autre part, les écoulements empruntaient grossièrement la direction *Est - Ouest* dans la partie profonde du forage ($> 750 \text{ m}$) et la direction *Nord - Sud* dans sa partie supérieure, ce qui fut attribué à la présence d'une fracture subverticale d'azimut *N160* recoupant le forage à la cote 472 m qui avait déjà été identifiée par une méthode d'Imagerie Electrique. Cette méthode de

diagraphie électrique, développée par Mosnier [1982], se base sur la mesure des contrastes de résistivité électrique induits par une éventuelle hétérogénéité affectant la matrice rocheuse dans le voisinage immédiat du puits. L'utilisation de cet outil a permis de déceler une centaine de structures planes intersectant ce même forage *INAG III.8*. Les orientations des principales d'entre elles, c'est à dire de celles qui induisent les perturbations électriques les plus marquées, sont données dans le tableau [1].

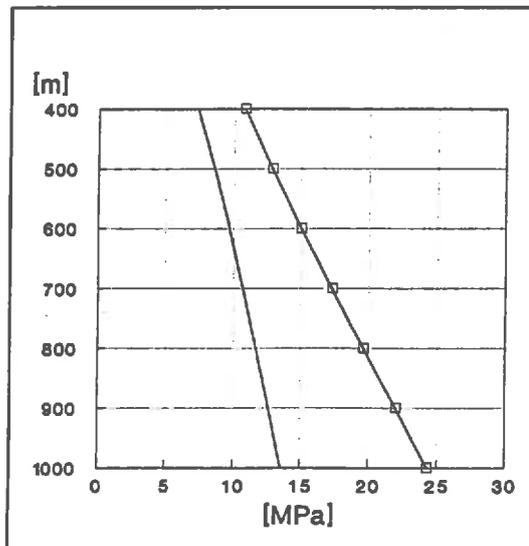


Figure I.5a: Valeurs principales estimées du tenseur des contraintes en fonction de la profondeur. D'après Cornet [1988]

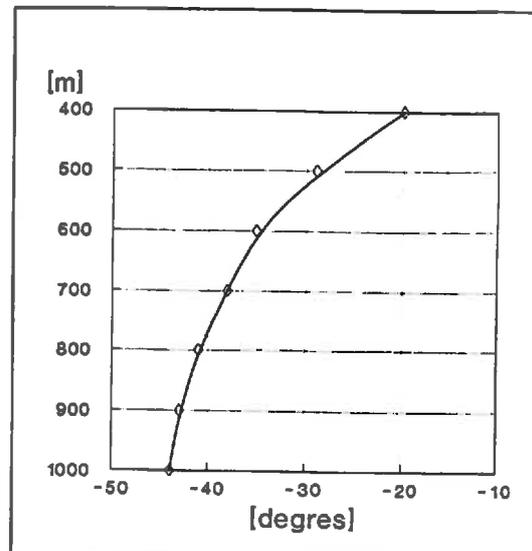


Figure I.5b: Orientation de la composante principale horizontale maximale mesurée par rapport au Nord. D'après Cornet [1988]

Ces éléments allaient décider de l'implantation du second forage profond *INAG III.9*. Par rapport au premier puits, il devait se trouver dans une direction qui soit d'une part proche mais distincte de la direction de la contrainte maximale horizontale, afin de faciliter globalement l'écoulement sans risquer l'éventualité du développement d'une liaison directe thermiquement non satisfaisante, et d'autre part distincte de la direction d'écoulement privilégiée identifiée, ce qui aurait aussi été préjudiciable à l'étendue de la surface d'échange thermique. Il fut décidé de forer verticalement à 100 m de distance, dans l'azimut *N135°Est*. En raison de la non-verticalité des puits, les forages se trouvent alignés dans la direction *Nord 160* à *750 m* de profondeur.

La suite du protocole expérimental prévoyait successivement:

- une phase de reconnaissance du milieu fracturé à partir de diagraphies réalisées dans le nouveau forage *INAG III.9*,
- une phase de développement des puits par des opérations de stimulation hydraulique de certaines fractures préexistantes dans le but d'améliorer la connexion hydraulique des forages avec le réseau de fractures naturelles,
- une phase de tests hydrauliques visant à estimer la qualité des liaisons établies entre les forages, par des essais de mise en circulation de courte durée,

- une mise en circulation du doublet de forages destinée à la caractérisation thermique de l'échangeur dans sa phase ultime de développement.

Ces différentes étapes de la partie expérimentale du programme ont fait l'objet de deux campagnes de mesures de Mai à Juillet 1986 et de Mars à Septembre 1987 et sont présentées dans les paragraphes qui suivent. Les minutes des essais, vus sous leurs aspects hydrauliques, mécaniques et thermiques ont été par ailleurs détaillées par Bruel [1987].

2.2. Reconnaissance du milieu fracturé à partir du forage INAG III.9

Cette phase du travail expérimental avait comme objectif premier l'identification des niveaux où le forage recoupe des fractures naturelles et si possible la détermination du pendage et de l'azimut de ces fractures. De même que pour le forage III.8 les résultats ont été obtenus à l'aide d'une diagraphie électrique dont l'interprétation a conduit à l'identification d'une centaine de discontinuités. Les cotes et orientations des principales d'entre elles, au sens de l'importance de leur trace électrique, sont précisées dans le tableau que l'on trouvera ci-après.

Une analyse statistique de l'ensemble des orientations des structures observées ne fait pas ressortir la prédominance d'une famille directionnelle particulière. Les pendages sont en général subverticaux. Thomas [1988] remarque toutefois la prédominance en fond de forages III.9 [770 m-840 m] et III.8 [700 m-770 m] de fractures d'azimut Nord70, alors que les portions supérieures de ces forages (respectivement [500 m-770 m] et [400m-600 m]) montrent une population plus riche en fractures de direction Nord 160.

Des tests visaient ensuite à caractériser les propriétés hydrauliques des discontinuités identifiées. Il s'agit de savoir lesquelles de ces discontinuités sont des fractures susceptibles d'être le siège d'un écoulement. Pour ce faire, des diagraphies géophysiques basées sur l'atténuation d'ondes de Stoneley et sur l'atténuation des ondes acoustiques (diagraphies de l'indice I_c , Darcilog), ont été utilisées et leurs résultats comparés à ceux que peuvent fournir des méthodes dynamiques en phase d'injection ou de production. Ces dernières sont certes plus lourdes à mettre en œuvre mais définitives quant à leurs conclusions, puisque essentiellement liées à la notion de connectivité. Tous phénomènes transitoires écartés, une fracture n'absorbe que ce qu'elle est capable d'évacuer, ceci étant réglé par les fractures qui se trouvent à son aval.

Cornet, Jolivet et Mosnier [1987] analysent les résultats obtenus par ces différentes méthodes et il apparait qu'aucune des diagraphies géophysiques ne donne à elle seule l'information escomptée, c'est à dire les résultats fournis par les mesures de débitmétrie réalisées en phase d'injection ou bien par les thermométries acquises en phase de production. Préférence sera donc donnée à ce type de mesures dynamiques pour la suite des essais.

L'interprétation des débitmétries faites dans chacun des forages, montre que seul un petit nombre de fractures recoupées acceptent une partie du fluide injecté. Ainsi les cotes 268m, 440m, 471m, 635m, 673, 687m et 765m semblent des niveaux de circulation privilégiés du forage INAG III.8 tandis que les cotes 261m, 507m, 648m, 782m, 803m et 818m apparaissent prépondérantes pour le forage III.9.

L'interprétation des diagraphies obtenues en phase d'injection, en vue de l'appréciation des propriétés hydrauliques de ces fractures, s'avère très délicate car des

Forage INAG III.8			Forage INAG III.9		
côte [m]	azimut [/Nord]	pendage [/Est]	côte [m]	azimut [/Nord]	pendage [/Est]
420	80	88	617	47	82
472	170	86	623	161	82
631	120	55	628	167	68
632	127	100	628	130	140
638	85	80	640	82	44
644	155	88	640	156	83
651	29	87	646	98	82
661	113	91	654	160	105
673	17	93	655	160	85
673	7	93	720	151	84
710	130	86	725	75	65
711	117	95	729	178	84
712	126	111	739	36	95
747	50	92	758	130	106
754	86	93	781	97	83
755	91	59	782	156	107
760	133	86	795	1	85
763	35	87	804	167	83
763	30	112	818	76	86
766	123	96	830	159	122

Tableau [I.1]. D'après Thomas [1988], cité par Cornet et al. [1988]

variations du régime d'injection ont perturbés les mesures. Il ressort tout de même des tentatives d'interprétation [Bruel 1987, Cornet 1987] que plus de 50% du flux injecté dans le forage *III.9* est absorbé par les fractures profondes présentes sous la cote 782m tandis que seulement 20% du débit injecté dans *III.8* emprunte le niveau fracturé profond vu à 765m.

2.3. Stimulations hydrauliques et tests de production

2.3.1. Mode opératoire

Les différentes diagaphies réalisées préalablement dans le forage *INAG III.9* mettaient en évidence plusieurs fractures favorablement orientées au regard de la distribution des contraintes, susceptibles d'être développées par fracturation hydraulique. On étudie ici la possibilité d'induire des mouvements de cisaillement le long de fissures préexistantes de façon à en améliorer la conductivité hydraulique. Le mode opératoire a consisté à placer un double obturateur au niveau de la fracture et à injecter un volume de gel de viscosité dynamique équivalente 70 centipoises, suivi d'un même volume d'eau. Les mesures de pression et de débit sont effectuées en surface au niveau de la tête d'injection. Ces gels sont des fluides non-newtoniens et leur intérêt

principal réside dans leur comportement: en cisaillement qui ne provoque que de très faibles pertes de charge. ¹ Ainsi il est possible de propager loin du forage des pressions relativement élevées tout en ne dépassant pas dans le puits le niveau de pression au delà duquel le phénomène de fracturation hydraulique peut se déclencher.

L'objectif était de mieux connecter le puits *III.9* sur le réseau de fractures pré-existantes, en vue d'en faire le puits d'injection du doublet pour un essai de circulation de courte durée. Il n'y a pas eu de soutènement des fractures traitées.

2.3.2. Les différents tests réalisés

Trois profondeurs furent retenues, qui correspondent chacune à une fracture sub-verticale présentant une direction voisine de celle de la contrainte horizontale maximale connue à cette profondeur.

Le premier essai a eu lieu sur une fracture située à la profondeur de 720,7 m. Le débit d'injection de gel a varié entre 23 ls^{-1} et 27 ls^{-1} pour une pression moyenne d'injection de 11,2 MPa en tête de puits: après élévation du niveau d'eau dans le puits *III.8*, on a enregistré la production de $1,8 \text{ m}^3$. Le second essai de stimulation, réalisé à la profondeur de 729m au rythme de $16,5 \text{ ls}^{-1}$ sous 12,5 MPa a été interrompu prématurément après qu'un débit de court-circuit du dispositif d'injection ait atteint la valeur élevée de $6,5 \text{ ls}^{-1}$: 100 m^3 de gel et $13,5 \text{ m}^3$ d'eau ont été injectés.

Un troisième et dernier essai, prévu à 734,5m a finalement eu lieu à la cote de 640m où une fracture subverticale d'azimut *N160* recoupe le forage. On se rappellera que de nombreuses fractures recoupent le puits au voisinage de cette profondeur, en particulier à 618m, 628m, 648m et 654m. Après 100 m^3 de gel en partie dégradé, de viscosité dynamique voisine de 40cp injectés au régime de 25 ls^{-1} avec une pression croissante par palier de 12,3MPa à 12,9MPa et 14,1MPa, le test se poursuit avec par l'injection de 230 m^3 d'eau au débit de $30,0 \text{ ls}^{-1}$ puis $33,0 \text{ ls}^{-1}$, ce qui a respectivement nécessité une pression moyenne de 12,0MPa et 14,9MPa en tête de puits. Le forage *INAG III.8* a réagi à cette sollicitation en produisant $0,7 \text{ ls}^{-1}$ à la fin de l'essai.

2.3.3. Essai de production

L'objectif de ce nouvel essai est d'apprécier la qualité hydraulique des liaisons éventuellement établies entre les deux forages par les opérations précédentes. Il a consisté à injecter sous un obturateur ancré à 640 m dans le forage *III.9* un débit élevé

¹ Un tel fluide de fracturation est caractérisé par un indice de consistance, noté k' , et un indice de comportement rhéologique, noté n' . Si x est la direction de l'écoulement et y celle qui est normale au plan de la fracture d'épaisseur $2e$, la contrainte de cisaillement du fluide τ est reliée au taux de cisaillement $\frac{\partial v}{\partial y}$ par la relation $\tau = k' \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right)^{n'}$. La loi d'écoulement, en régime laminaire, s'obtient en intégrant l'équation $\frac{\partial \tau}{\partial y} = -\frac{\partial P}{\partial x}$. La nullité des vitesses à la paroi conduit à relier le débit par unité de largeur $q_x = \int_{-e}^e V(y) dy$ au gradient de pression $\left(\frac{\partial P}{\partial x} \right)$ par la relation $q_x = \left(\frac{1}{2} \right)^{1+\frac{1}{n'}} \left(\frac{n'}{2n'+1} \right) \left(\frac{1}{k'} \right)^{\frac{1}{n'}} \left(-\frac{\partial P}{\partial x} \right)^{\frac{1}{n'}} (2e)^{(2+\frac{1}{n'})}$ (Voir par exemple Boutéca [1987]). Lorsque n' vaut 1, k' coïncide avec la viscosité dynamique classique μ et la relation précédente s'écrit simplement $q_x = \frac{e^3}{12\mu} \frac{\partial P}{\partial x}$. L'agent gélifiant utilisé ici, dosé à raison de 70pd/1000gallons donne $n' = 0,35$ et $k' = 0,018$ à la température de 90° F ce qui équivaut à une viscosité apparente μ de 70 cp relativement à un taux de cisaillement de 5 t/s.

afin de mettre en évidence par débitmétrie et thermométrie les différents niveaux où s'effectuent les venues d'eau dans le second forage considéré comme forage producteur du doublet.

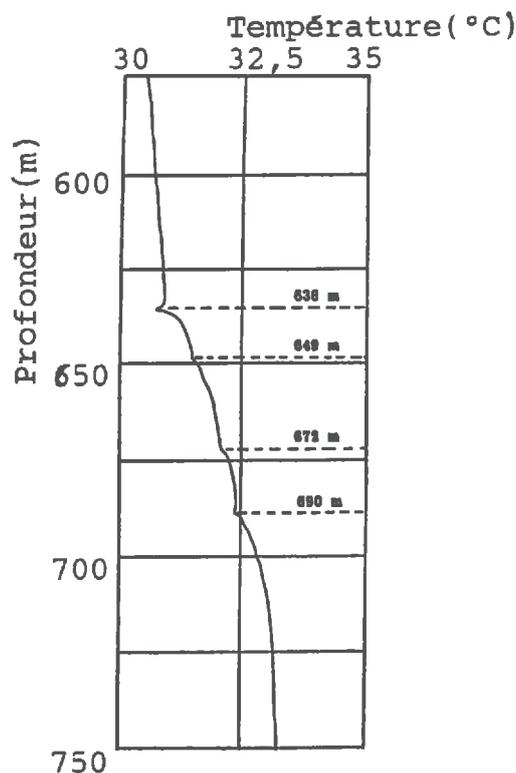


Figure I.6: Thermométrie réalisée dans III.8. Le débit produit est voisin de 1 ls^{-1}

Un volume de 388 m^3 a été ainsi injecté. A la fin du test, la pression d'injection atteignait $10,3 \text{ MPa}$. Les diagraphies réalisées dans III.8 alors que le débit de production croissait de $0,6$ à $1,0 \text{ ls}^{-1}$ montrent une venue d'eau bien marquée au voisinage de 635 m et attestent de par l'absence de gradient thermique, d'un niveau producteur profond, situé sous la cote 770 m (Cf figure [I.6]).

2.4. Caractérisation des liaisons hydrauliques développées. Essais de circulation

2.4.1. Phase de circulation de courte durée du puits III.9 vers le puits III.8. Juin 1986

Au cours de cette phase des essais, un volume de 2120 m^3 a été injecté sous la cote $604,5 \text{ m}$ dans III.9 au rythme moyen de $8,6 \text{ ls}^{-1}$, obtenu avec $8,4 \text{ MPa}$ de charge en tête de puits. Le débit de production a atteint la valeur de $3,0 \text{ ls}^{-1}$ après 68h de circulation, ce qui représente un taux de restitution de 35%. Précisons que l'obturateur hydraulique équipant le puits de production III.8 était installé à la cote 279 m et qu'aucune mesure en forage ne nous permet de quantifier la distribution du débit produit pendant cette période.

D'autre part, le régime hydraulique de circulation n'est pas encore établi comme le montre la figure [I.7b] présentée ci-dessous. Un traçage chimique effectué 24h après

le début de l'injection n'a pas donné de résultat. Seul un début de restitution a été décelé en fin d'injection ce qui impliquerait un réservoir fracturé de grand volume comportant un système de fracturation complexe impliquant des temps de transferts de l'ordre de 36 heures au moins.

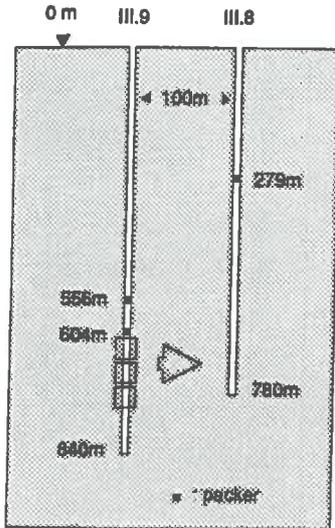


Figure I.7a: Schéma de circulation et des forages

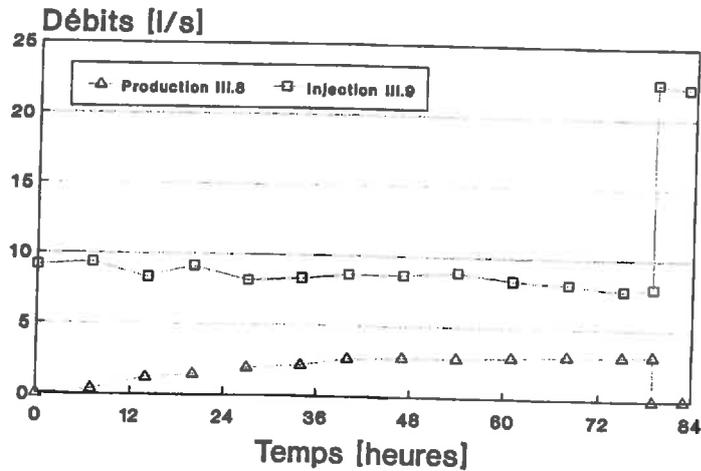


Figure I.7b: débits injectés et produits au cours du temps. Essai de circulation de Juin 1986

La vanne de tête du puits de production a ensuite été fermée et le régime d'injection poussé jusqu'à atteindre $22,0 \text{ l s}^{-1}$, ce qui nécessite une pression de $11,6 \text{ MPa}$ en tête de puits III.9. Le but est de provoquer des évènements micro-sismiques dans le voisinage de la zone où l'écoulement s'était préalablement établi. La pression dans le forage III.8 s'est alors rapidement élevée pour atteindre la valeur maximale de $2,75 \text{ MPa}$ 7h30 après l'arrêt de l'injection. On a constaté au cours de cette phase que les fortes pressions n'occasionnaient qu'un débit minime de refoulement par l'espace annulaire du puits III.9 toujours inférieur à $0,6 \text{ l s}^{-1}$.

• *Bilan hydraulique après dégorgeement*

Les essais se sont terminés début Juillet par une phase de dégorgeement du massif. Cette opération a permis de récupérer 522 m^3 par le puits III.8 ainsi qu'environ 200 m^3 par le puits III.9. Compte tenu des 546 m^3 produits au cours de ce premier essai de circulation, il est possible d'établir un premier bilan global de la façon suivante:

Volume injecté	2440 m^3
Volume produit	546 m^3
Volume dégorgé	722 m^3
Volume perdu	1170 m^3

• *Interprétation de la sismicité induite observée*

Le suivi sismo-acoustique de cet essai de circulation de courte durée à permis l'enregistrement et la localisation d'un nombre d'évènements suffisamment élevé pour estimer la position des zones affectées par des surpressions dues au fluide. Les épicentres

des événements majeurs enregistrés attestent de l'existence d'un niveau profond d'activité compris entre 800m et 950m dans une direction privilégiée Nord - 10° - 15°. Ce nuage de points passe à une trentaine de mètres à l'est du puits III.8 sans le recouper.

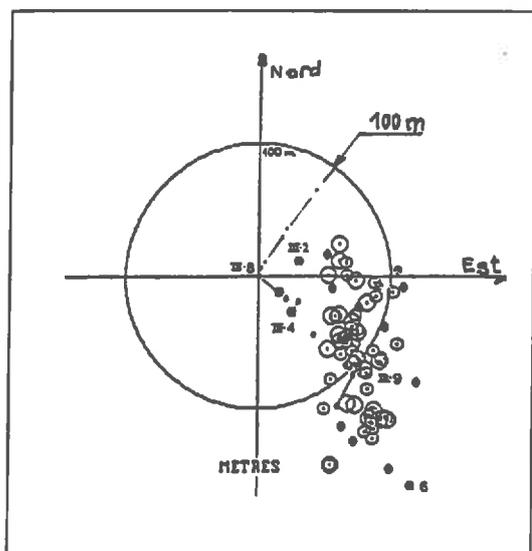


Figure I.8a: Micro-séismicité induite. Projection en plan des lieux des événements localisés. D'après Julien [1987]

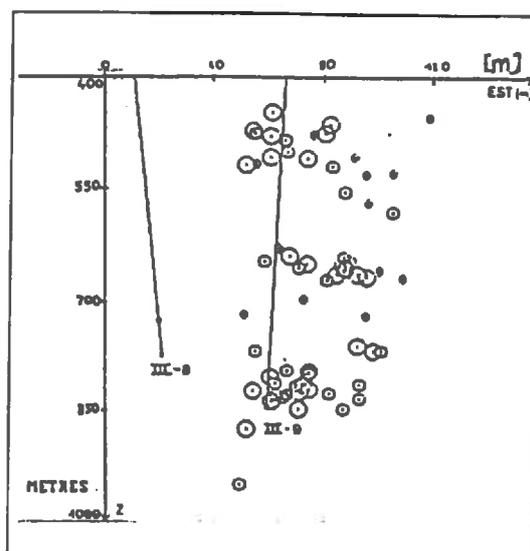


Figure I.8b: Micro-séismicité induite. Élévation suivant la direction Est-Ouest. D'après Julien [1987]

Julien [1987] souligne dans cette étude la non concordance du champ des contraintes mesuré aux puits (Cornet et Valette [1984]) avec celui qu'il peut obtenir par inversion des mécanismes au foyer des événements sismiques enregistrés en profondeur. L'application de cette méthode qui, outre un facteur d'anisotropie, donne accès aux directions propres du tenseur des contraintes supposé uniforme dans le volume de mesure, fournit ici une différence d'orientation de 70° autour de la direction principale verticale et il en est conclu dans un premier temps que l'injection de grands volumes d'eau perturbe localement la distribution des contraintes dans un massif fracturé.

L'aspect non établi de l'écoulement après seulement trois jours de circulation empêche d'écarter l'hypothèse de l'existence d'une réponse dynamique du milieu rocheux à la recherche d'une situation d'équilibre mécanique. En chaque point du massif, l'état du champ des contraintes dépend alors de la distribution des pressions du fluide et de l'histoire du chargement, ce qui ne permet pas pour l'instant de conclure sur une modification irréversible de l'orientation du tenseur primitif. Des travaux supplémentaires permettront sans doute de clore la discussion sur ce point.

Les manœuvres de train de tubes survenues lors du troisième essai de stimulation ayant provoqué la perte des deux sondes de mesure de pression qui avaient été installées au niveau de l'obturateur supérieur du dispositif d'injection, le forage III.9 s'est trouvé obturé à la profondeur de 654m. Un réalésage a donc été nécessaire. L'opération s'est déroulée en Novembre 1986 à l'aide d'une foreuse équipée d'un outil tri-cônes de diamètre 152mm. Des difficultés ont été rencontrées aux profondeurs de 654m et 730m avant que ce forage soit à nouveau dégagé jusqu'à la profondeur de 832m. Il est possible que le forage ait été endommagé à ces profondeurs.

2.4.2. Essai de circulation du puits III.8 vers le puits III.9 du 14 Avril au 30 Avril 1987

Il apparaît à la suite des essais réalisés en Mai et Juin 1986 que la principale cause du médiocre taux de restitution obtenu, 35% relativement à une impédance hydraulique de $2,7 MPa l^{-1} s$, se situe au niveau de la connexion du forage producteur au réseau de fractures sollicitées, la difficulté n'étant pas d'injecter de l'eau mais bien de la récupérer. Or le forage III.9 semble mieux relié au réseau des fractures profondes que le forage III.8 comme en témoignent les tests de débitmétrie réalisés en Juin 1986 : trois fractures injectées sous la cote 750m dans III.9 et seulement une dans III.8.

Il a donc été décidé de tester cette aptitude du forage III.9 à drainer les écoulements profonds en faisant de celui-ci le forage de production du doublet. Ce faisant, on teste aussi la réversibilité du système.

• Traitement du puits III.9 et dispositif d'injection dans III.8

Afin d'améliorer encore la liaison du forage III.9 avec le réseau de fractures préexistantes, une stimulation à 758m de profondeur est programmée. A cette cote apparaissait sur les diagraphies disponibles une fracture qui n'avait pas montré de réelle participation à l'écoulement au cours des précédents essais. De fortes pressions (28–30 MPa) justifiées à posteriori par un mauvais fonctionnement de la valve d'injection du double obturateur de type LYNES sont enregistrées. $70 m^3$ de gel de viscosité dynamique $\mu_{ap} = 70 cp$, suivis de $11 m^3$ de gel réticulé ($\mu_{ap} = 300 cp$) permettent la mise en place de 2 tonnes de sable de silice calibré (1/20" – 1/40") au rythme de $250 kg m^{-3}$. Cet agent de soutènement permet de garantir une perméabilité accrue de la fracture traitée.

Le puits III.8 est équipé comme puits d'injection. L'obturateur hydraulique d'injection est descendu à 713m de profondeur. Deux obturateurs de garde placés respectivement à 552m et 133m permettent de maîtriser et récupérer les volumes transitant dans les fractures subverticales voisinant et recoupant le puits d'injection en les dirigeant, via un drain naturel sub-horizontale présent à la profondeur 156m, vers le forage III.9, d'où ils seront évacués par pompage. Le puits III.9 est équipé d'un obturateur hydraulique ancré à la profondeur de 598m.

• Phase de circulation

Durant cette période $11665 m^3$ ont été pompés et plusieurs régimes d'injection ont été testés. Un premier volume de $6310 m^3$ injecté du 14 au 24 Avril en 210 heures au débit moyen de $8,3 l s^{-1}$ sous 9,1 MPa de pression en tête de puits a permis la réalisation d'un traçage à l'iode du 19 au 24 Avril. Des précautions ont été prises afin de retarder le recyclage du traceur.

Le débit de production a atteint une valeur quasi-stationnaire de $1,5 l s^{-1}$, soit un taux de restitution voisin de 18%. Cependant le débit ascendant qui circule dans le voisinage du puits III.8 et qui est évacué par la pompe immergée placée dans le forage III.9 s'établit en moyenne à $2,4 l s^{-1}$ ce qui porte le taux de récupération à la valeur globale de 46%. Les fortes pertes empêchent de poursuivre l'essai au même régime et ont motivé des injections à plus faible débit jusqu'au 26 Avril. Les régimes moyens obtenus furent de $4,3 l s^{-1}$ sous 7,5 MPa de pression en tête de puits et $6,1 l s^{-1}$ pour 8,5 MPa. Le débit de production correspondant s'élève à $1,3 l s^{-1}$.

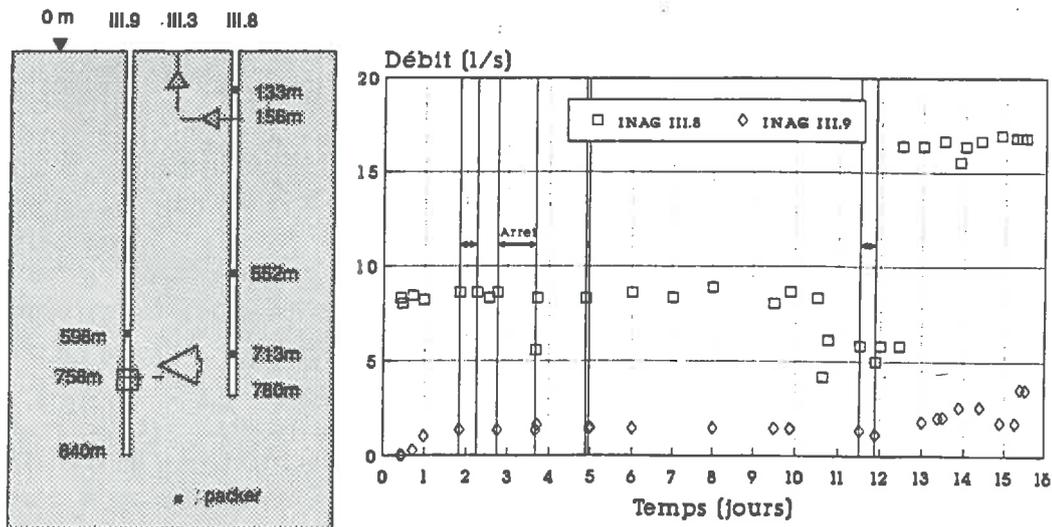


Figure I.9a: Dispositif d'injection et de production. Avril 1987

Figure I.9b: Phase de circulation. Débits injectés dans III.8 et produits dans III.9 au cours du temps.

Après avoir arrêté l'injection et laissé le massif se déprimer pendant 10 heures (la pression en tête de *III.8* passe alors de 8,2 à 5,3 MPa tandis que le forage *III.9* resté ouvert voit son débit décroître de 1,30 à 1,15 ls^{-1}), l'expérience se poursuit du 27 au 30 Avril avec un débit de 16,7 ls^{-1} nécessitant 10,8 MPa. La pompe immergée installée dans le forage *III.3* ne pouvant évacuer plus de 3,5 ls^{-1} , le niveau de la surface piézométrique ne peut être maintenu à sa valeur naturelle initiale. La production du puits *III.9* s'établissait à 2,15 ls^{-1} lorsqu'il fut décidé de lui affecter une contre-pression par vannage.

Ce dernier essai de durée 40 heures, n'a pas permis d'atteindre un régime de production stable en raison de la difficulté rencontrée pour imposer de façon manuelle une valeur fixe de la contre-pression. L'effet semble pourtant aller dans le sens d'une diminution du débit de production (de 2,15 ls^{-1} à 1,75 ls^{-1}). Le système de fracture pourrait être qualifié d'*ouvert*, et ses limites situées à des distances relativement proches. En raison du manque d'eau, cet essai de circulation est arrêté.

11665 m^3 ont été injectés et la pression en tête de puits d'injection se fixe à 8,2 MPa avant de commencer à décroître. La température de l'eau injectée a peu varié entre 15C et 16C, alors que la température de production s'élevait à 31,2C en tête de puits *III.9* à la fin de l'essai.

Une thermométrie a été obtenue alors que le puits *III.9* produisait 1,25 ls^{-1} . Elle met en évidence (Cf figure I.10) plusieurs niveaux producteurs, situés respectivement à 646m, 758m et 783m ainsi qu'une venue d'eau d'origine plus profonde que 815m. La fracture produisant à la cote 758m est celle qui est soutenue par du sable. Par contre les fractures stimulées en Mai 1986 aux profondeurs de 721m et 729m n'apparaissent pas sur cette nouvelle diagraphie. Cette remarque tend à montrer l'efficacité de la pratique du soutènement pour améliorer les capacités de drainage d'un forage.

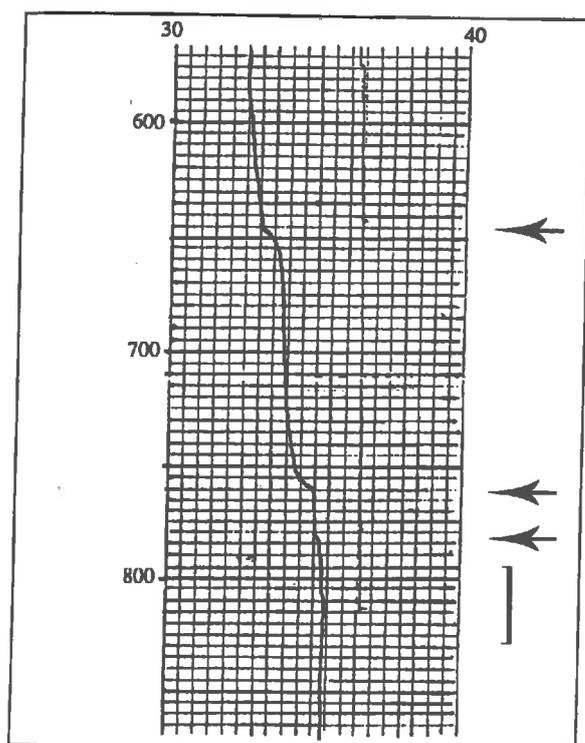


Figure I.10: Thermométrie obtenue dans le forage III.9. Débit de production: $1,25 l/s^{-1}$. On note une venue d'eau profonde et la contribution des niveaux 783 m, 758 m et 646 m.

• *Bilan hydraulique*

Volume produit par III.9	$1853m^3$
Volume produit par III.3	$3370m^3$

Après l'arrêt de l'injection, les deux puits constituant le doublet sont laissés ouverts et se mettent à refouler une partie de l'eau accumulée dans le réseau de fractures. Le dégorgeement du massif dure une semaine et permet de récupérer un volume de $2125 m^3$ que l'on pourrait attribuer à un effet de capacité du massif dû à son élasticité. Ce volume se répartit comme suit:

Volume dégorgé par III.8	$800m^3$
Volume dégorgé par III.9	$390m^3$
Volume évacué par III.3	$935m^3$

Le bilan global fait donc apparaître un volume de $4320 m^3$ perdu dans le massif au cours de cette première phase de mise en circulation du doublet.

• *Remarque*

Ce schéma d'utilisation du doublet nécessite, à débit injecté comparable, des pressions d'injection comparables à celles déjà rencontrées en Juin 1986. Les nouveaux rendements hydrauliques sont, par contre, très décevants, ce qui souligne d'une part

la non réversibilité du système de forages, et invite d'autre part à penser le plan de développement d'un forage en fonction du rôle spécifique qui lui sera attribué.

• *Résultat du suivi micro-sismique*

Les quelques événements enregistrés au cours de cette phase sont consécutifs à la période de fort débit d'injection ($16,7 \text{ ls}^{-1}$) et se localisent soit au nord du forage III.8 à la profondeur de 800 m, soit au sud de celui-ci, à la profondeur de 400m. Ce point confirme la continuité de liens verticaux par lesquels les pressions se propagent dans le voisinage immédiat du puits INAG III.8. Il souligne l'existence de liens conducteurs difficilement localisables, car sismiquement actifs seulement lorsque les débits injectés sont délibérément élevés.

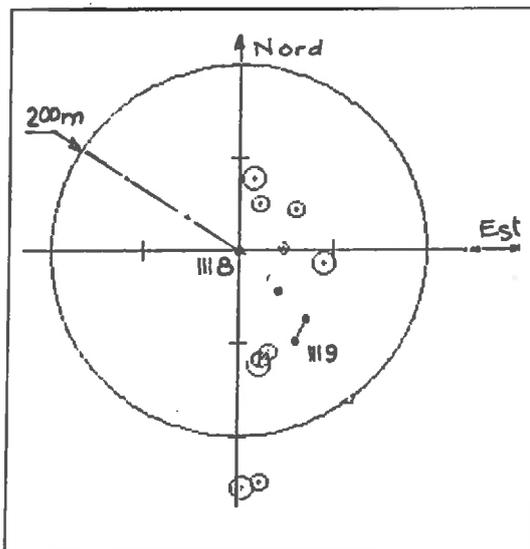


Figure I.11a: Micro-séismes induits. Vue en plan. D'après Martel et Yin [1988]

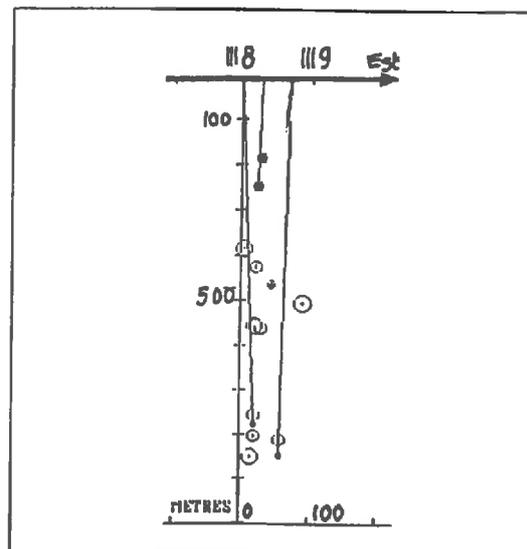


Figure I.11b: Micro-séismes induits. Élévation dans la direction Est Ouest. D'après Martel et Yin [1988]

2.4.3. Phase de circulation de moyenne durée du puits III.9 vers le puits III.8. Mai 1987

La programme ne peut se poursuivre de la façon prévue car les taux de restitution hydraulique sont trop faibles. La comparaison avec les résultats de Juin 1986 invite à rétablir le fonctionnement du doublet dans le sens initial c'est à dire du puits INAG III.9 vers le puits INAG III.8.

La thermométrie du 16 Avril ayant cependant montré l'efficacité du soutènement pour une fracture stimulée quant à sa contribution relative à la production totale, il a été décidé d'appliquer un traitement similaire de la partie profonde du puits III.8. L'idée est de tenter d'établir, par une vraie fracture hydraulique soutenue, une connexion entre cette section du forage et la zone très voisine, située à une trentaine de mètres à l'Est, où de nombreux micro-séismes avaient été localisés à la suite des essais de 1986.

• *Traitement du puits III.8 et dispositifs d'injection et de production.*

La zone stimulée s'étend sur toute la longueur ouverte du puits soit de 711m cote de l'obturateur à 780m, cote du fond du forage. Le dispositif d'injection ne permet

malheureusement pas d'atteindre en fond de puits la pression nécessaire à la création d'une fracture hydraulique. Néanmoins 7 tonnes de sable seront mises en place à l'aide d'un gel réticulé dégradable de viscosité apparente $\mu_{ap} = 300cp$, au régime moyen de $25,0ls^{-1}$ sous $11,3MPa$ en tête de puits et à raison de $250kg/m^3$. Cette opération s'est révélée asismique.

Les trains de tiges qui équipent les deux puits restent en place. L'injection aura donc lieu dans *III.9* sous la cote 602m et la production se fera d'une part dans la partie ouverte de *III.8* sous 713m et d'autre part en surface dans le puits *III.3* au moyen du dispositif d'obturateurs de garde déjà décrit.

• *Mise en circulation du doublet*

Cet essai de circulation débute le 8 Mai à 15 h et se termine le 29 Mai à 10h30. Il n'a été perturbé que par quelques arrêts d'injection consécutifs à des pannes d'alimentation électrique du chantier représentant une durée cumulée de 4h 30. Les figures [I.12a] et [I.12b] présentées ci-dessous montrent l'évolution de la pression d'injection, des débits et des températures d'injection et de production au cours de cet essai.

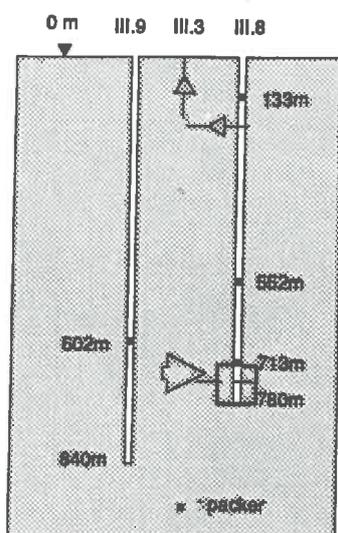


Figure I.12a: Schéma de circulation. Dispositif d'injection et de production

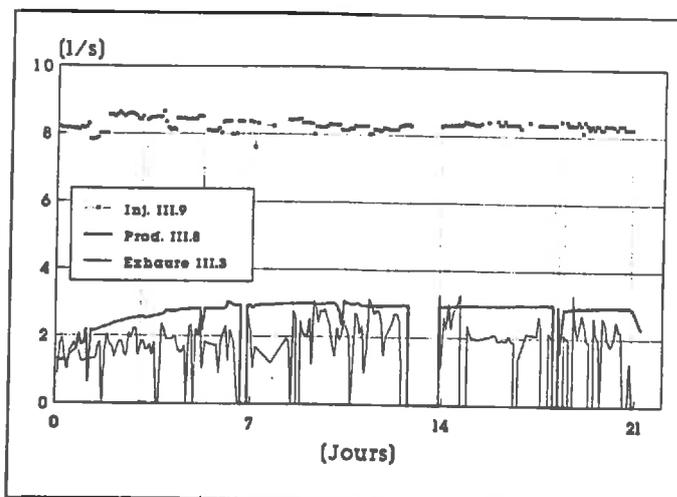


Figure I.12b: Débits injectés et produits au cours du temps. Mai 1987. La courbe brisée se réfère aux débits évacués de *III.3* à l'aide d'une pompe immergée.

Un volume total de $14780 m^3$ a été injecté au débit moyen de $8,30ls^{-1}$ sous une pression d'injection mesurée en tête de puits de $9,2MPa$. Une semaine a été nécessaire pour que soit atteint de façon stable ce régime hydraulique. Le débit de production de la portion stimulée du forage *III.8* se stabilisait alors à la valeur de $2,95 ls^{-1}$. Le volume total produit après 21 jours de circulation s'élève à $4930 m^3$ auxquels il convient d'ajouter $3236 m^3$ évacués de façon discontinue par une pompe immergée installée dans le puits *III.3* au débit moyen de $1,80 ls^{-1}$.

Le taux global de restitution est donc de 57% dont 60% (i.e. 34% du total produit) en provenance de l'horizon profond. Ce taux global est à rapprocher des 35% obtenus dans des conditions similaires en 1986 bien que le dispositif de production mis en place au cours de ce dernier essai ait englobé une plus grande portion de forage comprise

entre 259 m et 780 m. L'amélioration qui se traduit par une impédance hydraulique de $1,90 \text{ MPa l}^{-1} \text{ s}$ relativement au même débit d'injection appliqué au même tronçon de forage, et au taux de restitution de 57% peut raisonnablement être attribuée à l'opération de stimulation hydraulique qui se solderait donc, sur le plan hydraulique, par un relatif succès.

Le suivi de la température de production, mesurée en surface, montre une élévation progressive de celle-ci à partir de la valeur 22,60C. Cette faible valeur est la conséquence du fort refroidissement infligé au massif durant l'essai précédent. A la fin de cette phase de circulation, la température de l'eau produite mesurée en tête de puits n'est encore que de 26,15C, alors qu'elle s'élève à 29,60C dans le tubage au niveau de l'obturateur hydraulique de production à la profondeur de 710 m. Cette température a toujours varié à la hausse comme le montre le graphique [I.13] alors que l'entendement ordinaire voudrait que cette température décroisse.

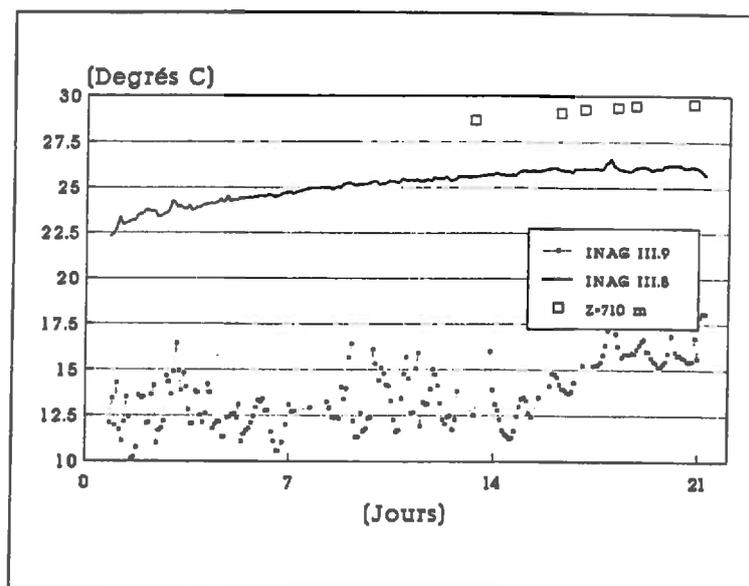


Figure I.13: Température des flux injectés et produits en tête de puits. Mai 1987. Les points isolés se réfèrent à des mesures prises à 710m, au droit de l'obturateur de production.

Ce suivi de la température de production montre qu'il sera très difficile par la suite de tirer parti des phénomènes thermiques afin d'évaluer le bien-fondé ou juger de la réussite de telle ou telle hypothèse ou expérience tant le comportement thermique du système s'avère perturbé.

Un traçage utilisant l'élément Iode (injection quasi-instantannée de 30 moles) a été effectué après qu'un régime hydraulique stationnaire se soit établi. Le suivi de l'aspect chimie des eaux injectées et produites eut lieu du 21 au 29 Mai, les dosages étant réalisés en continu à l'aide d'électrodes spécifiques sur le site même des essais.

La première conclusion de ce travail est une diminution du temps de percée qui est ramené à une dizaine d'heures. C'est le second effet significatif du travail de développement de la partie profonde du forage *INAG III.8*.

• *Sismicité induite*

Cette période de circulation a donné lieu à l'enregistrement d'une cinquantaine d'événements micro-sismiques dont le travail de Martel et Yin [1987] a permis la localisation. Deux nuages de points distincts apparaissent sur les figures [I.14a] et [I.14b], l'un étant situé à la profondeur moyenne de 850m en remontant vers le Nord dans la direction N160, le second englobant un système de fractures comprises entre les profondeurs de 400m et 600m. Les dates d'occurrence permettent de remarquer que les événements localisés autour de 500m se sont tous produits pendant la première semaine du test tandis que des événements continuent à se produire en profondeur pendant les douze derniers jours de l'essai de circulation.

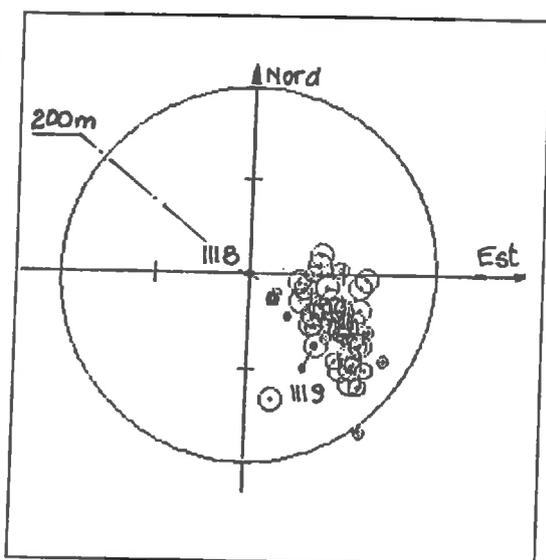


Figure I.14a: Micro-séismes induits. Vue en plan. D'après Martel et Yin [1988]

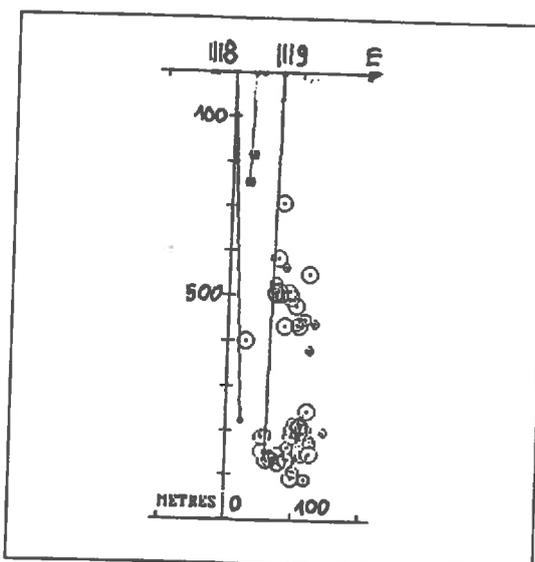


Figure I.14b: Micro-séismes induits. Élévation dans la direction Est Ouest. D'après Martel et Yin [1988]

• *Bilan hydraulique*

Pour préciser le calcul du bilan hydraulique de cette phase des essais, on tiendra compte du léger court-circuit établi autour de l'obturateur d'injection qui occasionne un débit continu dans l'espace annulaire du puits III.9, de valeur maximale $0,20 \text{ l s}^{-1}$.

La phase de dégorgeement qui fait suite à cet essai de circulation dure quatre jours et se termine le 3 Juin, permettant de récupérer 637 m^3 par le forage III.9 ainsi que 445 m^3 par le forage III.8.

Volume produit par III.8	4929 m^3
Volume d'exhaure III.3	3236 m^3
Volume refoulé par l'espace annulaire de III.9	286 m^3

Total injecté	14780 m^3
Total récupéré	9613 m^3

2.5. Optimisation de l'échangeur et caractérisation des propriétés mécaniques et thermiques de sa configuration finale par un essai de circulation de longue durée. 15 Juin-19 Août 1987

2.5.1. Traitement du puits de production III.8

C'est une opération semblable à celle du 7 Mai qui est reconduite avec des moyens techniques plus importants. Il s'agit toujours de réaliser une véritable fracturation hydraulique soutenue destinée à mieux connecter la partie profonde du puits *III.8* avec une zone émettrice d'activité micro-sismique que l'on suppose participer à l'écoulement.

Le dispositif mis en oeuvre comprend six unités de pompage, une unité de mixage, un silo contenant 40 tonnes de sable de silice et deux bacs contenant $200m^3$ de gel de base préparé avec de l'eau, de viscosité moyenne apparente $70cp$.

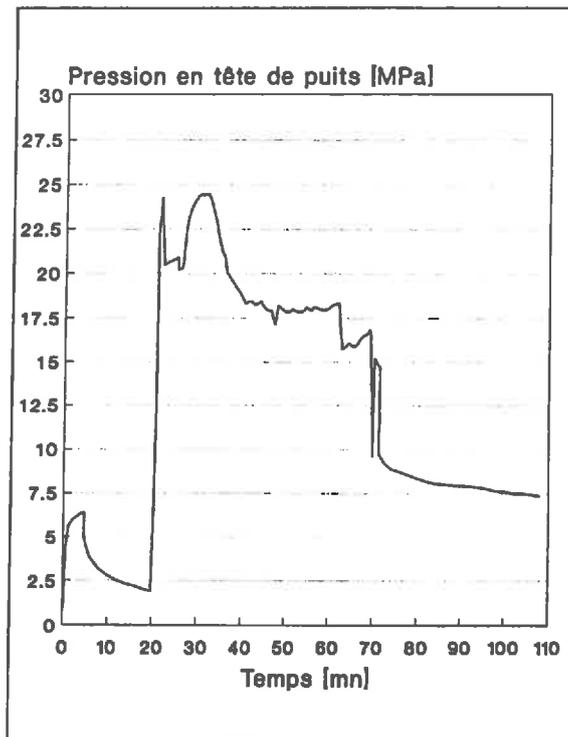


Figure I.15: Pression d'injection en fonction du temps. Test de fracturation hydraulique du 5 Juin 1987 avec mise en place de 40 tonnes de sable de soutènement.

Le travail dure 52 minutes et est illustré par la figure [I.15]. La pression enregistrée au cours de l'injection du gel réticulé vecteur de l'agent de soutènement varie autour de $24MPa$ relativement à un débit de $73,5ls^{-1}$ puis décroît jusqu'à $18MPa$ en une dizaine de minutes pour un débit stable et voisin de $70ls^{-1}$. L'essai se poursuit pendant $25mn$ à ce régime. La concentration en sable varie par paliers de façon croissante de 180 à $390kg/m^3$. $130m^3$ de gel réticulé ont été nécessaires pour injecter le volume de 40 tonnes de sable prévu.

Quoique les pressions dépassent largement le seuil requis donné par la valeur de la contrainte horizontale minimale qui est de $10,2MPa$ à cette profondeur, aucun événement micro-sismique n'a été décelé. L'allure de la courbe de pression d'injection,

présentée ci dessus, ne possède pas les caractéristiques d'un profil de fracturation ce qui indiquerait que seules des fractures préexistantes aient accueilli le fluide injecté. Ce point n'a malheureusement pas été vérifié à la fin des travaux par une diagraphie de type électrique sur laquelle on aurait pu identifier, par comparaison avec d'anciennes images, la présence d'une nouvelle fracture.

Les manœuvres de trains de tiges motivées par une défaillance du système d'obturateur de garde ont révélé la présence, dans ce forage, d'un grand volume de sable accumulé au dessus de l'obturateur d'injection. Pour mener à bien ces travaux, il a fallu désancrer l'obturateur inférieur (*marque LYNES*) puis nettoyer le puits par pompage ce qui a permis d'évacuer environ $1m^3$ de sable. Ce volume représente environ soixante mètres de forage. Ainsi il existe un système de fractures subverticales fortement perméabilisées formant un cheminement autour de l'obturateur.

2.5.2. Nouvelle configuration du dispositif de production de III.8

L'équipement du forage *III.9* est conservé et l'on profite de la nécessité d'effectuer des réparations sur les obturateurs pour reconfigurer le dispositif de production équipant le forage *III.8*. Le nouveau dispositif comprend deux obturateurs hydrauliques, l'un étant ancré à la profondeur de $402m$, l'autre dit 'de garde' étant positionné à $134m$. La production se fera donc sur la partie ouverte s'étendant du fond du forage jusqu'à la cote $402m$ qui englobe la fracture déjà identifiée à la profondeur de $472m$ dont le rôle hydraulique semble majeur dans le processus global de drainage.

2.5.3. Essai de circulation

• Tests à différents régimes d'injection (15 Juin-1 Juillet)

Cette première période a été mise à profit pour étudier les possibilités de circulation à différents débits. Quatre régimes d'intensité croissante se sont succédé sans interruption (Cf. figures [I.16a,b]), chaque régime étant maintenu jusqu'à l'obtention d'un état quasi-stationnaire, c'est à dire un régime de production stabilisé. Un délai supérieur à quatre jours s'est avéré chaque fois nécessaire. Notons que les courbes de pression et de débit vues au puits d'injection acquièrent en général une allure stationnaire après seulement quelques heures, ce qui impose d'effectuer une claire distinction, quant au vocabulaire, entre tests de circulation en doublet et tests d'injection effectués en puits unique.

Les points de fonctionnement obtenus sont donnés sur la figure [I.17a] où la pression d'injection reportée en ordonnée est représentée une valeur mesurée en tête de forage.

Pour mieux évaluer l'impédance réelle du milieu fracturé, il aurait fallu disposer d'une mesure de pression au droit de la zone injectée, située sous la cote $600m$. Un calcul des pertes de charges en conduite, notées ΔP dans le tableau suivant, permet de s'affranchir de ce manque d'information. Les valeurs numériques sont données par la formule classique de *Colebrook*² appliquée à l'écoulement d'un fluide de viscosité

² Formule reliant en régime turbulent, le coefficient de pertes de charges Λ au débit Q et au diamètre D de la conduite en fonction de la rugosité k du matériau et du nombre de Reynolds $Re = \frac{4Q}{\pi D \nu}$ de l'écoulement : $\frac{1}{\sqrt{\Lambda}} = -2 \log \left[\frac{k}{3,7 D} + \frac{2,51}{Re \sqrt{\Lambda}} \right]$. La perte de charge, relative à une longueur L de conduite, s'exprime en mètres, et vaut $\Delta P = \frac{8 \Lambda L}{g \pi^2} \frac{Q^2}{D^5}$

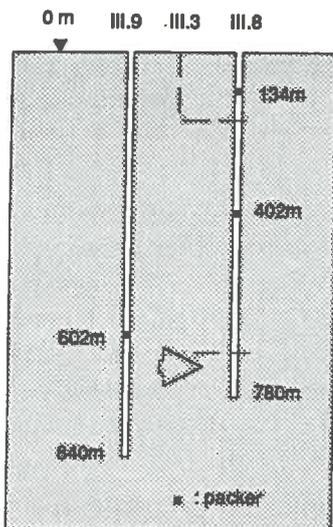


Figure I.16a: Dispositif d'injection et de production

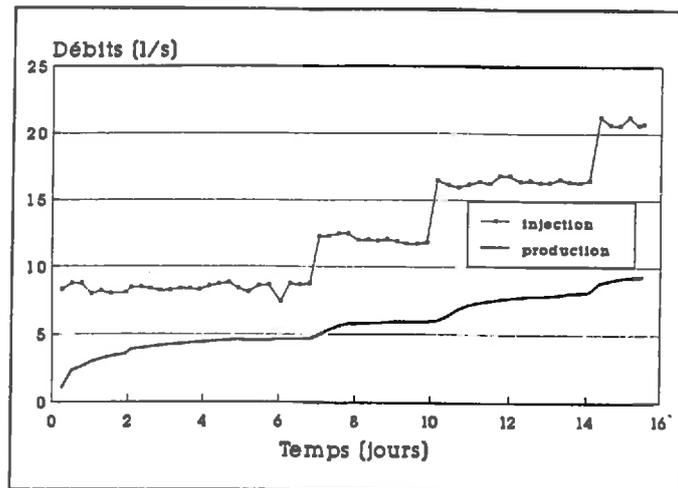


Figure I.16b: Débits injectés et produits durant la période 15 Juin - 1 Juillet 1987

cinématique $\nu = 10^{-6} m^2 s^{-1}$ dans une conduite de diamètre intérieur 76mm et de rugosité 0,015mm. Le débit utilisé pour calculer l'impédance est le débit produit par la zone non tubée du forage III.8 et ne tient pas compte des volumes récupérés plus haut, via le dispositif installé dans le forage III.3.

Débit injecté	Débit produit	Pression injection, ΔP		Volume injecté	Taux de perte	Impédance hydraulique	
$[l s^{-1}]$	$[l s^{-1}]$	$[MPa]$		$[m^3]$	$[\%]$	$[MPa l^{-1} s]$	
8,30	4,60	9,3	0,3	5094	46	2,03	1,98
12,10	6,00	10,1	0,5	3073	50	1,68	1,60
16,60	8,10	11,3	0,9	5552	51	1,40	1,28
21,10	9,33	12,5	1,4	2591	56	1,34	1,20

La figure [I.17a] complète ces résultats. Elle fait correspondre à un débit injecté donné, la pression d'injection nécessaire mesurée en tête de puits. Les valeurs numériques sont des moyennes horaires. Ces chiffres montrent une relation presque linéaire entre la pression mesurée en tête de puits et le débit total injecté. En soustrayant la perte de charge quadratique due aux 600m de tube parcourus, nous pouvons constater le résultat suivant : pour injecter un même supplément de débit il faut appliquer, au droit de la zone d'injection, un supplément de pression d'autant moindre que le débit injecté est fort.

Une interprétation de la courbe de débit de production présentée sur la figure [I.16b] conduit à l'estimation du volume des fractures concernées par chacune des quatre phases de circulation. Ce volume $V = \int_{t_1}^{t_2} (Q_{t_2} - Q(t)) dt$ représente la quantité de fluide qu'il faut injecter pour obtenir à t_2 un régime de circulation stationnaire à partir de l'état initial ou d'un état préalablement établi donné à t_1 . Le premier de ces volumes, relatif au débit d'injection de $8,3 l s^{-1}$, vaut environ $450 m^3$ et est

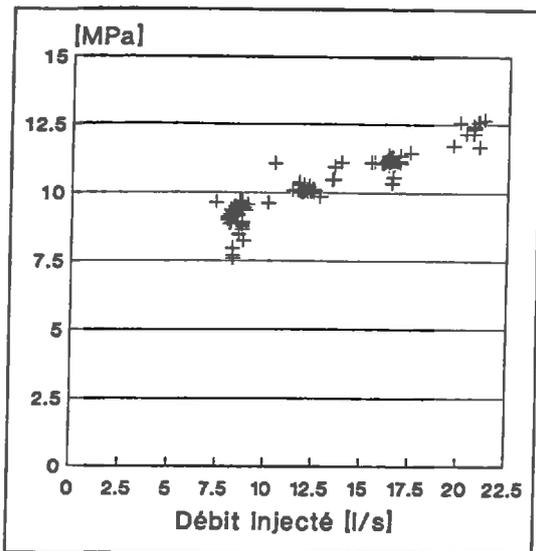


Figure I.17a: Relation pression d'injection - débit injecté. 15 Juin-1 Juillet

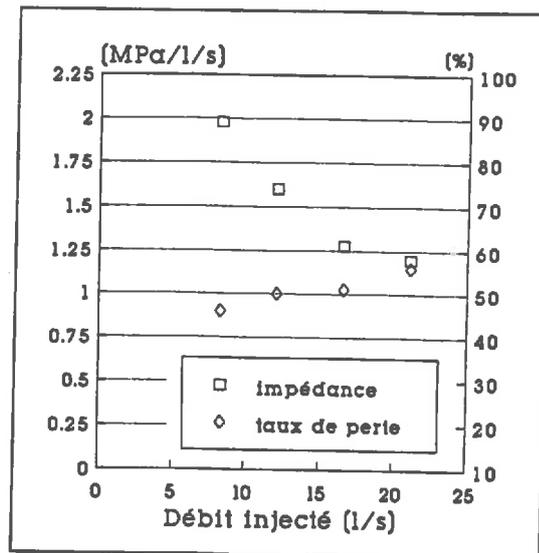


Figure I.17b: Impédance du massif et taux de perte en fonction du niveau de débit injecté.

inférieur de moitié au volume dégorgé, estimé à $1080m^3$, à la suite de la phase de circulation précédente, pour laquelle le débit d'injection était identique. L'opération de fracturation hydraulique massive réalisée dans le fond du forage *III.8* aurait donc eu aussi pour conséquence une diminution du volume concerné par l'écoulement.

Au sujet de l'efficacité des obturateurs hydrauliques d'injection et de production, on note une élévation progressive du débit refoulé par l'espace annulaire du puits *III.9* qui culminera au moment des plus fortes pressions d'injection à $0,6ls^{-1}$. Il faudra plus de deux semaines pour que ce débit faiblisse à nouveau à sa valeur ordinaire de $0,25ls^{-1}$. La pompe immergée installée dans le forage *INAG III.3* n'évacue plus que $0,25$ à $0,40 ls^{-1}$ qui ne sont pas comptabilisés dans les débits de production précédents. Cette faible valeur du débit évacué par ce forage *III.3* montre que l'essentiel du débit qu'il produisait au cours de l'essai précédent pouvait être attribué à la fracture rencontrée à $472m$.

• *Débitmétrie dans INAG III.9 en phase d'injection au débit de $16,7ls^{-1}$*

Après avoir réalisé la gamme de tests à débits croissants, un nouveau palier d'injection au débit de $16,7 ls^{-1}$ est observé ($11,3MPa$), pendant lequel sera obtenue, à l'aide d'un micromoulinet, une débitmétrie dans le puits d'injection. L'interprétation de cette mesure sera détaillée plus loin. Cette phase de circulation dure 57 heures et montre un débit de production de $8,16 ls^{-1}$, ce qui correspond à un taux de restitution efficace, hors récupération par le forage *III.3*, de 49%.

2.5.4. Obtention d'un régime de circulation quasi-permanent. Multi-trajetage chimique (2 Juillet-31 Juillet)

Par souci de préserver le volume d'eau disponible à un niveau suffisant, de façon à pouvoir envisager un essai de pompage continu pendant encore plusieurs semaines, le débit d'injection est ramené à la valeur plus faible de $6,25 ls^{-1}$ puis de $5,5 ls^{-1}$.

Cette période des essais dure environ 10 jours et conduit à des taux de restitution voisins de 80%.

Les réserves d'eau reconstituées permettent alors de commencer une phase d'injection au débit de $7,5 \text{ l s}^{-1}$. Celle-ci durera 17 jours complets:

Une semaine a été nécessaire pour atteindre un régime de circulation stationnaire, c'est à dire un débit de production stabilisé. Une mesure de débitmétrie en forage d'injection a été obtenue et sera commentée ultérieurement. En raison de difficultés techniques rencontrées au cours de la mesure, cette seconde débitmétrie est très bruitée et on ne disposera pas de toutes les calibrations de l'outil, nécessaires à une interprétation correcte.

Les 9 derniers jours ont été consacrés à un essai de traçage chimique (solution d'Iode, de Brome, de sels d'Uranium et de terres rares). La valeur stable du débit produit par III.8 est de $5,1 \text{ l s}^{-1}$ ce qui équivaut à un taux de restitution hydraulique efficace de 68% et à une impédance hydraulique voisine de $1,7 \text{ MPa l}^{-1} \text{ s}$.

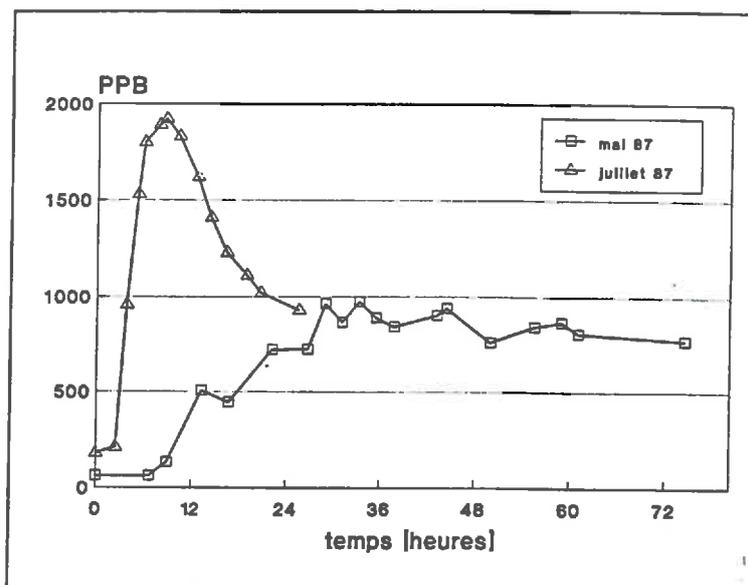


Figure I.18: Restitution de l'espèce chimique *Iode* au cours du temps pendant les 24 premières heures du traçage du 22-31 Juillet. Comparaison avec l'opération de Mai 1987 (Cf. §I.2.4.3). D'après Chupeau et al. [1988]

Le taux global comprenant le débit d'hexaure du forage III.3 et le débit de l'espace annulaire du puits III.9 avoisine 75%. L'essai se termine de manière forcée par un arrêt de l'alimentation en eau du chantier.

Le traçage chimique devait contribuer à la détermination de l'aire efficace de l'échangeur développé, au cas où on aurait à déplorer l'absence de percée d'un front de refroidissement. La première information apportée par cette mesure est une diminution du temps d'arrivée du traceur par rapport à l'expérience du mois de Mai (Cf. figure [I.18]). Ce temps d'arrivée des éléments ayant traversé le massif le plus rapidement s'est réduit à 3 heures tandis que le maximum de la courbe de restitution des divers éléments se situe entre 6 et 10 heures.

L'effet de la dernière stimulation massive irait donc dans le sens d'une concentration des écoulements (*i.e. une diminution de la surface d'échange thermique*) sans conduire toutefois à de meilleurs bilans hydrauliques. Les taux de restitution des espèces chimiques restent d'ailleurs relativement faibles puisque après 24 heures, seulement 13% des éléments *Iode* et *Samarium* ont été récupérés.

La seconde information provient de l'interprétation des courbes de restitution observées. A l'aide des comportements réactifs différenciés des divers éléments injectés vis à vis de la roche encaissante, Goblet et al. [1989] parviennent à proposer une estimation la surface d'échange globale voisine de 150000 m^2 et à préciser les divers cheminements probables empruntés. Un schéma d'écoulement bâti sur trois zones privilégiées est suggéré. La zone profonde serait le siège des écoulements les plus rapides et correspondrait aux niveaux producteurs identifiées sous la cote 710 m dans le puits *III.8* tandis que la fracture débouchant dans la forage *III.8*, à la profondeur de 472 m, serait responsable de temps de transit plus longs en raison de la longueur supérieure du cheminement.

2.5.5 Nouveaux tests à différents régimes d'injection (3 Août-19 Août)

• Transferts de pression dans le massif

L'arrêt de l'alimentation en eau du chantier résulte de ruptures de l'accouplement sur l'arbre du groupe moto-pompe de relevage. Les réparations ont nécessité des arrêts successifs, de durée 60 heures et 36 heures qui ont été mis à profit pour observer les transferts de pression dans le massif, les deux puits étant maintenus fermés. Ainsi après une durée de 18 heures, la pression atteint en tête de *III.8* sa valeur maximale, et vaut 2,7 MPa. La valeur correspondante en tête de *III.9* est alors de 5,4 MPa. Ces courbes sont reproduites sur la figure [I.19].

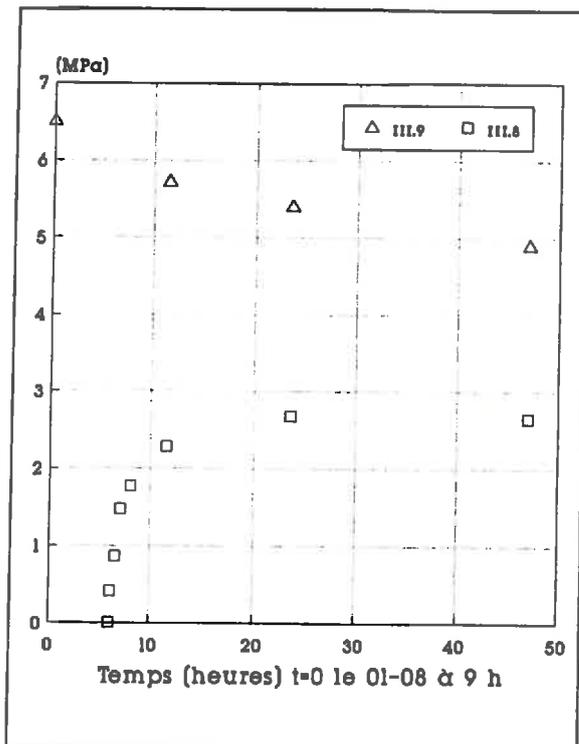


Figure I.19: Puits fermés. Suivi des pressions en tête de puits *III.8* et *III.9* au cours du temps. Arrêt du 1-3 Août 1987.

● *Nouvelle phase de circulation*

Une nouvelle phase d'injection a pu se dérouler par la suite, permettant de soumettre une seconde fois le système fracturé à des débits d'injection de $8,3 \text{ l s}^{-1}$, $12,5 \text{ l s}^{-1}$ et $5,5 \text{ l s}^{-1}$. Chaque test dure en moyenne quatre jours. Ces résultats sont rassemblés dans le tableau suivant.

Débit injecté	Débit produit	Pression injection, ΔP		Volume injecté	taux de perte	Impédance hydraulique	
$[\text{l s}^{-1}]$	$[\text{l s}^{-1}]$	$[\text{MPa}]$		$[\text{m}^3]$	$[\%]$	$[\text{MPa l}^{-1} \text{s}]$	
8,35	5,20	9,2	0,3	2890	38	1,77	1,70
12,5	6,83	10,2	0,5	3020	45	1,50	1,42
5,40	4,45	8,3	0,2	2240	17	1,85	1,78

Pendant ces essais le débit d'exhaure du puits *III.3* a peu varié autour de $0,36 \text{ l s}^{-1}$ tandis que le retour par l'espace annulaire du puits d'injection en fin de chaque étape valait respectivement $0,18 \text{ l s}^{-1}$, $0,32 \text{ l s}^{-1}$ et $0,20 \text{ l s}^{-1}$. Une constatation s'impose. A régime d'injection équivalent, les performances hydrauliques sont significativement meilleures qu'en Juin comme l'illustre la figure [I.20] qui montre l'historique des débits injectés et produits pendant cette dernière période de circulation. Si les pressions d'injection restent inchangées, il y a amélioration du taux de restitution hydraulique ce qui favorise d'autant la diminution de l'impédance hydraulique. Ce point sera commenté ultérieurement.

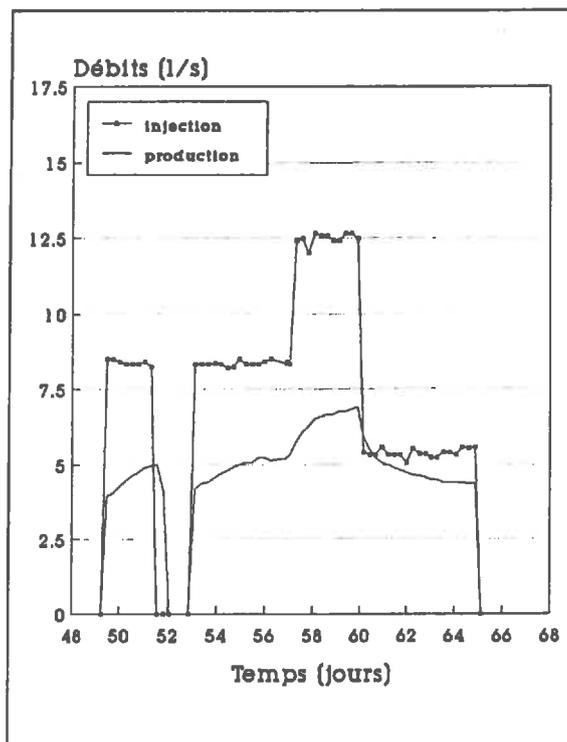


Figure I.20: Débits injectés et produits au cours du temps. Août 1987.

2.5.6. Bilan hydraulique et suivi thermique

Pour la période finale de circulation qui a duré 65 jours, (15 Juin - 19 Août, figure [I.21a]), il est possible d'établir le bilan hydraulique final. La distribution des différents volumes se fait comme suit et met en évidence un taux de restitution global de 68%.

Volume injecté III.9	46270m ³
Volume produit III.8	28250m ³
Volume d'exhaure III.3	1955m ³
Espace annulaire III.9	1285m ³

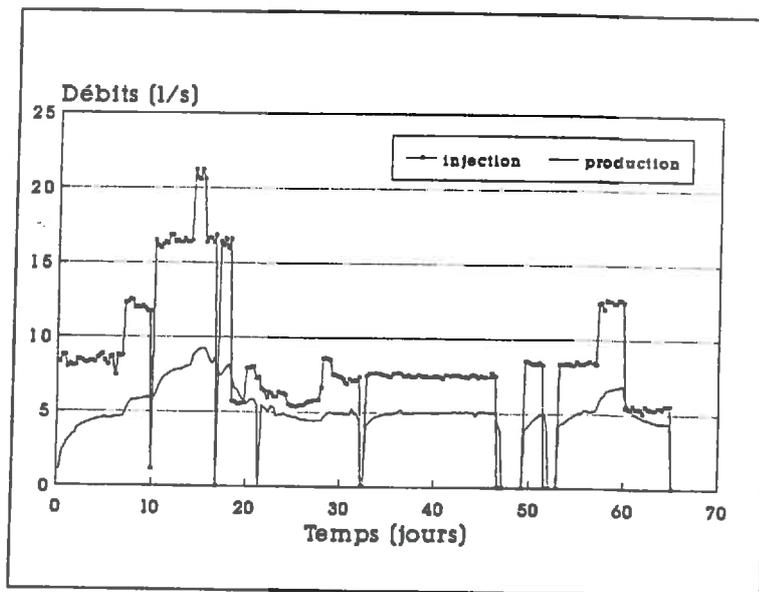


Figure I.21a: Débits injectés dans le forage III.9 et produits par le forage III.8 au cours de la période de longue circulation

Le suivi thermique de cet essai a consisté en l'enregistrement continu des températures d'injection et de production. Ces mesures effectuées sur les têtes de puits montrent des phases de fort réchauffement continu de l'eau injectée qui s'explique par le recyclage de l'eau utilisée, et de faibles variations de la température de l'eau produite en sortie. Cette température s'élève cependant légèrement lorsque le régime d'injection est poussé pour culminer à 29,3°C. Ce phénomène pourrait être lié à une augmentation de la surface d'échange avec le niveau de pression d'injection, mais il ne faut pas négliger la forte élévation de la température d'entrée observée lors de cette phase. Au mieux pourrait-on y voir la réponse à une perturbation imposée et en déduire une estimation des volumes de roches concernés.

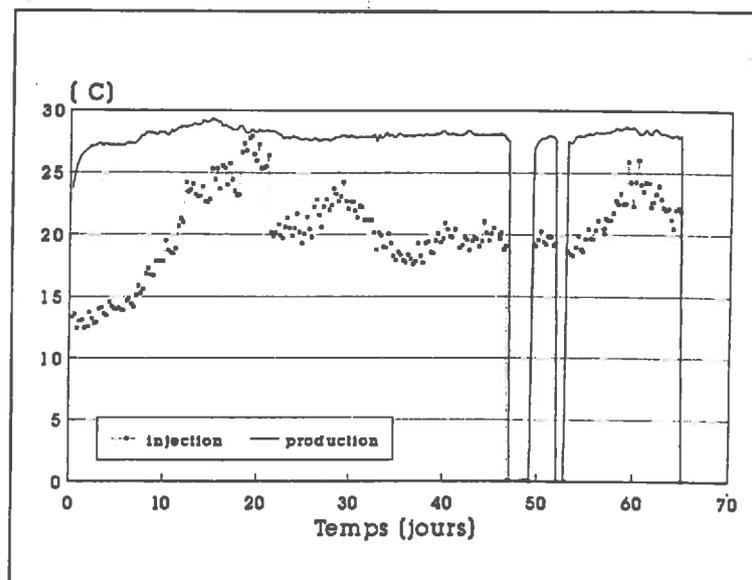


Figure I.21b: Evolution des températures en tête de puits pendant la période de longue circulation

Aucun front de refroidissement n'apparaît de façon évidente avant la fin de l'essai de circulation. La percée d'un tel front aurait permis de considérer cet enregistrement comme un traçage thermique et de l'interpréter en terme de surface d'échange. Cette caractéristique de l'échangeur développé devra donc être déduite de l'expérience de traçage chimique. Il est cependant vraisemblable que les surfaces mises en jeu par les deux phénomènes n'aient que peu de rapport entre elles.

2.5.7. Diagraphies réalisées dans le puits de production au cours de la phase de longue circulation

Ces mesures qui sont dynamiques puisque obtenues en phase de production sont ici de deux sortes. Nous les citons maintenant et pour mémoire par souci de respecter la chronologie des événements. Les paragraphes §2.8 et §2.9 suivants sont destinés à en présenter les interprétations qui en ont été faites.

• Débitmétrie

Une débitmétrie a été effectuée dans le forage III.8 le 17 Juillet, alors que celui-ci produisait $4,9 \text{ ls}^{-1}$. Les résultats de cette mesure sont malheureusement difficilement exploitables car fortement bruités. Les calibrations de l'outil sont incomplètes. (micro-moulinet coincé dans un obturateur à cause de l'arrachement d'une lame du centreur de l'outil puis repêchée avec une sonde conçue à cet effet après rupture délibérée du câble de diagraphie à son point faible).

• Thermométries

Un profil de température a été enregistré à la fin de la période de dégorgement et avant le début de la phase de circulation de longue durée. Il montre deux anomalies aux environs de 715m et 755m ainsi que les marques des deux obturateurs profonds. Un suivi de la température de production tout au long de la dernière phase

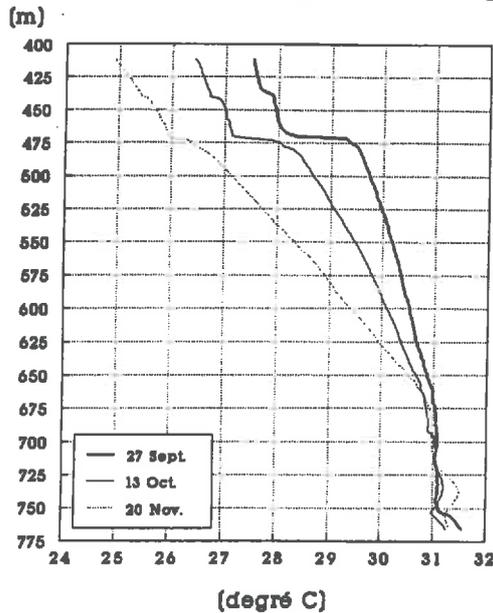


Figure I.22a: Diagraphies thermiques obtenues en phase de dégorgeement dans le forage III.8

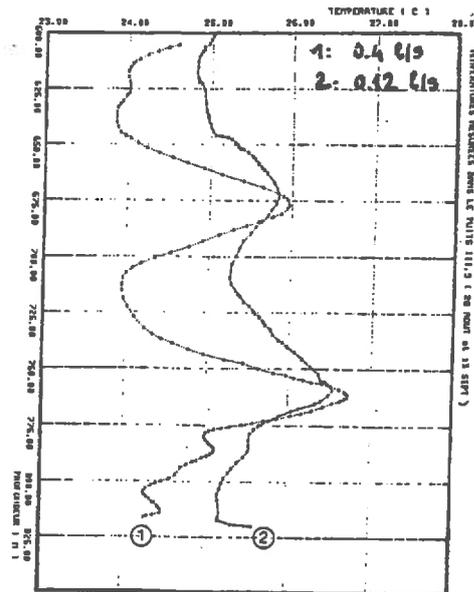


Figure I.22b: Diagraphies thermiques obtenues en phase de dégorgeement dans le puits III.9

de circulation, du 15 Juin au 19 Août a donné lieu à l'enregistrement de 22 profils de température de la partie ouverte du puits III.8, soit environ une thermométrie acquise tous les trois jours, les débits de production variant sur cette période d'un rapport 1 à 2 entre $4,5 \text{ ls}^{-1}$ et $8,25 \text{ ls}^{-1}$

L'évolution au cours du temps de ces profils a été utilisée pour déduire les débits d'écoulement des fractures correspondantes. Le résultat principal confirme que, tout comme pendant l'essai précédent datant du mois de Mai, la partie haute du forage III.8 contribue pour environ un tiers de la production totale alors que la partie profonde en représente environ 40%.

2.6. Dégorgeement du massif. 20 Août- 30 Novembre 1987

2.6.1. Opération de dégorgeement

Avant de commencer l'opération de dégorgeement, les vannes de tête de puits restent fermées, ce qui permet d'observer la rapidité avec laquelle la pression se diffuse dans le massif. Après une durée de 24 heures, la pression s'élève encore à $4,5 \text{ MPa}$ en tête de III.9 et à $2,3 \text{ MPa}$ en tête de III.8. Une telle mesure a été réalisée huit jours plus tard, après le dégorgeement de 690 m^3 et montre des valeurs de pression respectivement égales à $1,2 \text{ MPa}$ et $0,45 \text{ MPa}$. Le massif continue alors à se déprimer et l'acquisition des données se poursuit jusqu'à ce que les débits soient trop faibles pour la sensibilité des appareils de mesure. Le bilan de cette phase de retour à l'équilibre du massif est arrêté le 30 Novembre 1986 et s'élève à 2510 m^3 .

2.6.2. Thermométries réalisées pendant la mise en dégorgeement du massif

Trois profils de températures ont été acquis lors du dégorgeement du puits III.8. Celui-ci produisait respectivement $0,7 \text{ ls}^{-1}$, $0,4 \text{ ls}^{-1}$ et $0,1 \text{ ls}^{-1}$ lorsque ces profils présentés ci-après ont été obtenus (Cf fig.[I.23a]).

Ces enregistrements montreraient que la partie profonde de ce puits (cotes inférieures à 675m) fournit l'essentiel de ces débits. Aucune interprétation quantitative de ces mesures n'a cependant été entreprise.

De même deux diagraphies thermiques du puits *III.9* ont été réalisées après 8 et 24 jours de dégorgeement alors que ce puits refoulait respectivement $0,40 \text{ l s}^{-1}$ et $0,12 \text{ l s}^{-1}$ (Cf fig. [I.22b]). L'interprétation de ces profils fortement lissés pourrait conduire à l'estimation des volumes injectés à chacun des niveaux mis en évidence par le profil.

2.6.3. Bilan en eau général

Le volume total injecté dans le massif fracturé sur l'ensemble des essais de l'année 1987 s'élève à 72750 m^3 , 60850 m^3 ayant pénétré dans ce massif à partir du seul puits *III.9*. Le volume total récupéré en surface est de 52250 m^3 ce qui signifie que plus de 20500 m^3 , soit 28% du volume total injecté ont été perdus dans ce massif. Le tableau suivant rassemble les principales grandeurs caractéristiques des essais effectués. Les volumes sont arrondis à 50 m^3 près.

Période	Juin 86	Avril 87	Mai 87	Juin-Août 87	
Type essai	Circulation	Circulation	Circulation	Circulation	
Puits inj. - Cote obt.	III.9 - 605	III.8 - 710	III.9 - 598	III.9 - 598	
Puits prod. - Cote obt.	III.8 - 279	III.9 - 598	III.8 - 710	III.8 - 402	
Durée [jours]	2,75	15	21	65	
Vol. injecté [m^3]	2450	11650	14600	46250	
Vol. produit [m^3]	550	1850	4950	28250	
P_{inj} [$Q_{inj} = 8,3 \text{ l/s}$]	8,40	9,1	9,2	9,3	9,2
Imp. [$Q_{inj} = 8,3 \text{ l/s}$]	2,80	6,20	2,50	2,00	1,70
Vol. récupéré [m^3]	550	5200	8550	31500	
Vol. dégorgé [m^3]	700	2150	1100	2500	
% global	51	63	66	73	

2.7 Autres résultats

Ce paragraphe présente succinctement les résultats relatifs au suivi inclinométrique de surface et au suivi de la micro-sismicité induite obtenus pendant la période de circulation de longue durée. Bien que ne s'agissant pas de mesures directement quantifiables en terme d'hydraulique, leur interprétation ne nous conduit pas moins à formuler de précieuses hypothèses sur ce que pourrait être un écoulement forcé en milieu fracturé et en corollaire, sur ce que pourrait être l'hydro-mécanique d'un système rocheux fracturé.

L'injection de grands volumes de fluide dans une fracture s'accompagne d'une déformation de la masse rocheuse environnante et une simple théorie comme celle de l'élasticité permet d'en rendre compte. Dans le cas de géométries simples, une approche analytique telle que celle que propose Sun [1969] permet d'estimer les déplacements de la surface du sol. Inversement, la mesure des déplacements enregistrés

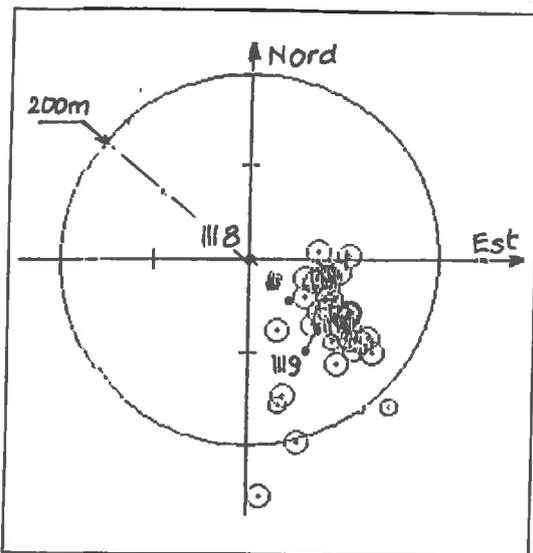


Figure I.23a: Lieux des événements sismiques induits de Juin à Août 1987. Vue en plan. D'après Martel et Yin [1988]

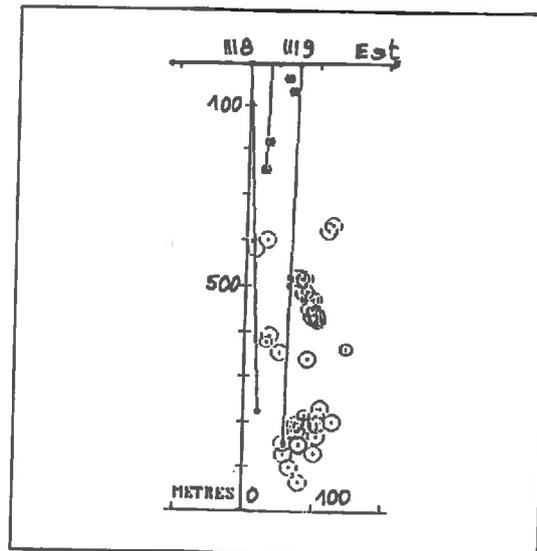


Figure I.23b: Lieux des événements sismiques induits. Vue en élévation Est-Ouest. D'après Martel et Yin [1988]

en surface donne accès à certaines informations sur la géométrie de la surface pressurisée en profondeur.

De l'absence de variations inclinométriques significatives, au regard des estimations prévues, Desroches [1990] conclut d'une part à l'inadéquation du dispositif de mesure installé en surface, trop exposé aux influences météorologiques, et émet d'autre part l'hypothèse d'un écoulement d'aspect chenalisé qui s'établirait dans un milieu à double raideur. Attribuer une faible raideur au milieu formant la fracture permettrait d'expliquer que tout ou partie des déformations éventuelles serait absorbé localement, ce qui minimiserait les phénomènes attendus d'ouverture ou de dilatance des fractures et donc de déformation en surface. Le signal induit ainsi atténué échapperait par sa faible amplitude aux instruments de mesure. En tous les cas, l'effet d'ouverture des fractures ne saurait se propager très loin du forage d'injection. Cette conclusion semble aller de pair avec le fait que les mesures de pressions d'injection enregistrées lors des tests de circulations soient relativement élevées au regard du tenseur des contraintes. En effet à partir de la cote et de l'orientation des principales fractures interceptant le forage III.9, (Cf §I.2.2) et de l'expression du tenseur des contraintes σ (Cf §I.2.1), il est facile d'obtenir, via le vecteur normal \mathbf{n} , la valeur de la contrainte normale $(\sigma \mathbf{n}) \cdot \mathbf{n}$ supportée par ce plan. Corrigées de l'effet hydrostatique, ces valeurs de contraintes normales se trouvent comprises entre 4,0 et 10,3 MPa, une dizaine d'entre elles étant inférieures à 6 MPa (Cf fig. [I.24]), ce qui conduit au voisinage du puits III.9 à un excès de pression au cours de l'une quelconque des phases de circulation de plusieurs mégapascals. Cela ne se conçoit que si les conditions d'écoulement non loin du forage sont mauvaises, (i.e. des fractures mal orientées et maintenues fermées) ou si les ponts de matières qui tapissent l'intérieur des fractures présentent effectivement une résistance à la traction.

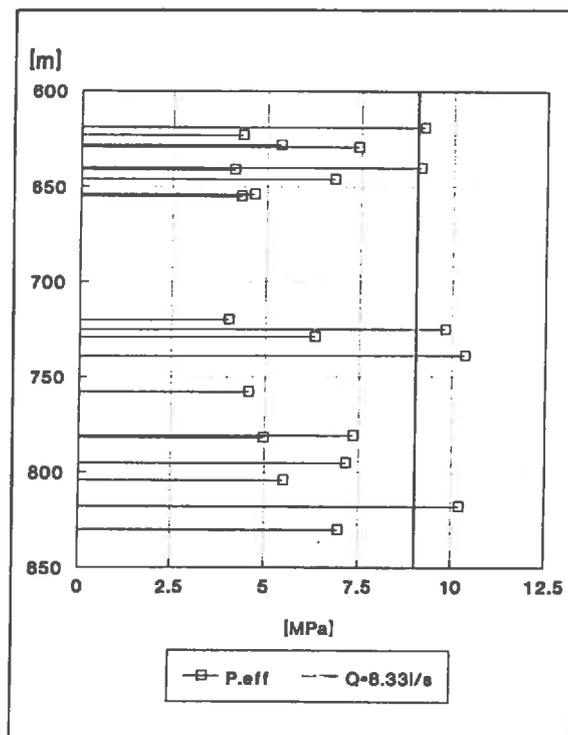


Figure I.24: Contrainte normale supportée au repos par les fractures recoupant le forage III.9

Des vérifications expérimentales effectuées par Billiaux et al. [1989] sur des échantillons de granite comportant des portions de fractures naturelles prélevés par carottage au voisinage du site, corroborent cette possibilité d'un milieu relativement mou, la fracture, entouré d'un milieu beaucoup plus raide, le granite. En particulier, en raison des dépôts hydrothermaux qui tapissent les surfaces des échantillons de fractures, les tests de compression simple puis de cisaillement témoignent, pour cette échelle d'investigation, d'un coefficient de raideur apparente faible (module d'élasticité compris entre 3 et 7 GPa) ainsi que d'angles de frottement variant entre 18° et 30° , et d'angles de dilataance voisins de 1° , très inférieurs aux valeurs ordinaires.

Cornet [1988] remarque aussi que l'intensité de l'activité micro-sismique est dépendante de l'histoire de la mise en pression du massif. Ainsi la première semaine de l'essai de longue circulation [15-22 Juin 1987] est asismique alors que les conditions d'injection sont identiques à celle de l'essai précédent [8-29 Mai] qui avait donné lieu à une cinquantaine d'évènements. De même la seconde phase de circulation au débit de $12,5 \text{ l s}^{-1}$ [11-14 Août] se révèle moins active que la première [22-25 Juin]. Ces mécanismes semblent donc aller dans le sens d'une augmentation de la stabilité du massif. Le travail d'interprétation des mécanismes aux foyers de ces évènements sismiques fait actuellement l'objet de nouvelles recherches dans le but d'approfondir la connaissance du champ de contraintes dans le massif au moment où celui-ci se trouve soumis à l'action d'un fluide pressurisé. En particulier il s'agit de vérifier si des conclusions analogues à celles que tire Julien [1987] des essais préliminaires de 1986 peuvent être à nouveau obtenues. Il s'avère tout de même que les mesures de contraintes réalisées par Cornet au cours de l'année 1990 sont tout à fait compatibles avec celles réalisées antérieurement aux essais de circulations.

De par leur caractère irréversible, les tests d'identification des divers chemine-
ments possibles basés sur l'utilisation de fortes pressions d'injection peuvent donc
s'apparenter aux tests qualifiés de *destructifs* et donc être très préjudiciables au suc-
cès de toute étape ultérieure s'ils ne sont pas correctement planifiés.

2.8. Interprétation des débitmétries obtenues dans le forage d'injection INAG III.9

Deux mesures destinées à déterminer directement la répartition du débit injec-
té dans les différents niveaux acceptant le fluide ont été effectuées dans le forage
d'injection *INAG III.9* les 2 et 18 Juillet alors que les régimes d'injections étaient
respectivement de $16,6 \text{ ls}^{-1}$ et $7,5 \text{ ls}^{-1}$ et les pressions en tête de puits de $11,2 \text{ MPa}$
et $8,6 \text{ MPa}$.

L'annexe I contient le détail de l'interprétation de ces mesures. Notons simple-
ment que dans le cadre d'un écoulement turbulent, l'interprétation est basée sur la
linéarité de la réponse en rotation de l'outil face à des variations de débit dQ ou de
vitesse de translation dV de la sonde [Coppo Hunting, 1984].

Les courbes d'étalonnage obtenues préalablement dans différentes conditions sur
le lieu même de la mesure (figures [I.25a] et [I.25b]) permettent de s'en assurer et
d'établir la relation linéaire $N = \mathcal{L}(Q, V)$ qui sera utilisée pour interpréter la diagra-
phie. L'étalonnage n'est valable que dans le puits où il a été obtenu et rend compte de
l'état de marche dans lequel se trouve l'outil de mesure au moment de son utilisation.

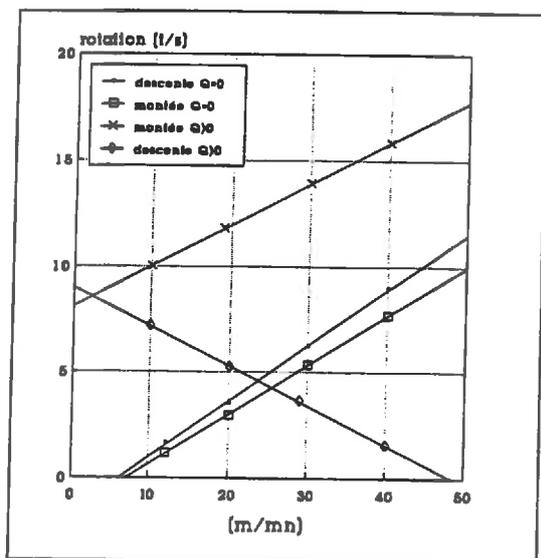


Figure I.25a: Etalonnage du micro moulinet. Vitesse de rotation en fonction de la vitesse de translation de l'outil. 2 Juillet 1987

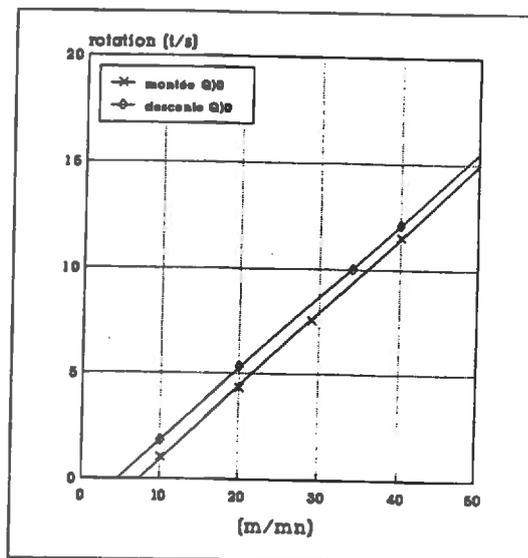


Figure I.25b: Etalonnage du micro moulinet. 18 Juillet 1987

Les deux diagraphies sont présentées ci-après (Cf fig.[I.26]) ainsi que l'interprétation qui en a été faite. Les valeurs proposées pour les niveaux les plus profonds se rapportent au tronçon de forage inférieur non parcouru par la sonde de mesure.

Il apparaît que la distribution des débits partiels injectés ne peut pas se déduire de simples relations de proportionnalité lorsque le régime d'injection est modifié.

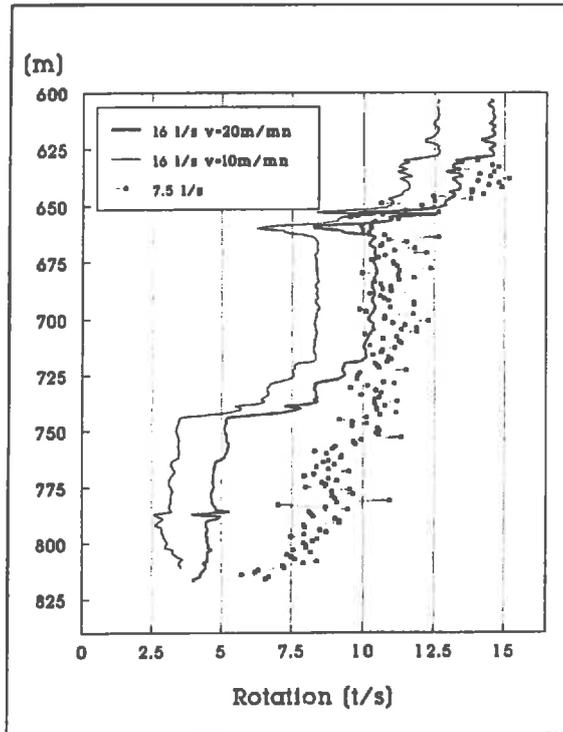


Figure I.26: Débitmétries réalisées dans le forage III.9 pendant l'essai de circulation de longue durée.

Certaines fractures ont un comportement spécifique vis à vis de la pression imposée qui ne peut se comprendre que par le biais de phénomènes mécaniques.

Ainsi lorsque la pression d'injection est élevée, les fractures stimulées présentes à 720 m et 729 m (Cf. §I.2.3.2.) contribuent à l'écoulement de 14% du débit injecté tandis que la fracture soutenue située à 758 m ne participe pas à l'écoulement. Inversement lorsque la pression d'injection est plus faible, la fracture sise à 758 m (Cf. §I.2.4.2.) contribue à 15% de l'écoulement, les deux autres ne participant pas.

Tout ce passe comme si le système fissuré global était activé à partir de certaines des fractures recoupant le forage en fonction du niveau de pression et de la qualité hydraulique des connexions de ces entrées avec l'aval du réseau de telle sorte que le schéma d'écoulement soit en permanence le moins contraignant.

En ce sens, une mesure répétée, intéressant une longue portion de forage englobant plusieurs fractures présente l'avantage certain sur les mesures entre obturateurs, au droit d'une fracture donnée, de conduire à l'identification des capacités éventuelles d'une fracture parmi plusieurs autres d'accepter un supplément de débit d'injection.

date	2/07/87		18/07/87	
Débit injecté	16,6 $l s^{-1}$		7,5 $l s^{-1}$	
Press. d'injection	11 MPa		8,6 MPa	
cote	débits partiels		débits partiels	
[m]	[$l.s^{-1}$]	%	[$l.s^{-1}$]	%
629	1,80	10	0,75	10
647	0,48	3	1,95	26
654	2,64	16	0,36	5
659	1,11	7	<i>négligeable</i>	
713	<i>non décelable</i>		0,75	10
720	1,04	6	<i>non décelable</i>	
727	1,32	8	<i>non décelable</i>	
738	1,18	7	<i>non décelable</i>	
743	3,12	19	<i>non décelable</i>	
758	<i>non décelable</i>		1,14	15
764	0,55	3	<i>non décelable</i>	
783	3,11	19	0,38	5
800	<i>fin de diagraphie</i>		0,36	5
810			1,74	23

Table I.2 : Interprétation des débitmétries effectuées dans le forage d'injection du doublet. (Voir aussi annexe I).

2.9. Interprétation des thermométries obtenues dans le forage de production INAG III.8 pendant la phase de circulation de longue durée

Afin de localiser et quantifier au cours du temps la répartition des débits sortant par les différentes fractures productrices du puits *III.8* et éventuellement détecter une dépendance de cette distribution en fonction des conditions de pression et de débit imposées en tête de puits d'injection *III.9*, une surveillance par diagraphie du forage de production était décidée. Pour des raisons de mise en œuvre pratique et du nombre élevé de diagraphies prévues, nous avons opté pour le développement et l'utilisation d'une sonde de mesure de la température.

Une série de 19 profils de températures a été ainsi obtenue dans la partie ouverte du puits pendant la phase de circulation de longue durée alors que le débit de production variait entre 4,5 et 9,0 $l s^{-1}$. Ceci représente environ un profil tous les trois jours en ayant particulièrement pris soin d'obtenir des mesures en fin de chaque phase intermédiaire dès que les conditions de stationnarité du régime de circulation entre les deux forages étaient atteintes. L'évolution de ces profils au cours du temps contient l'information recherchée et un travail, détaillé en Annexe II, en propose une interprétation dont on trouvera ci-après les principes et conclusions.

2.9.1. Localisation des venues d'eau

La figure [I.27] présente sept des profils obtenus. Leurs caractéristiques sont pré-

ciées dans le tableau suivant.

Numéro	Date	Intervalle [m]	Débit [l/s]
4	20 Juin	410-766	4,60
6	25 Juin	410-765	6,40
7	1 Juillet	765-410	8,60
8	3 Juillet	425-765	8,10
15	29 Juillet	765-408	5,10
18	11 Août	766-410	5,25
19	13 Août	766-410	6,80

Les niveaux où apparaissent clairement des perturbations thermiques, que l'on peut à priori associer à des écoulements en provenance du massif, sont les suivants: 409m, 438m, 471m, 632m, 639m, 644m, 649m, 661m, 674m, 713m, 754m et 764m.

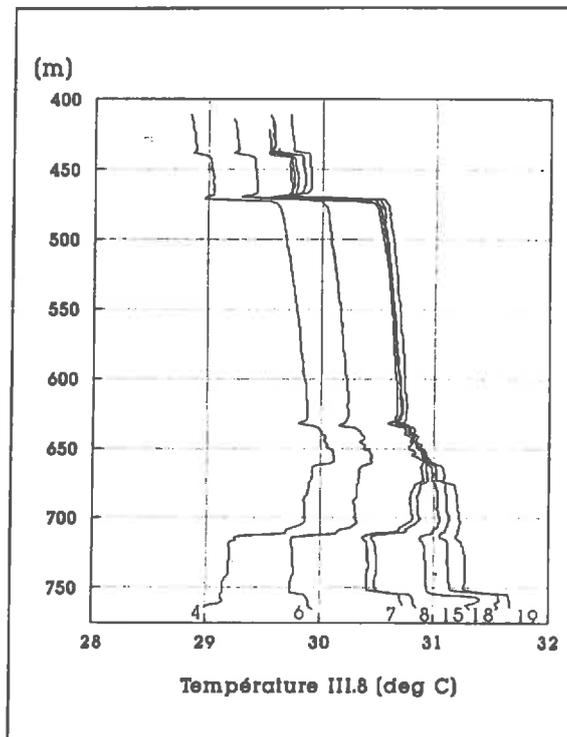


Figure I.27: Profils de température. Forage INAG III.8.

Les cotes 713 m et 754 m n'étaient pas apparues comme conductrices sur la thermométrie du Juin 1986. De par l'anomalie froide qui caractérise toute la partie profonde du forage, il est suggéré que les fractures identifiées à 754 m et 713 m ont été activées et fortement refroidies lors de la phase de circulation du mois d'Avril 1987. La marque d'une circulation froide affectant les fractures qui recoupent le forage III.8 à 661 m et 674m suggèrerait même l'existence d'un lien conducteur entre le fond

du forage et l'horizon 675 m, antérieur à l'opération de fracturation hydraulique et ayant été emprunté par le sable retrouvé au dessus de l'obturateur. Ceci expliquerait le relatif échec des opérations de fracturation tentées par deux fois à ces mêmes profondeurs.

Le fait que la fracture vue à la profondeur 754 m produise constamment une eau plus froide que celle qui est produite par la fracture vue à 713 m montrerait que cette dernière est plus directement liée au puits d'injection alors que la précédente drainerait un fluide plus ou moins mélangé avec le volume d'eau perdu lors de l'injection d'Avril 1986.

2.9.2. Interprétation quantitative des profils de température

Une simple observation des profils obtenus montre que la température varie avec la profondeur soit par sauts, au droit de fractures productrices, soit de manière continue, ce qui se remarque bien dans les longues portions de forage qui séparent les entrées de fluide. Comme ce second effet n'apparaît pas négligeable devant le premier, en particulier dans le tronçon de forage [470 m-630 m], un modèle simple ne faisant intervenir que la notion intuitive de mélange ne peut être appliqué.

L'approche retenue est un peu plus complexe et tient compte des phénomènes d'échange thermique qui s'établissent entre le fluide, qui entre, se mélange et circule dans le forage et les parois de ce même forage. Il s'agit d'un problème de convection forcée qui relève de la mécanique des fluides classique et qui est abordé de manière numérique. Le problème est résolu successivement dans chaque tronçon de forage séparé par deux niveaux producteurs. Dans un tel tronçon, l'écoulement supposé turbulent est conservatif. Sa température résulte des échanges de type radiatifs (Voir par exemple Becker et al [1983], Berest [1988]) ayant lieu à la paroi du puits, ces échanges thermiques étant eux mêmes dépendants de la vitesse d'écoulement par le biais d'une relation entre les nombres de *Reynolds* et de *Prandtl* de l'écoulement. La température du massif est réglée par le phénomène de conduction et l'on résoud simultanément les équations aux dérivées partielles décrivant l'évolution de la température du massif et celles qui quantifient les échanges à la paroi et l'évolution de la température du fluide en mouvement.

Deux tronçons consécutifs sont séparés par un niveau producteur. En un tel point, nous supposons le mélange instantané de deux débits de deux températures distinctes, l'un provenant du tronçon inférieur et l'autre provenant du massif. La température de ce dernier flux est un paramètre du modèle. En effet, cette valeur ne se lit pas sur les diagraphies et ne peut se déduire de la connaissance du gradient géothermique car elle résulte essentiellement du chemin emprunté et du temps de parcours utilisé pour arriver à cet exutoire. L'ensemble des débits partiels entrant est assujéti à une condition supplémentaire: leur somme doit équaler le débit produit qui est mesuré en tête de puits.

2.9.3. Résultats de l'interprétation des profils de température

Les résultats relatifs aux profils sélectionnés sur la figure [I.27], se présentent sous la forme du graphique suivant (Cf. figure [I.28]). Cette figure est extraite d'un graphique analogue, donné en Annexe II et présentant les profils calculés des débits partiels produits, obtenus pour toutes les diagraphies.

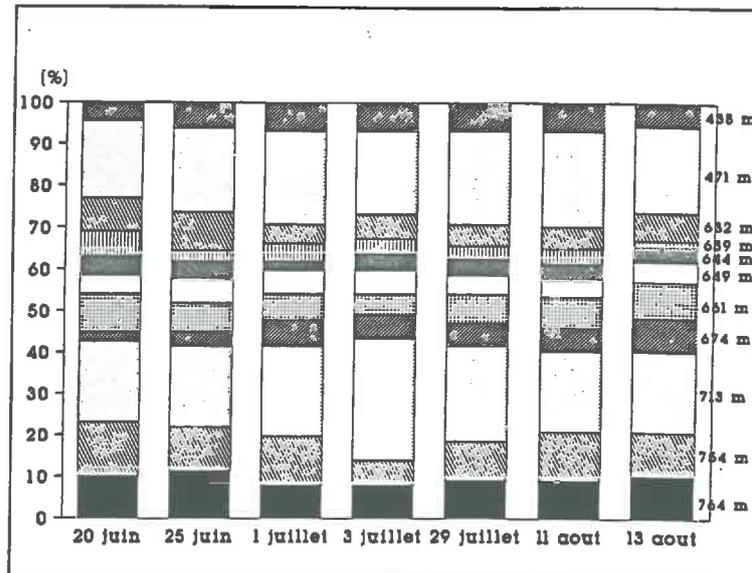


Figure I.28: Distribution des débits partiels produits, normée par le débit total produit correspondant. Les profils interprétés sont ceux de la figure [I.27]

Il est remarquable de constater l'uniformité dans le temps de la distribution des débits produits. Tout au plus quelques variations peuvent être décelées qui ne témoignent pas de changements fondamentaux de la distribution des écoulements dans le massif. Ainsi 45% du débit produit provient d'une circulation profonde (cotes 764 m, 754 m, 713 m auxquelles on a rajouté la contribution de la fracture identifiée à 674 m pour la raison déjà exposée), alors que 30% de l'écoulement provient des niveaux supérieurs (cotes 473 m, 438 m).

L'analyse de l'évolution au cours du temps des températures d'entrée calculées du fluide dans le forage montrerait que la part de ce fluide produite par la partie supérieure du puits proviendrait d'un horizon voisin de 600 m. Quant à la partie inférieure de ce forage, elle ne cesse de se réchauffer et reste marquée jusqu'à la fin de l'essai de circulation par le refroidissement imposé lors de la phase d'injection du mois d'Avril, ce qui rend difficile toute tentative d'interprétation des enregistrements de température de production en terme de surface d'échange thermique.

3. Discussion des résultats obtenus

Relevons ici quelques uns des aspects contradictoires que recèlent les constatations effectuées sur la morphologie du système de fractures étudié, ainsi que la particularité des propriétés hydrodynamiques d'un système de fractures soumis à une injection d'eau.

3.1. Aspects géométriques

Des mesures géophysiques en forage destinées à fournir une description aussi détaillée que possible de la morphologie du système de fracturation, il est conclu qu'un grand nombre de structures planes, de l'ordre de la centaine, recourent chacun

des forages et que seules des méthodes d'analyse statistique peuvent aider à en tirer parti, donnant en particulier accès au paramètre orientation de ces fractures.

Des débitmétries et diagraphies thermiques obtenues en phase d'injection ou de production, il apparaît que dans chaque forage, seule une dizaine de fractures joue un rôle significatif dans la distribution des écoulements. Les instruments ne permettent pas d'en discerner davantage. Cette information se rapporte à la connectivité du réseau fracturé.

Des courbes de restitutions de traceurs enregistrées en tête de forage, il est déduit l'existence de deux voire trois cheminements privilégiés. Mais les quantités restituées sont très faibles et l'on sait que la nature hétérogène du système de fractures joue sur la dispersion des traceurs et donc sur l'allure de la courbe de restitution. Des quantités importantes de traceurs peuvent avoir été retardées ou stockées momentanément et ne réapparaître que longtemps plus tard à de très faibles concentrations.

Soulignons que ces résultats sont à la mesure des moyens d'investigation mis à disposition pour les obtenir. Qu'attendre de mieux d'une courbe unimodale de restitution de traceur que le résultat du travail d'interprétation proposé par Goblet et al. [1989] ? Que penser de la multiplicité des fractures relevées par les diagraphies électriques qui échantillonnent le massif à une échelle dont une dimension caractéristique est le diamètre du forage ?

L'idée de vouloir restreindre le réseau à quelques structures planes, telles que celles qui sont sélectionnées dans le tableau [I.3] suivant, reste tout de même séduisante. Ce point de vue se justifie d'autant plus que la localisation de l'activité micro-sismique suggère quelques zones pressurisées relativement bien circonscrites.

Ceci consiste en fait à ne considérer que les discontinuités du massif dont la taille, disons décimétrique, serait à l'échelle du doublet pour lequel une dimension caractéristique est la distance entre les forages, soit 100 m. Une telle tentative correctement menée devrait conduire à l'élaboration d'un modèle géométrique déterministe, à partir duquel la reproduction des phénomènes hydrauliques observés ne dépendrait que du calage d'une liste de paramètres à définir. Mais cela ne donnerait les moyens d'étudier certains des comportements observés, plutôt expliqués par la nature ramifiée du réseau de fractures, que si un minimum de complexité est délibérément accepté. Il est clair par exemple que l'on ne réussira à reproduire les phénomènes enregistrés au puits d'injection au moyen des débitmétries qu'en introduisant au moins autant de fractures que ce que l'interprétation de ces mesures a pu en mettre en évidence. L'extension de la plupart de ces fractures reste cependant complètement inconnue.

De plus, ce choix d'une représentation géométrique simplifiée conduit, par la concentration des écoulements qu'elle implique, à une distribution des vitesses du fluide qui risque d'être très différentes de la distribution réelle. Or, ce sont les disparités des vitesses qui règlent la dispersion des espèces chimiques ou l'intensité des échanges thermiques.

fracture	Azimut	Pendage	intersection
n°	°/Nord	°	pt. particulier
1	165	96	III.8: 472 m
2	85	80	III.8: 638 m
3	130	86	III.8: 710 m
4	86	93	III.8: 754 m
5	82	44	III.9: 640 m
6	160	105	III.9: 654 m
7	130	106	III.9: 758 m
8	97	83	III.9: 781 m
9	167	83	III.9: 805 m
10	159	122	III.9: 830 m

Tableau I.3 : Principales fractures reconnues comme ayant un rôle prépondérant pour l'hydraulique du doublet développé au *Mayet de Montagne*

Pour terminer sur ce point, il faut remarquer que dans un volume global, somme toute restreint ³, trois zones d'écoulement au moins sont mises en évidence. Encore faut-il, pour accepter ce nombre, que les zones identifiées et localisées grâce à l'activité sismique coïncident avec celles, non localisables, qu'ont empruntées les traceurs chimiques. Or ces volumes sismiquement actifs ne se recoupent pas entre eux ni ne recoupent simultanément les deux forages (Cf. figure [I.29]). A l'évidence d'autres cheminements, asismiques sous nos conditions de circulation, existent et assurent les connexions hydrauliques faisant a priori défaut. La fracture vue à la cote 472 m dans le forage III.8 en est un exemple et rien ne dit qu'il n'y en ait pas d'autres dans le massif.

Cette question reste cruciale car elle se posera à l'identique lorsqu'il s'agira d'étudier la faisabilité de systèmes de dimension supérieure, de l'ordre du kilomètre. Les méthodes de prospection géophysique non utilisées sur notre site, tomographies par exemple, fourniront les discontinuités majeures, mais il faudra parier sur les fractures de taille inférieure pour les relier ensemble.

3.2. Aspects hydromécaniques

3.2.1. La diversité des comportements locaux

Les débitmétries obtenues dans le forage d'injection du doublet montrent des comportements différenciés des fractures conductrices, selon que le débit injecté est modéré ou plus élevé. On retiendra que les débits partiels injectés dans les différentes fractures identifiées comme conductrices varient d'un ordre un à dix. Une variabilité du même ordre affecte les débits locaux estimés dans le forage de production.

Il n'est pas sûr que des tests effectués de manière locale à l'aide d'un double obturateur placé au droit de chacune de ces fractures aient donné le même type

³ La hauteur de la zone fracturée utilisée est voisine de 400 mètres tandis qu'environ 100 mètres séparent les deux puits.

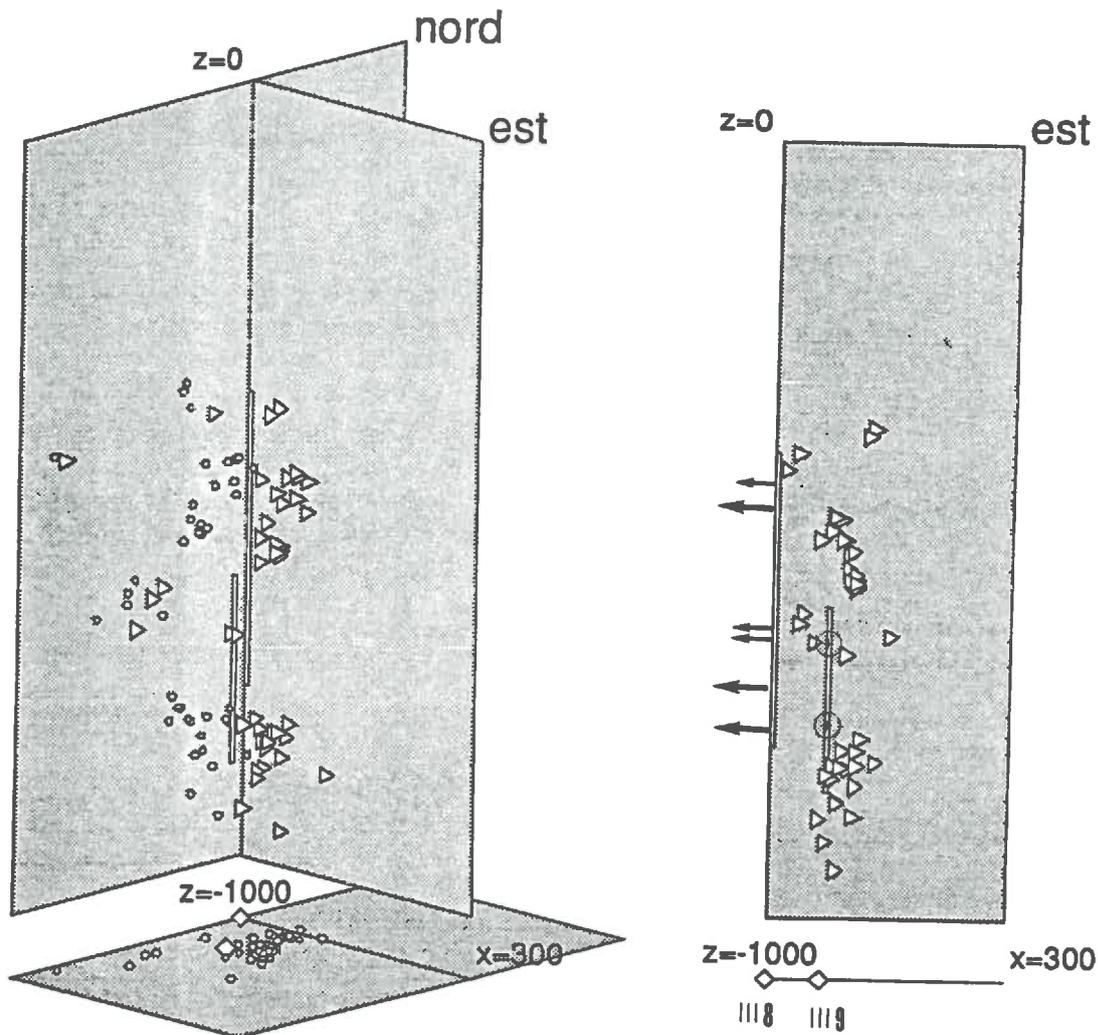


Figure I.29: Vue en trois dimensions de l'ensemble des lieux localisés comme source sismique (triangles) au cours de l'opération de circulation du 15 Juin-19 Août 1987 sur le site du Mayet de Montagne. Les points sont les projections de ces lieux dans le plan vertical, orienté Nord-Sud. Sur la projection dans un plan vertical Est-Ouest passant par le puits III.9, ont été reportés les principaux niveaux reconnus comme des entrées (III.9) ou des sorties (III.8) de ce système hydraulique.

de réponse. En particulier, à un tel test à pression d'injection imposée, comprenant plusieurs niveaux de pression successifs croissant par paliers, correspond toujours une courbe croissante du débit injecté, alors qu'une même expérience conduite sur une portion de forage assez longue pour contenir plusieurs fractures, peut donner au droit de certaines d'entre elles le phénomène contraire. C'est que ce faisant, on teste ce que l'on pourrait appeler les fractures du deuxième rang, celles du premier rang étant vues au puits.

Peut-être devrait-on caractériser par les tests locaux de courte durée, la variabi-

lité des résistances d'entrée et donc comprendre qu'une fracture puisse voir sa contribution à l'écoulement global diminuer à cause de la facilité qu'à le fluide à utiliser d'autres cheminements. L'intérêt de tests locaux réside alors dans la multiplicité des réponses de sorte que la variabilité spatiale qui en découle puisse être utilisée avec profit.

3.2.2. L'idée d'impédance hydraulique d'un échangeur

- *le concept d'impédance hydraulique.*

Les critères économiques qui président à l'estimation du coût marginal d'exploitation d'un système R.C.S., supposé déjà développé et équipé, incluent en particulier l'aptitude de ce système à se laisser traverser par le fluide par ce qu'il est convenu d'appeler l'*impédance hydraulique*. Ce paramètre rapporte la différence de pression qu'il faut établir entre l'entrée et la sortie du système, pour injecter le débit mis en circulation, au débit réellement produit en sortie. Ce paramètre contribue au dimensionnement des machines de pompage qu'il faudra mettre en place. Pour qu'une installation R.C.S. soit économiquement viable, il est communément admis que l'impédance hydraulique du système de fractures doit être de l'ordre de $0,1 \text{ MPa l}^{-1} \text{ s}$ relativement à un débit d'exploitation de plusieurs dizaines de litres par seconde. Les résultats obtenus, représentés sur la figure [I.30], montrent que l'impédance du système de fractures étudié sur le site du *Mayet de Montagne* est d'un ordre de grandeur supérieur aux objectifs.

Pour un régime de circulation donné, diminuer ce facteur est évidemment un objectif majeur et il existe essentiellement deux façons d'y parvenir. Soit en agissant sur le milieu de telle sorte que la pression d'injection s'en trouve diminuée, soit en travaillant à l'amélioration du débit de production. Comme le taux de restitution hydraulique ne peut dépasser la valeur 1, nous obtenons pour un système donné, soumis à un régime hydraulique donné, un minorant de l'impédance en considérant le rapport de la pression d'injection au débit injecté.

- *Effet des travaux de développement sur d'impédance hydraulique.*

Considérant l'ensemble des expériences d'injection menées ces dernières années sur le site du *Mayet de Montagne* il apparaît qu'en dépit des travaux effectués dans le puits d'injection du doublet, (stimulations avec ou sans agent de soutènement), la pression qu'il faut appliquer en tête de puits demeure voisine de 9 MPa pour injecter un débit de $8,3 \text{ ls}^{-1}$ ($30 \text{ m}^3/\text{h}$) et de l'ordre de 11 MPa pour injecter $16,7 \text{ ls}^{-1}$ ($60 \text{ m}^3/\text{h}$) (Cf §I.2.4.2. et §I.2.5.3.). Cette constatation vaut pour l'un quelconque des deux forages, indépendamment de ce qui est effectivement produit par l'autre. La diminution constatée du paramètre impédance est donc à porter au crédit des efforts d'amélioration du taux de restitution hydraulique et n'est pas imputable à une diminution de la pression d'injection.

Relativement aux essais de circulation pour lesquels le débit injecté allait $8,3 \text{ ls}^{-1}$, ce taux est en effet passé de 36% à 62%. L'augmentation de 72% de ce facteur se traduit par un gain, pour ce régime d'exploitation du doublet, de plus de 40% sur l'impédance hydraulique qui s'établit à la valeur de $1,70 \text{ MPa l}^{-1} \text{ s}$. L'utilisation de méthodes nouvelles (par exemple technique du gazlift dans le puits de production, ...) visant à améliorer encore le taux de restitution hydraulique ne pourrait permettre d'obtenir une impédance inférieure à $1,1 \text{ MPa l}^{-1} \text{ s}$ pour un débit de

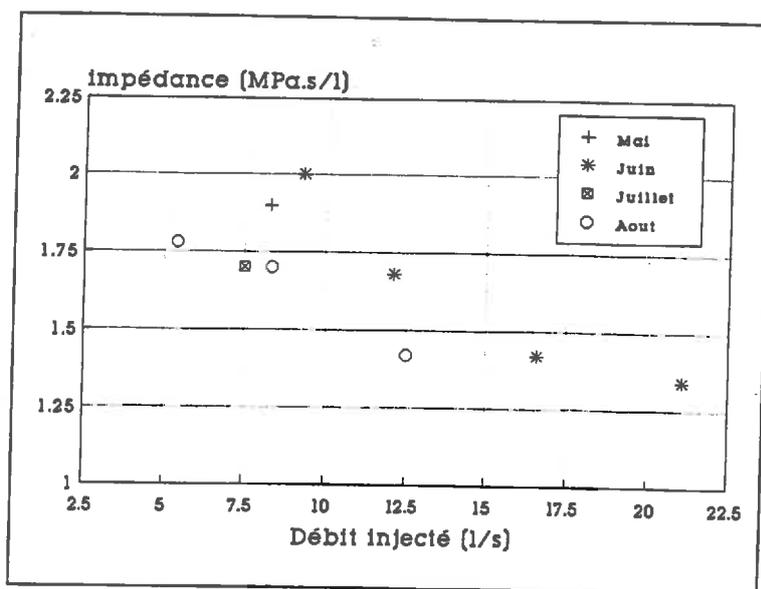


Figure I.30: Impédance hydraulique en fonction du débit injecté pour des écoulements établis dans divers états de développement du doublet.

circulation de $8,3 \text{ ls}^{-1}$. Toute amélioration supplémentaire ne pourra être obtenue que d'une diminution de la pression nécessaire à la mise en circulation du fluide. Nous rejoignons ainsi le problème posé aux chercheurs du L.A.N.L. pour lesquels la question de réduction de l'impédance ne se posait pas sous l'angle du facteur *rendement hydraulique*, puisque seul un faible pourcentage de pertes était à déplorer mais plutôt sous l'angle de la pression d'injection qui était toujours trop élevée (Murphy [1981]).

La solution consistant à appliquer une contre-pression en tête du puits de production de façon à maintenir la pression fluide dans la fracture testée supérieure à la composante normale du champ des contraintes locales s'avéra efficace sur le site de *Fenton hill*, dénotant ainsi le caractère fermé du système de fracture testé.

Une opération menée dans ce sens se solda sur le site du *Mayet de Montagne*, (Avril 1987), par une augmentation du taux de pertes en fluide sans influence aucune sur la pression d'injection. De même Parker [1987] rappelle que des tests similaires conduits sur le site de *Rosemanoves (UK)*, de 1985 à 1986 lors d'un essai de circulation entre les forages *RH12* et *RH15* ont permis d'obtenir la diminution d'impédance escomptée mais se sont accompagnés d'une augmentation significative des pertes de fluide.

• *Evolution du paramètre impédance pour divers régimes d'injections.*

Voyons maintenant comment, pour un réseau de fractures donné, évolue ce paramètre impédance lorsque le régime d'injection est changé. Remarquons tout d'abord que pression d'injection et débit produit sont des fonctions croissantes non linéaires du débit d'injection, comme le montrent les figures [I.16b] et [I.17b], ce qui signifie que la réponse à l'injection d'un supplément de débit diffère suivant que l'on se trouve à faible débit de circulation ou à haut débit de circulation. Il est aisé de constater que l'impédance hydraulique décroît lorsque le débit d'injection croît c'est à dire lorsque

le niveau de sollicitation mécanique du massif se trouve augmenté. La valeur limite minimale de l'impédance peut alors être approchée, sous réserve que cette approximation soit licite, par la pente de la droite asymptote dans le diagramme pression/débit de la figure [I.17a] et vaut dans notre cas $0,15 \text{ MPa}^{-1} \text{ s}$.

Ce comportement décroissant de l'impédance hydraulique est conforme aux observations faites sur les autres sites et nous ramène en particulier à l'analyse de Parker [1987] qui signale, à la lumière des expériences menées à plus de 2000 m de profondeur sur le site de *Rosemanoves*, qu'à partir du seuil de 10 MPa , doubler le débit d'injection ne provoque qu'un accroissement minime de pression qu'il estime à 10%, associé à une augmentation insuffisante, de 20 ou 30%, du débit produit, le reste du volume fluide injecté étant définitivement perdu dans le massif. Ces remarques montrent combien il serait illusoire de vouloir caractériser l'hydraulique d'un massif fracturé à des fins d'exploitation de type R.C.S. par des tests à trop faible débit.

Ce que l'on peut attendre
d'une approche
discrète et stochastique

2

Ce chapitre comprend trois étapes, respectivement destinées à présenter une famille de modèles spécifiques à l'étude des milieux fracturés et à en montrer successivement deux applications possibles, l'une de type *interprétative* puis une seconde, de type *prédictive*. Il se conclura par une discussion sur les points forts et les points faibles que présente ce type d'approche.

Est tout d'abord proposée dans le paragraphe application, une interprétation quantitative des expérimentations menées sur le site de *Mayet de Montagne*, en particulier des résultats obtenus entre les 14 et 31 Juillet 1987 lors de la phase de circulation de longue durée. Cette période pendant laquelle un régime hydraulique quasi-stationnaire a été établi, présente l'avantage d'être la plus documentée en expériences complémentaires. En particulier, on s'efforcera de tirer parti de l'essai de traçage chimique obtenu pour diriger au mieux le travail de modélisation afin d'en déduire une estimation de la surface d'échange thermique de l'échangeur développé. L'absence de sismicité induite qui caractérise cette période des essais permet de considérer les interactions avec les phénomènes mécaniques comme non prépondérantes pour cette étape du travail et offre la possibilité d'utiliser une approche physique simplifiée, seulement basée sur une modélisation des aspects géométriques et hydrauliques.

Seront ensuite exposées les conclusions d'une étude préliminaire visant à quantifier l'évolution du degré de performance d'un doublet en fonction du niveau de son développement. Ce travail, entièrement tourné dans un but prédictif, est une contribution à l'étude de faisabilité du nouveau projet *Roches Chaudes et Sèches*, financé par la Communauté Européenne dont les premières phases expérimentales se sont déroulées en Alsace, sur le site de *Soultz sous Forêts*. Les premières interprétations, réalisées par les services de divers organismes, (Bureau de Recherches Géologiques et Minières, Compagnie Française de Géothermie, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, Befeld Mess Systeme, Niedersächsisches Landesamt für Bodenfor-schung) ont été réunies et commentées par les coordonateurs du projet, (Kappelmeyer et Gérard [1989]).

1. Principes de la modélisation d'un milieu fracturé par une approche discrète et stochastique.

1.1 Introduction

La modélisation des réseaux naturels de fractures qui peuvent être observés le long d'affleurements, en parement de galerie ou même à l'aide de diagraphies en forage peut s'envisager sous plusieurs formes suivant l'échelle à laquelle l'observateur se place. On distingue classiquement plusieurs niveaux s'étageant de l'échelle locale qui est celle d'une fracture considérée isolément et pour laquelle la connaissance de la morphologie des épontes est prépondérante [Billaux 1990], à l'échelle régionale pour laquelle le concept de milieu continu équivalent devient valide [Bear 1972].

En retenant dans ce chapitre le concept de milieu stochastique discret, l'échelle intermédiaire pour laquelle le milieu est discontinu mais peuplé d'un nombre suffisant de fractures pour que l'on puisse à la fois les considérer une à une et raisonner sur la notion de réseaux se trouve privilégiée. De par la nature finie de leur extension, les fractures peuvent s'assembler en réseaux connectés ou non, ceci étant réglé par la densité de leur population dans le volume concerné. Les études sur ces propriétés de connectivité débouchent sur le concept de seuil de percolation, seuil au delà duquel l'idée de perméabilité en grand peut être évoquée. Dans le cadre de ce travail, le critère ¹ proposé par Charlaix et al. [1984], garantissant que le seuil de percolation est atteint, sera satisfait. Remarquons tout de suite que les propriétés hydrauliques globales, à l'échelle du volume étudié, se trouvent alors fortement conditionnées par les éléments les plus contraignants du réseau.

La possibilité est laissée au modélisateur de superposer de façon déterministe les structures que les mesures de terrain peuvent lui indiquer et dont le rôle peut paraître prépondérant quant aux phénomènes étudiés.

L'utilisation d'une telle procédure stochastique repose sur l'hypothèse de stationnarité des propriétés statistiques géométriques et hydrauliques du réseau de fractures ainsi que sur l'hypothèse d'ergodicité qui permet d'assimiler la variabilité spatiale de chacune des variables observées à la variabilité obtenue selon le principe de *Monte Carlo*, en multipliant les réalisations de ces mêmes variables.

Une telle représentation tridimensionnelle a par exemple été développée par Casas et al. [1990a,b] dans le cadre de l'étude de l'effet d'échelle en milieu fissuré. Le propos de cette étude était en particulier d'examiner comment des mesures locales d'injectabilité de type *essai Lugeon* pouvaient être utilisées afin d'obtenir une estimation de la perméabilité globale d'un massif fissuré.

Dans ce modèle, chaque fracture est assimilée à un disque dont la localisation, l'orientation et l'extension sont échantillonnées à partir de distributions de probabilités déduites d'observations structurales du massif étudié. Les écoulements sont supposés permanents et régis par le choix d'une loi de distribution du paramètre *conductivité hydraulique* issue de l'interprétation de multiples essais locaux d'injection qui rendent compte de l'hétérogénéité hydraulique du milieu. C'est dans l'opération d'ajustement

¹ Un ensemble de disques de rayon moyen \bar{r} répartis aléatoirement et de façon stationnaire à raison de N centres de disque par unité de volume est connecté si $N\bar{r}^3 \in [0, 15; 0, 3]$

de cette dernière loi aux observations de terrains que réside l'essentiel de l'originalité du travail de Cacas. Une fois le régime hydraulique simulé, il est possible de s'intéresser à des phénomènes de transport, soit purement convectif (transport de masse) soit ayant une composante diffusive (chaleur). Des modules de calculs adaptés au traitement de ces phénomènes ont été développés. Les paragraphes suivants décrivent rapidement les concepts qui sont utilisés par Cacas [1989] ainsi que la nature des données nécessaires à la mise en œuvre de l'outil mathématique, car c'est précisément de cet outil qu'il sera question dans ce chapitre.

1.2. Description du modèle

1.2.1 Présentation du modèle géométrique

Le modèle de réseau adopté est le modèle de Baecher et al. [1977] tridimensionnel où les fractures sont d'extension finie et sont représentées par des disques de telle sorte que leur ensemble constitue une structure statistiquement compatible avec celle du milieu naturel observé. La figure [II.1] illustre ce concept. Le choix d'une approche tridimensionnelle se justifie par le fait que les analyses bi-dimensionnelles sous-estiment le nombre de connexions entre les fractures.

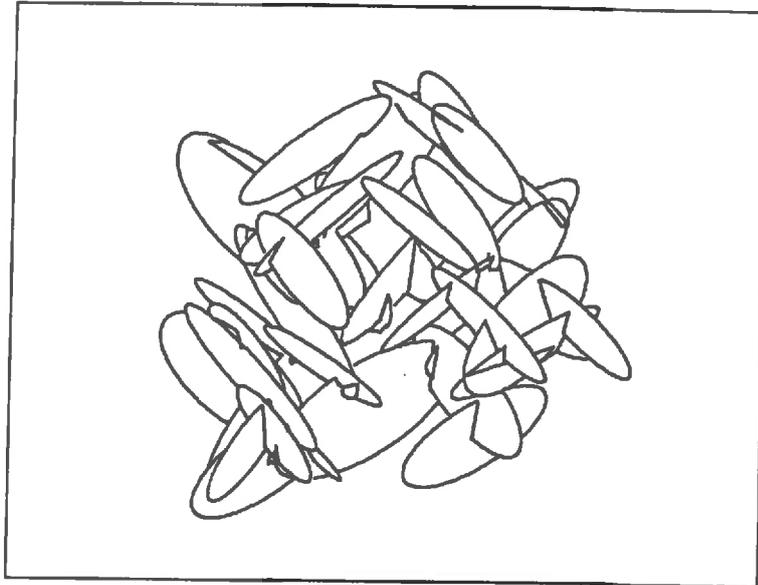


Figure II.1: Exemple de réseau comportant deux familles de fractures subverticales d'orientations perpendiculaires

Un tel réseau est tout d'abord caractérisé par ses propriétés géométriques. Les paramètres mis en jeu sont la répartition spatiale des centres des disques ainsi que les distributions de leur rayon et de leur orientation. L'analyse de réseaux de fractures naturelles montre que celles-ci se classent fréquemment en plusieurs familles d'orientation distincte. Un tel classement s'effectue par exemple à partir d'un *diagramme de Schmidt* en tenant compte de l'histoire tectonique locale du massif et donne accès à la connaissance de certains des paramètres géométriques qui décrivent chacune des familles directionnelles identifiées. La procédure de génération décrite ci-dessous devra donc être reproduite pour chaque famille et ce autant de fois que nécessaire.

Les observations sont en général récoltées sur des parois d'ouvrages miniers, c'est à dire qu'ils donnent accès à une coupe bidimensionnelle d'un milieu tridimensionnel. S'agissant ici d'études développées dans le cadre de projet de type R.C.S., ces paramètres proviennent de mesures en forage, en particulier de diagraphies soniques ou électriques et de leur technique d'imagerie associée, obtenues lors des premières phases de reconnaissance du massif. Des observations de surfaces peuvent parfois venir compléter ces informations dans le cas où des d'affleurements locaux existent. Dans la plupart des cas, on ne devra compter que sur une information distribuée sur une coupe mono-dimensionnelle du milieu. Pour ce nouveau type d'application, les modèles ne pourront donc pas être aussi bien conditionnés.

• *Nombre de disques et localisation de leur centre*

De même que chez Baecher [1977], Robinson [1984] ou Dershowitz [1985], un processus *Poissonien* permet d'obtenir le nombre de disques appartenant à la famille i dans le volume simulé $V[m^3]$ en fonction de la densité volumique $\lambda_i[m^{-3}]$ de centres de fracture de cette classe vue dans le volume de roche observé. Ces centres des disques sont alors répartis indépendamment les uns des autres dans le volume simulé suivant un processus de *Poisson*. L'expression suivante donne la probabilité d'avoir un nombre de centres N_i dans le volume V :

$$P(N_i = k) = e^{-\lambda_i V} \frac{(\lambda_i V)^k}{k!}$$

• *Orientation des fractures*

Le dépouillement des données structurales conduit à répartir les fractures observées en familles directionnelles, chacune étant caractérisée par un pôle et une certaine dispersion autour de cette direction moyenne. L'orientation d'un plan étant entièrement définie par les coordonnées de son vecteur unitaire normal, on s'attache ici à reproduire une distribution de points sur une sphère de rayon unité, qui soit centrée sur la direction moyenne et paramétrée par la donnée d'un coefficient de dispersion κ à l'aide d'une loi de *Fisher von Mises* dont la fonction densité de probabilité s'exprime par:

$$f_{\kappa}(\alpha) = \frac{\kappa}{4\pi \sinh \kappa} e^{\kappa \cos \alpha} \sin \alpha$$

α représente l'angle de rotation dans un plan perpendiculaire au pôle. Les points obtenus sont d'autant plus concentrés autour de ce pôle que la valeur du paramètre κ est élevée.

• *Dimension des fractures*

Plusieurs lois peuvent être utilisées pour représenter la variable *extension* des disques qui formeront le réseau. Les lois de distributions *exponentielle* et *Log-normale* sont souvent citées. La difficulté réside plutôt dans la détermination des paramètres de la loi choisie à partir des observations de terrain. En particulier un travail important d'analyse des divers biais affectant les mesures s'avère nécessaire lors de leur interprétation. Par exemple les fractures parallèles au plan d'observation ne le recourent pas et il faudra veiller à ce qu'elles ne soient pas sous ou sur-représentées dans le modèle.

Cette grandeur *extension* se répartit dans l'approche développée par Cacas suivant une loi de distribution *Log-normale*. Une variable aléatoire est dite distribuée suivant une loi log-normale de paramètres (μ, σ) lorsque son logarithme est distribué suivant une loi normale de moyenne μ et d'écart type σ . La fonction densité de probabilité correspondante ² est donc donnée par:

$$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma x} \exp \left[\frac{-(\ln(x) - \mu)^2}{2\sigma^2} \right]$$

La méthode pratique utilisée pour obtenir des données qui suivent une loi normale est celle de Box et Muller citée par Yakowitz [1977].

• *Densité de fracturation et extension*

La densité de fracturation dont il est ici question est le nombre de fractures par unité de volume du milieu. Or les mesures en forage ne permettent d'appréhender qu'une densité linéique d'intersections que seule la connaissance exacte des dimensions et des orientations des fractures permettrait de relier à la densité recherchée. La qualité de l'estimation de la densité de fracturation est donc très liée à la précision accordée aux estimations des extensions des fractures et l'on sait qu'une densité élevée associée à de grandes extensions vont dans le sens d'une connectivité accrue c'est-à-dire dans le sens de l'augmentation des propriétés de perméabilité en grand. Dverstorp et Andersson [1987] soulignent cependant une moindre dépendance des propriétés hydrauliques vis à vis de l'orientation des fractures.

En l'absence de mesures en plan on sera obligé de contraindre, par une procédure il est vrai empirique, les paramètres des lois densité et extension des fractures par le biais des effets induits sur la densité linéique qui seule, peut être déduite des observations en forage.

Notons que ces variables *densité* et *extension* ne sont pas considérées ici comme des variables régionalisées. Long et Billaux [1987] en deux dimensions puis Billaux [1990] en trois dimensions montrent cependant comment l'analyse de variogrammes expérimentaux permettrait de reproduire les corrélations spatiales caractéristiques de ces différentes variables (densité, extension). La procédure proposée par ces auteurs est un modèle de salves conduisant à l'apparition d'amas de fractures.

On se réservera ici la possibilité de diviser le volume étudié en tout au plus quelques sous-domaines de densités différentes, dans le cas où les observations obtenues dans les forages montreraient de très grandes hétérogénéités de densité linéique de fracturation.

• *Superposition d'éléments structuraux particuliers*

Au réseau ainsi créé par addition des contributions des différentes familles, peut être superposé un certain nombre de disques supplémentaires de façon à tenir compte des éléments structuraux identifiés sur le terrain et jugés prépondérants quant à l'établissement de l'écoulement. Par exemple une grande fracture d'orientation connue et

² Afin de simuler une distribution X , Log-normale de moyenne $E(X)$ et de variance $V(X)$ données, il faut calculer les paramètres μ et σ de la loi normale associée par les relations $\sigma^2 = \text{Ln} \left[\frac{V(X)}{E(X)^2} + 1 \right]$ et $\mu = \text{Ln}(E(X)) - \frac{1}{2}\sigma^2$. (Revue de statistique appliquée, vol XXII, 1974)

d'extension finie peut être représentée par le pavage d'une portion de plan. Andersson et al. [1987] suggèrent une méthode de génération conditionnelle plus complexe qui respecte la loi de distribution des orientations observées tout en intégrant de façon explicite les structures planes désirées.

Remarquons qu'un tel réseau formé d'éléments aléatoirement répartis possède en général, même lorsqu'il est bien connecté, un nombre important d'éléments formant des amas isolés ou des cheminements qui ne participent pas à l'écoulement. Ces éléments sont couramment supprimés lorsque est abordée la seconde phase de la modélisation qui vise à la représentation et au calcul des écoulements à travers le réseau de fractures [Long et Billaux 1987, Cacas et al. 1987, Andersson et Dverstorp 1987]. Mais cette simplification ne se justifie que dans le cadre d'écoulements établis et ne devrait pas être pour l'étude de phases transitoires où un fort effet capacitif est à prévoir.

1.2.2. Présentation du modèle hydraulique

1.2.2.1 Principes

A la différence des modèles basés sur une approche déterministe selon laquelle la conductivité hydraulique des fractures se réfère à la notion d'épaisseur [Snow 1969, Louis 1976, Witherspoon et al. 1980], ceci allant de pair avec une résolution numérique complexe d'un problème d'écoulement bidimensionnel de type *Poiseuille*, l'approche de Cacas et al. [1990a,b] utilise une représentation schématique des écoulements réels à l'aide de liens monodimensionnels inscrits dans les plans des fractures et joignant directement les centres de celles-ci. Dans de tels liens, le débit est supposé proportionnel au gradient de charge hydraulique.

Au lieu de résoudre l'équation de *Laplace* dans chaque disque, comme le font par exemple Shapiro et Andersson [1987] à l'aide de la méthode des éléments frontières ou Long et Billaux [1987] grâce à une discrétisation des fractures suivant un schéma maillé, nous sommes conduits par application du principe de conservation de la masse, à résoudre un système linéaire dont les inconnues sont les charges hydrauliques affectées aux centres des fractures qui représentent les noeuds de calcul du modèle.

Ce concept de lien se trouve par ailleurs conforté par des résultats expérimentaux obtenus à partir d'échantillons de granite fracturé de taille décimétrique à métrique (voir par exemple Bourke [1987], Neretnieks et al. [1987], Abelin et al. [1988]) qui tendent à montrer que la circulation d'un fluide dans une fracture est plutôt confinée dans quelques chenaux privilégiés eux-mêmes inscrits dans le plan de fracturation. L'écoulement ne peut donc pas être assimilé à un écoulement parallèle plan qui occuperait uniformément toute l'étendue d'un élément disque du modèle.

1.2.2.2. Schématisation des liaisons hydrauliques. Loi de l'écoulement

Chaque disque du modèle est caractérisé du point de vue hydraulique par la donnée d'un paramètre appelé *conductivité hydraulique intégrée* (Cacas [1989]) issu d'un tirage dans une loi aléatoire et qui a la dimension d'un débit lorsque les charges sont exprimées en mètres. Ce paramètre représente en fait le produit d'une perméabilité classique [ms^{-1}] par une section d'écoulement [m^2] dépendante de la géométrie microscopique qui est, de fait, inconnue. Son utilisation évite donc de faire des hypothèses sur la forme réelle de la section d'écoulement et sur les propriétés de l'écoulement à

l'échelle de la fracture³ mais nécessite un travail de calibration qui sera présenté plus loin.

Le fluide injecté circule entre fractures sécantes et le parcours emprunté est schématisé par un chenal rectiligne joignant les centres des disques connectés et passant par le milieu de leur segment d'intersection. Il n'y a pas d'écoulement préférentiel le long de ce segment d'intersection. L'algorithme de recherche des connexions utilisé par Cacas s'inspire de celui que Robinson [1984] utilise dans son approche bidimensionnelle et permet d'éviter de nombreux tests de voisinage.

L'ensemble du réseau de fracture apparaît donc du point de vue de l'hydraulique comme un ensemble d'éléments conducteurs mono-dimensionnels mis bout-à-bout dans un domaine tridimensionnel. C'est ce qu'illustre la figure [II.2].

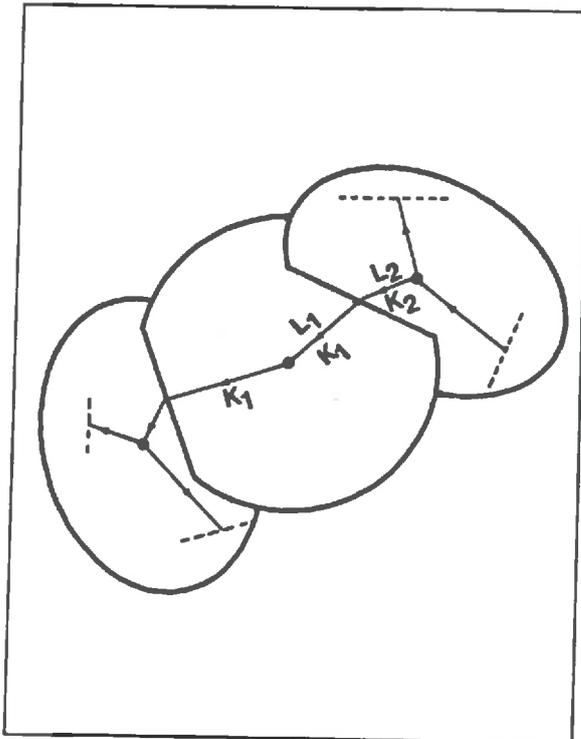


Figure II.2: Disques connectés. Modèle de liens équivalent. Ici le disque 1 recoupe le disque 2, ce qui permet de définir les longueurs L_1 , L_2 , et par suite la conductivité hydraulique intégrée de lien k_{12} , à partir des valeurs k_1 et k_2 qui leur ont été affectées. D'après Cacas [1989]

Si la longueur d'un tel chenal entre deux disques i et j connectés vaut $L_{ij} = L_i + L_j$ (voir figure II.2) et s'il existe une différence de charge hydraulique entre ses extrémités $\Delta H_{ij} = H_j - H_i$, le débit Q qui y transitera sera proportionnel à $\frac{\Delta H_{ij}}{L_{ij}}$. Le coefficient de proportionnalité est noté k_{ij} et est appelé *conductivité hydraulique intégrée de lien*.

³ L'hypothèse d'un écoulement permanent laminaire de type Poiseuille dans un conduit de section circulaire (rayon r) ou rectangulaire (épaisseur $e \times$ largeur l) associée à la condition de nullité des vitesses à la paroi, aboutit par intégration de l'équation de Navier-Stokes, aux expressions respectives k_{tube} et k_{ruban} du coefficient de conductivité hydraulique intégrée données par $k_{tube} = \frac{g\pi r^4}{8\nu}$ et $k_{ruban} = \frac{ge^3 l}{12\nu}$, ν désignant la viscosité cinématique du fluide et g l'accélération de la pesanteur.

Ce coefficient s'obtient à partir d'une moyenne pondérée des valeurs k_i et k_j affectées aux disques qui supportent ce lien par la relation

$$(II.1) \quad k_{ij} = \frac{(L_i + L_j)k_i k_j}{L_i k_j + L_j k_i}$$

Le calcul de l'écoulement global à travers l'ensemble du réseau de liens passe alors par l'assemblage de relations élémentaires telles que (II.2) qui traduisent le principe de conservation de la masse. Appliqué par exemple en un nœud i relié à n_i autres nœuds j , ce principe fournit une relation telle que

$$(II.2) \quad \sum_{j=1}^{n_i} k_{ij} \left(\frac{H_i - H_j}{L_{ij}} \right) = 0$$

Après introduction des conditions aux limites spécifiques à certains éléments du modèle (charge hydraulique imposée ou flux nul imposé), le calcul global se ramène à la résolution d'un système d'équations linéaires fournissant les charges hydrauliques affectées aux centres des éléments de surface. Il est ensuite possible d'en déduire le débit transitant en chacun des nœuds du modèle.

1.2.2.3. Choix de la loi de distribution des conductivités hydrauliques

Les coefficients *conductivité hydraulique intégrée* sont issus d'un tirage dans une loi aléatoire. C'est par l'ajustement de cette loi de répartition que l'on rend compte de la variabilité spatiale des écoulements observée au travers des multiples essais locaux d'injection. La loi retenue par Cacas est une loi *Log-normale*, identique pour toutes les familles directionnelles, que l'on caractérise par ses deux premiers moments, moyenne et écart type. Une procédure empirique permet d'obtenir ces moments à partir de l'analyse de deux histogrammes,

- l'un expérimental, provenant de mesures d'injection à charge donnée en de nombreux points du massif fracturé, (essai d'injection entre obturateurs hydrauliques de type essai Lugeon)
- l'autre résultant des calculs du débit injectable sur autant de réalisations numériques différentes de cette même portion de massif fracturé.

Toutefois, dans le cadre de l'étude de l'effet d'échelle pour laquelle cette approche a été développée, le mode opératoire concernant la réalisation des essais locaux d'injection prévoyait de ne pas dépasser certains seuils de pression de telle sorte que la rhéologie du milieu encaissant n'intervienne pas.

1.2.3. Modèles dérivés

Dans le cadre d'une géométrie fixée, la connaissance du champ de charges hydrauliques conduit à celle des flux, c'est à dire à la quantification de l'hétérogénéité de la distribution des vitesses de fluide dans les fractures du modèle, ce qui donne accès à la modélisation de phénomènes de transports. Nous présentons maintenant les principes de base d'un modèle de migration de particules, où seule l'advection est prise en compte pour expliquer les phénomènes de dispersion, et ceux d'un modèle d'échange thermique qui intègre de plus les phénomènes diffusifs dans la matrice.

1.2.3.1. Le modèle de transport de particules

La méthode de simulation dite du *Particle following*, utilisée entre autres par Rouleau [1984] et Tsang [1988], a été retenue ici pour sa facilité de mise en œuvre et son aptitude à rendre compte d'autres phénomènes comme celui de la dispersion à l'échelle de la rugosité des fractures. Cette méthode s'apparente à une marche aléatoire qui tient compte de la disparité de la distribution des vitesses du fluide. A la différence de la méthode dite de *Particle tracking* décrite par Schwartz [1983], elle ne nécessite pas de discrétisation temporelle, ce qui empêche par exemple de connaître la position au cours du temps du front d'un nuage de traceur. Les hypothèses sont les suivantes:

- Les particules se déplacent dans le milieu par advection seulement.
- Aucune interaction chimique de surface n'intervient.
- La porosité de la matrice est négligeable, ce qui supprime toute perte de nature diffusive.

Le principe de cette méthode consiste à suivre des particules discrètes lâchées dans le réseau. Le trajet de chacune de ces particules est divisé en une suite de parcours élémentaires. Chaque tronçon correspond à la traversée d'une fracture et donne lieu au calcul d'un temps de transit à partir de la vitesse du fluide suivant une procédure aléatoire dont la fonction densité de probabilité traduit le fait que la particule est soumise à une dispersion longitudinale suivant une loi de *Fick*. A chaque intersection, soit à la fin de chaque tronçon élémentaire, la particule est dirigée par tirage au sort vers l'un des chenaux 'exutoires' qui s'y présentent, la probabilité d'emprunter tel ou tel chenal étant proportionnellement liée au débit sortant qui s'y écoule. Ce principe est illustré par la figure [II.3].

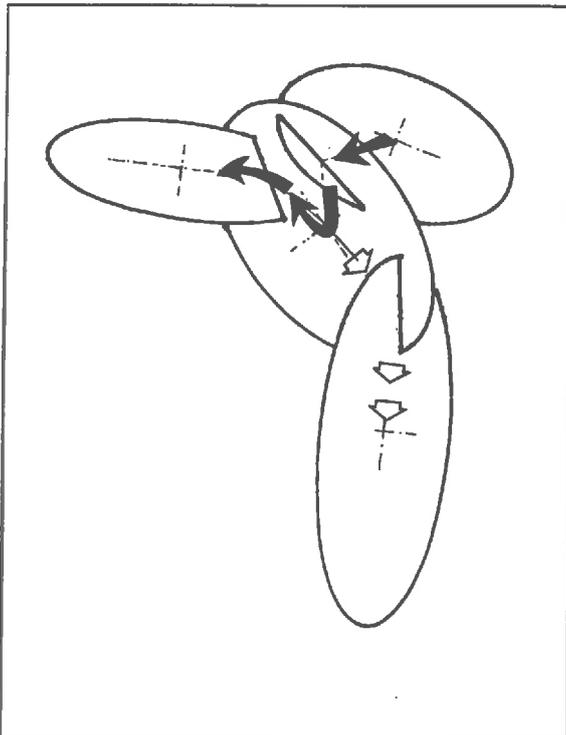


Figure II.3: Principe de la méthode dite du *particle following*. Affectation de chemin suivi par une procédure aléatoire tenant compte de la disparité des débits sortant. D'après Cacas [1989].

Deux nouveaux paramètres interviennent dans cette phase de la modélisation:

- Un coefficient de ralentissement des particules C_r , traduisant l'écart entre le modèle simple de chenaux monodimensionnels qui a été retenu et la complexité du milieu réel. Ce coefficient s'interprète comme le rapport du volume réel du chenal au volume du chenal équivalent. A ce sujet, Cacas [1989] montre comment le choix d'une forme de chenal influe, à résistance hydraulique égale, sur le temps de transit d'une particule donnée. Le schéma *tube* s'avère ainsi beaucoup plus rapide que le schéma *ruban*⁴.
- Un paramètre α rendant compte de la dispersion microscopique dans les fractures (dispersion de Taylor et effet de la nature chenalisée de l'écoulement).

L'effet du coefficient de ralentissement est de transformer par deux affinités suivant les axes du graphe, la forme des courbes de restitution alors que le coefficient de dispersion agit en lissant ces mêmes courbes sans en changer l'allure générale.

Entre deux points de l'espace, la durée du parcours d'une particule est obtenue en sommant les temps élémentaires associés à chaque tronçon emprunté en tenant compte des coefficients de ralentissement et de dispersion déjà cités. Reproduire ce calcul un grand nombre de fois entre une entrée et une sortie du réseau hydraulique conduit donc à classer les particules par temps d'arrivée. L'histogramme qui en résulte peut être comparé à la courbe de restitution d'un traceur.

Remarque :

Les tests de sensibilité effectués par Cacas montrent que les paramètres du modèle hydraulique sont déterminants quant à l'étalement des courbes de restitution et de la proportion des fractures contaminées par les traceurs. L'écart-type des conductivités hydrauliques des fractures régit l'importance de la traînée de l'épisode de restitution et agit comme un facteur de 'chenalisation' de l'écoulement.

1.2.3.2. Le modèle de transport et d'échange de chaleur

Spécificités du modèle

Le modèle développé est numérique et s'apparente aux modèles dits de *double porosité*, proposés par Barenblatt et al. [1960], Bear [1972], pour le calcul des écoulements dans les milieux poreux parcourus par des réseaux réguliers de fractures suffisamment denses pour que le système global étudié puisse apparaître comme continu, et appliqués sous ces mêmes hypothèses, par exemple par Huyakorn et al. [1983a, 1983b] au problème de diffusion d'une espèce chimique dans une matrice poreuse fracturée ou

⁴ Dans un tube de rayon r , l'écoulement permanent laminaire de Poiseuille d'un fluide de viscosité cinématique ν conduit à un coefficient de conductivité hydraulique intégrée $k_t = \frac{\pi g r^4}{8 \nu}$. Il s'en suit qu'une particule fluide soumise à une différence de charge ΔH met un temps $t_t = \frac{8 \nu L^2}{g r^2 \Delta H}$ pour franchir une longueur L . Pour un ruban de largeur ℓ et d'épaisseur e on obtient un coefficient $k_r = \frac{g e^3 \ell}{12 \nu}$ et le temps mis pour franchir une distance identique sous une différence de charge identique est $t_r = \frac{12 \nu L^2}{g e^2 \Delta H}$. A conductance égale, c'est à dire lorsque $k_t = k_r$, le rapport des temps de parcours vaut $t_t/t_r \approx 1,86 (\frac{\ell}{e})^{2/3}$

par Elsworth [1989] à la question de l'échange de chaleur. Les blocs de matrice sont alors assimilés à des sphères ou des parallélépipèdes uniformément distribués dans l'espace. Comme chez ces derniers auteurs, les équations qui régissent le transport de chaleur par advection dans les fractures et par diffusion dans la matrice sont à la base des développements numériques.

Le présent modèle diffère cependant des précédents en ce qu'il se veut applicable à une échelle d'étude inférieure à celle du *volume élémentaire représentatif*. Bénéficiant de la résolution du problème hydraulique précédemment décrite, il permet en particulier de tenir compte de l'aspect non régulier du réseau de fractures et de la disparité des vitesses d'écoulement du fluide. La forme de chacun des blocs, sera dictée par la géométrie locale du réseau. En revanche il n'y aura pas de calcul d'influence de bloc à bloc.

Principe

Chaque disque, élément de surface du modèle tel que précédemment défini, est considéré comme un échangeur thermique élémentaire caractérisé par sa surface d'échange thermique et par son propre volume de roche réservoir de chaleur.

Ce nouveau paramètre *surface d'échange* est relié à la surface géométrique de l'élément par le biais d'un coefficient de proportionnalité que Cacas [1989] a choisi constant au cours du temps et égal pour tous les éléments de surface. Seule l'interprétation d'essais *in-situ* est susceptible de fournir une estimation de ce coefficient.

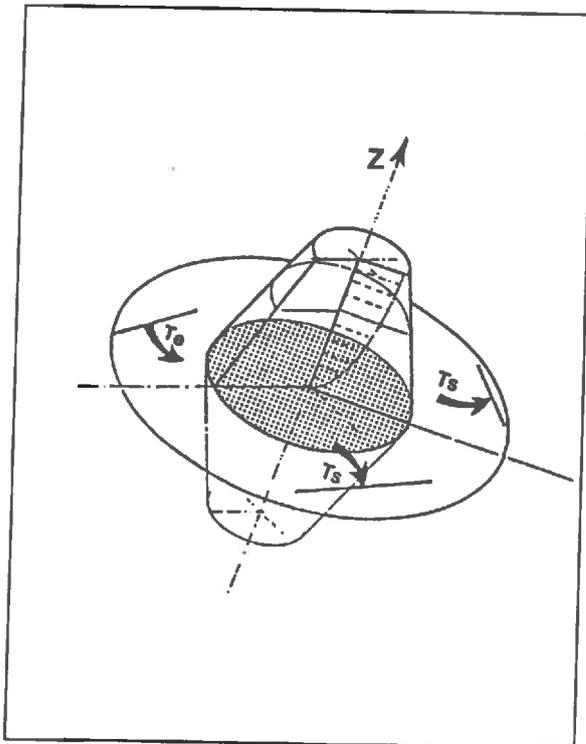


Figure II.4: Discretisation spatiale dans la direction normale au plan de l'écoulement. La portion grisée représente la surface d'échange entre le fluide et le volume de roche tronc de cône.

Pour des durées relativement courtes, de l'ordre de quelques mois et en raison de la petitesse du coefficient de diffusivité thermique des roches ($\approx 10^{-6} m^2 s^{-1}$), le

volume de roche associé peut simplement être un cylindre dont le fond constitue une limite à flux de chaleur nul et dont le diamètre est donné par la surface d'échange. Pour des durées plus longues Cacas [1989] présente un modèle de volumes élémentaires en forme de tronc de cône dimensionnés de telle sorte que la capacité thermique de l'ensemble du massif rocheux étudié soit respectée, les volumes élémentaires étant thermiquement indépendants. La figure [II.4] expose cette représentation et rassemble les notations utilisées ci-après. Le fluide percolant à travers un tel élément k du système de fractures voit donc évoluer sa température en fonction du temps et de la quantité de chaleur que le bloc de matrice environnante peut échanger. Il n'est tenu aucun compte du flux de chaleur d'origine naturelle qui pourrait contribuer à la recharge thermique du milieu. Ce point n'est pas gênant pour le type d'application R.C.S. envisagé, ne serait ce que par la grandeur des quantités de chaleur que l'on envisage d'extraire. Ce terme source serait évidemment à la base d'un calcul visant à estimer la durée nécessaire pour effacer la perturbation créée à partir de l'arrêt définitif de l'exploitation d'un site donné.

Equations

La chaleur se propage par conduction dans la matrice et par convection dans le plan des fractures. La conduction est de plus supposée monodimensionnelle et perpendiculaire au plan de la fracture, la perturbation thermique se propageant jusqu'à une certaine distance où une condition de flux de chaleur nul est imposée.

• Phénomènes conductifs dans la matrice

La température de la matrice au droit d'un élément de surface k est notée $\theta_m^k(t, z)$, où t est le temps et z représente l'éloignement au plan de la fracture. L'équation de la chaleur ainsi simplifiée s'écrit de manière classique sous la forme suivante :

$$(II.3) \quad \frac{\partial \theta_m^k}{\partial t} = \alpha_m \frac{\partial^2 \theta_m^k}{\partial z^2}$$

$\alpha_m [m^2 s^{-1}]$ désignant la diffusivité thermique de la matrice rocheuse qui peut être obtenue à partir de la conductivité thermique de la roche $\lambda_m [W m^{-1} K^{-1}]$ et de sa capacité calorifique $\gamma_m [J m^{-3} K^{-1}]$ par la relation $\alpha_m = \frac{\lambda_m}{\gamma_m}$.

La valeur de la température à la paroi de l'élément k , $\theta_m^k(t, 0)$ est notée $\theta_p^k(z)$. L'équation (II.3) est discrétisée dans l'espace suivant le technique des différences finies en utilisant des points de calcul z_i d'autant plus espacés que l'on s'éloigne du voisinage de la fracture.

• Phénomènes convectifs dans la fracture et condition à la paroi

L'emmagasinement de chaleur dans le volume de fluide occupant la fracture est négligé de sorte que les échanges convectifs se résument à de simples bilans de quantité de chaleur. Après discrétisation, la formulation semi-implicite (II.4) associée à (II.3) permet le calcul du profil de température dans la matrice à l'instant $t + \delta t$ à partir de ce même profil, des températures et débits entrant connus à l'instant t .

$$(II.4) \quad q \gamma_f [\theta_s^k(t) - \theta_s^k(t + \delta t)] \delta t = \sum_i \gamma_m [\theta_m^k(t + \delta t, z_i) - \theta_m^k(t, z_i)] S(z_i) (z_{i+1} - z_i)$$

– γ_f est la capacité calorifique volumique du fluide $[J m^{-3} K^{-1}]$

– γ_m est la capacité calorifique volumique de la matrice rocheuse [$Jm^{-3}K^{-1}$]

La valeur de $\theta_p^k(t + \delta t)$ est appelée température de sortie $\theta_s^k(t + \delta t)$ de l'échangeur élémentaire k et est affectée au pas de temps suivant comme température d'entrée des éléments l_k connectés en aval de k . La valeur de la température d'entrée $\theta_e^k(t)$ du fluide est une moyenne des températures amonts, pondérée par les débits entrant. La température du fluide injecté dans le système fracturé est imposée par le modélisateur.

Le calcul, à l'instant t , d'un champ de température correspondant à une distribution de débits résultant d'un calcul hydraulique, est déduit de la connaissance de ce champ au pas de temps précédent. La procédure est initialisée à partir de la donnée du gradient de température local, fourni par exemple par les diagraphies thermiques en forage. Dans le cas de l'étude d'un doublet de forages, il est alors possible de calculer la température de production comme la moyenne des températures du fluide obtenues sur les disques connectés au forage de production, pondérée par les débits partiels sortants. Ceci se quantifie par le nombre adimensionnel η , appelé *vieillessement thermique*, qui caractérise la façon dont la température de production décroît au cours du temps et qui est défini par l'expression suivante:

$$(II.5) \quad \eta(t) = \frac{T_{prod}(t) - T_{inj}}{T_{prod}(0) - T_{inj}}$$

où $T_{prod}(0)$ désigne la température de production initiale du doublet, en général bien approchée par la température moyenne du volume fracturé simulé. En effet la température de production résulte du mélange des différents débits partiels produits par les fractures interceptant la passe de production. La valeur initiale de cette température dépend donc de la réalisation du réseau et intervient en conséquence dans l'expression classique du vieillissement établi pour une fracture plane d'extension infinie à la place de la température initiale du massif.

2. Application à la modélisation d'essais in-situ réalisés au Mayet de Montagne. Usage interprétatif de la méthode.

La situation hydrodynamique la plus riche d'enseignement obtenue lors des essais réalisés sur le site de *Mayet de Montagne* est finalement celle de Juillet 1987. Les efforts de modélisation portent donc sur cette période des essais. A l'aide des données expérimentales déjà présentées, plusieurs simulations vont être effectuées et on tâchera de faire en sorte que l'ensemble des réponses fournies soit compatible avec le comportement hydrodynamique observé. Ainsi qu'il a été précisé dans l'introduction de ce chapitre, cette application se veut plus explicative que prédictive et permettra de juger des imperfections d'un modèle en aidant à définir les directions principales dans lesquelles un travail nouveau serait apprécié.

2.1. Aspects géométriques

• *Etendue géométrique du domaine modélisé*

Au regard de la profondeur des forages et de la distance horizontale les séparant, les simulations ont été effectuées dans des réseaux de fractures d'enveloppe cylindrique de hauteur $650m$ et de diamètre $250m$ de façon que les limites inférieures

et supérieures du volume correspondent aux cotes réelles de 1000m et 350m, ce qui représente un volume de $32 \cdot 10^6 \text{ m}^3$ de milieu fracturé. Ce volume contient presque tous les points localisant les microséismes induits enregistrés [Martel et Yin 1988]. Deux segments verticaux de longueur 240m et 380 m représentent respectivement les parties ouvertes des puits d'injection et de production. Ces dimensions sont reportées sur la figure [II.5].

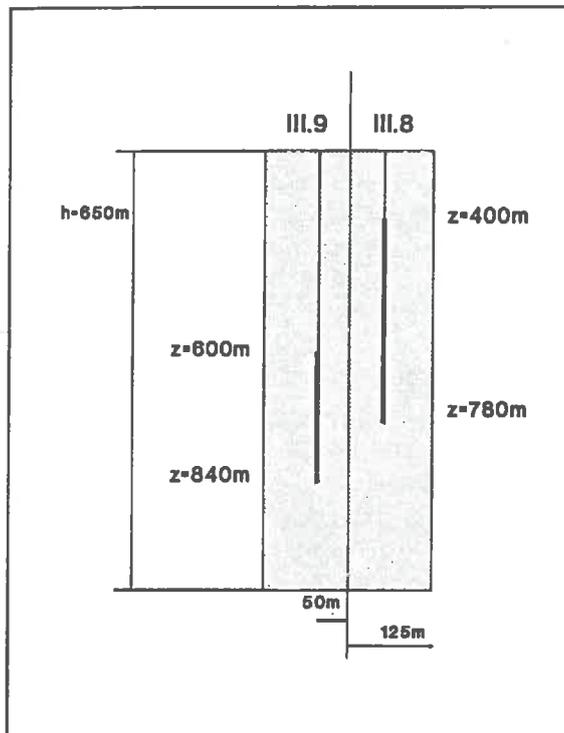


Figure II.5: Etendue géométrique du domaine modélisé. Représentation des forages par des segments verticaux

• Choix du réseau de fractures

Deux familles directionnelles distinctes ont été introduites. La première rend compte des fractures subverticales non préférentiellement orientées, la seconde de densité moindre, rassemblant des fractures de distribution d'orientation uniforme. Leur densité et leur distribution de rayon ont été ajustées pour que soit respecté sur plusieurs réalisations aléatoires successives, le nombre moyen de 0,033 intersection par mètre de forage. Rappelons que nous décrivons les fractures connectées et que seule une dizaine de fractures significativement conductives recoupe chacune des portions ouvertes des forages, représentant une longueur cumulée d'environ 600m.

La distribution des rayons des disques a été choisie identique pour les deux familles et suit une loi *Log-normale* dont les deux premiers moments, moyenne et écart type, ainsi calibrés valent respectivement $\mu = 2,6$ et $\sigma = 0,3$. En moyenne les rayons des disques mesurent 13,5m et leur densité cumulée est de $1,5 \cdot 10^{-4} \text{ frac m}^{-3}$ ce qui permet de vérifier que le critère de percolation énoncé par Charlaix et al.[1984] se trouve satisfait. Le choix de l'écart type $\sigma = 0,3$ est arbitraire. La distribution qui en résulte est telle que environ 90% des rayons se trouvent compris entre la moitié et le double de la valeur moyenne choisie, c'est-à-dire entre 7 et 27m.

Réalisation	nb d'entrée	nb de sorties
1	8	14
2	11	16
3	9	11
4	8	12
5	5	17
6	5	17
7	11	12

Les densités respectives des deux familles sont de $0,9 \cdot 10^{-4} m^{-3}$ pour la première et de $0,6 \cdot 10^{-4} m^{-3}$ pour la seconde. Un diagramme de Schmidt présenté figure [II.6] illustre l'une des réalisations qui se compose en moyenne de 4000 disques élémentaires.

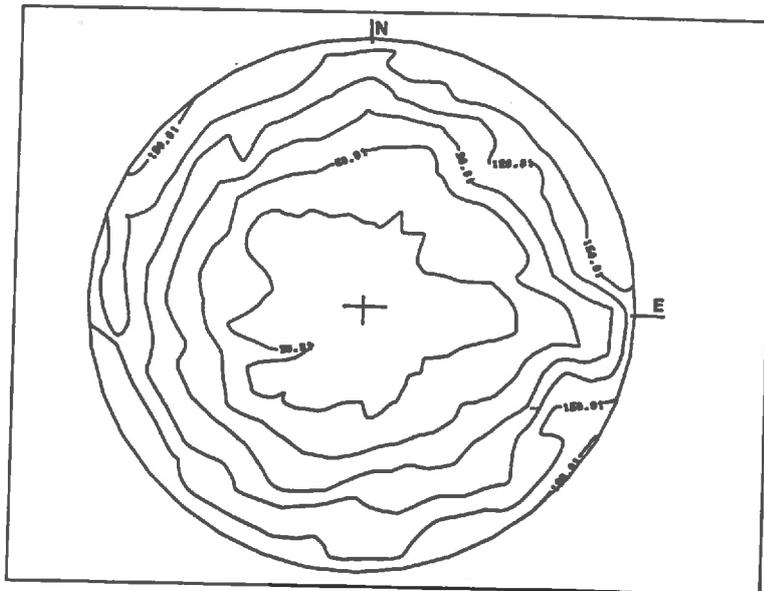


Figure II.6: Diagramme de Schmidt d'une des réalisations du réseau effectuées. Projection sur la 1/2 sphère inférieure, montrant que les fractures introduites dans le modèle sont sub-verticales, sans azimuth préférentiel.

2.2. Aspects hydrauliques

• *Choix de la distribution des conductivités hydrauliques*

En l'absence de tests exhaustifs d'injectivité des fractures, la loi de distribution des conductivités hydrauliques ne peut être établie expérimentalement. Au lieu de simplement chercher à ajuster une valeur constante de cette conductivité hydraulique, qui serait identiquement affectée à tous les éléments du réseau, à partir du point de fonctionnement de Juillet (Impédance de $1,7 MPa/l/s$ relativement à un débit produit de $5 l/s$), nous essayons de tirer parti de la connaissance des distributions des débits

injectés et produits, acquise par les débitmétrics et thermométrics effectuées au cours de cette période. Un ordre de 1 à 10 a été observé sur les divers débits partiels affectant les fractures conductrices interceptant les puits (Cf. §I.2.8 et §I.2.9), ce qui permet de proposer pour écart type de la distribution *Log-normale* des *conductivités hydrauliques intégrées* la valeur de 0,8. Dans ces conditions la variabilité spatiale des débits produits rejoint celle des observations et il reste à ajuster la valeur de la moyenne de cette loi qui sera utilisée ensuite lors de chaque réalisation du réseau.

● *Affectation des conditions aux limites imposées pour la résolution du problème hydraulique en régime permanent*

Les conditions imposées sur les limites du volume sont de deux sortes. Les limites inférieures et supérieures sont des limites à flux nul. La limite cylindrique est à charge imposée. Les valeurs sont déduites d'un calcul analytique donnant pour un doublet de forages en milieu continu équivalent la distribution spatiale de la charge hydraulique, la condition hydrostatique étant rejetée à grande distance, par exemple à 1km ⁵.

Les passes d'injection et de production sont des segments à charge imposée, respectivement à $8,5\text{MPa}$ pour le segment d'injection et 0MPa pour celui de production. Les valeurs numériques retenues sont résumées dans le tableau présenté ci-dessous.

Charge sur la passe d'injection	8,5 MPa
Charge sur la passe de production	0 MPa
Charge sur la limite cylindrique	[3,1MPa; 2,1MPa]

2.3. Résultats des simulations d'écoulements.

La figure [II.7] montre l'histogramme des débits partiels calculés dans les fractures recoupant les segments *puits* que l'on obtient en considérant l'ensemble des représentations aléatoires effectuées, à partir de la loi de conductivité hydraulique retenue.

⁵ Dans un milieu bidimensionnel occupé par un doublet de puits à charges imposées H_1 et H_2 , de rayons a et distants de D , la charge en un point quelconque du plan, respectivement éloigné de d_1 du premier puits et de d_2 du second est donnée par: $H(d_1, d_2) = A \ln(d_1) + B \ln(d_2) + C$, A, B, C étant des constantes que l'on obtient en écrivant successivement $H(a, D) = H_1$, $H(D, a) = H_2$, $H(p, p) = 0$, avec $p \gg D$. Marsily [1981]

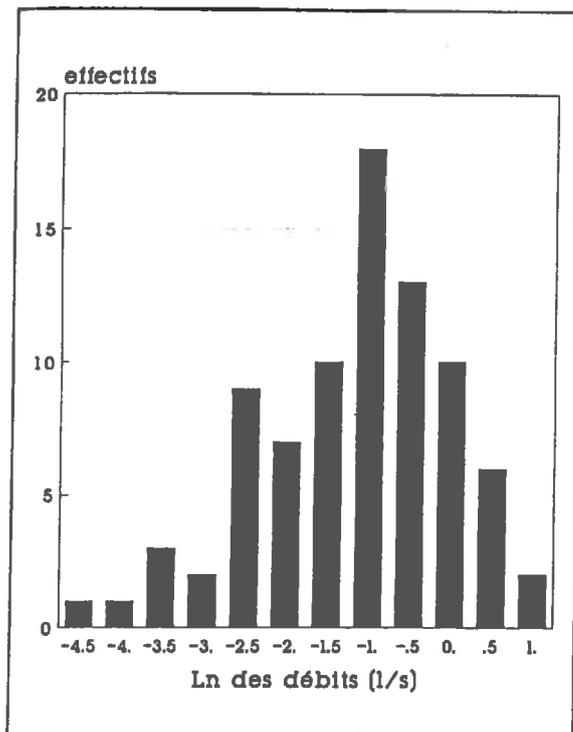


Figure II.7: Histogramme de la distribution des débits partiels produits simulés. La classe la plus représentée concerne les débits compris entre 0,28 et 0,47 l/s^{-1} .

Le tableau suivant rassemble les résultats relatifs à l'échantillon des sept réalisations numériques d'un même réseau géométrique caractérisé par les lois de distribution statistiques établies dans le précédent paragraphe. Chaque réalisation du réseau est à son tour soumise à un régime hydraulique identique, tel que cela a été défini précédemment. La valeur de la *moyenne* des lois de conductivité hydraulique est calée pour chaque réseau, de façon qu'une injection de $7,5 \text{ l/s}^{-1}$ s'effectue avec $8,5 \text{ MPa}$ de charge hydraulique.

	Q.inj [l/s]	Q.prod [l/s]	Log.Norm moy.	rend. [%]	Imp. MPa.s/l
réalisation 1	7,50	4,72	-10,30	63	1,80
réalisation 2	7,50	5,15	-9,24	69	1,64
réalisation 3	7,50	4,35	-9,46	58	1,95
réalisation 4	7,50	5,32	-9,86	71	1,59
réalisation 5	7,50	4,35	-9,38	58	1,95
réalisation 6	7,50	5,85	-10,10	78	1,45
réalisation 7	7,50	5,03	-9,90	67	1,69

L'impédance qui figure dans ce tableau est définie comme rapport du débit produit à la pression d'injection. Pour imaginer la valeur moyenne estimée du coefficient *conductivité hydraulique intégrée* ainsi obtenue, utilisons la note (9) du paragraphe §1.2.2.2. Dans le cas où les chenaux seraient par exemple assimilés à des tubes lisses

équivalents et le fluide à une eau de viscosité cinématique $\nu = 0,85 \cdot 10^{-6} m^2 s^{-1}$, la valeur $\mu = -9,75$ correspondant à une conductivité hydraulique d'environ $5 \cdot 10^{-5} m^3 s^{-1}$ et équivaldrait au choix d'un rayon de $1,89 \cdot 10^{-3} m$. De même le concept d'une section d'écoulement rectangulaire de largeur $\ell = 1 m$ conduirait à une épaisseur e de $0,38 \cdot 10^{-3} m$.

2.4. Simulation de l'essai de traçage par un transport de particules.

Cette étape consiste, moyennant les hypothèses déjà énoncées, à simuler l'essai de traçage chimique réalisé pendant le long essai de circulation. L'algorithme permet de comptabiliser les particules parties d'un endroit donné et arrivées dans endroit donné au cours d'un intervalle de temps donné. Par exemple on cumulera les particules qui transitent par les éléments du réseau connectés au segment représentant le puits de production pour obtenir le taux de particules ayant effectivement traversé le massif pendant l'intervalle de temps considéré. Pour un intervalle de temps unitaire, ce total sera appelé *indice de concentration*.

Nous nous proposons d'utiliser les courbes expérimentales de restitution obtenues lors de l'essai de multi traçage établies par Chupeau et al. [1987], en particulier celle de l'élément *Dysprosium*, pour ajuster les deux paramètres de notre modèle de transport. Le choix de cet élément est justifié par l'allure plus marquée de sa courbe de concentration au puits de production pendant les 24 premières heures de l'épisode de restitution.

Le coefficient de dispersion locale et celui de ralentissement seront identiques pour toutes les réalisations du réseau et devront satisfaire à la double condition suivante :

- faire que le maximum de chaque courbe de restitution soit compris entre 6h et 10h d'une part
- induire une décroissance de chaque courbe de restitution telle que le rapport de l'indice de concentration calculée après 24h de simulation à l'indice de concentration maximal soit voisin de 0,20 d'autre part.

Les valeurs qui ont été obtenues par tâtonnement sont les suivantes:

- Coefficient de dispersion locale $\alpha : 1,0 [m^2 s^{-1}]$

Cette valeur de 1,0 signifie par exemple que dans un écoulement de vitesse moyenne $1 m s^{-1}$, une particule a une probabilité de 0,8 de se situer entre 5,5 m et 14,5 m de son point de départ après un parcours de durée 10 s.

- Coefficient de ralentissement $C_r : 540$.

Cette valeur élevée du coefficient de ralentissement met en relief l'importance de la non adéquation entre la forme réelle des chenaux et la forme simple de tube retenue pour réaliser le modèle. Le volume des tubes élémentaires est en moyenne environ 500 fois inférieurs à leur volume réel.

Chacune des 7 réalisations du réseau a donc donné lieu au calcul d'une courbe de restitution, les coefficients précédents étant fixés aux valeurs annoncées. La figure [II.8] montre ces sept courbes tandis que la figure [II.9] les présente normées par rapport à leur maximum.

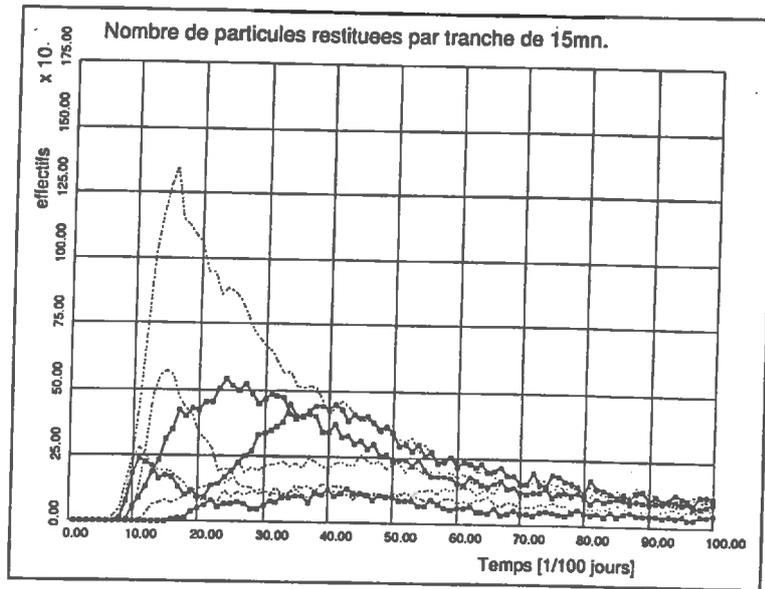


Figure II.8: Restitution calculée pour chacune des réalisations du réseau. Classement par temps d'arrivée

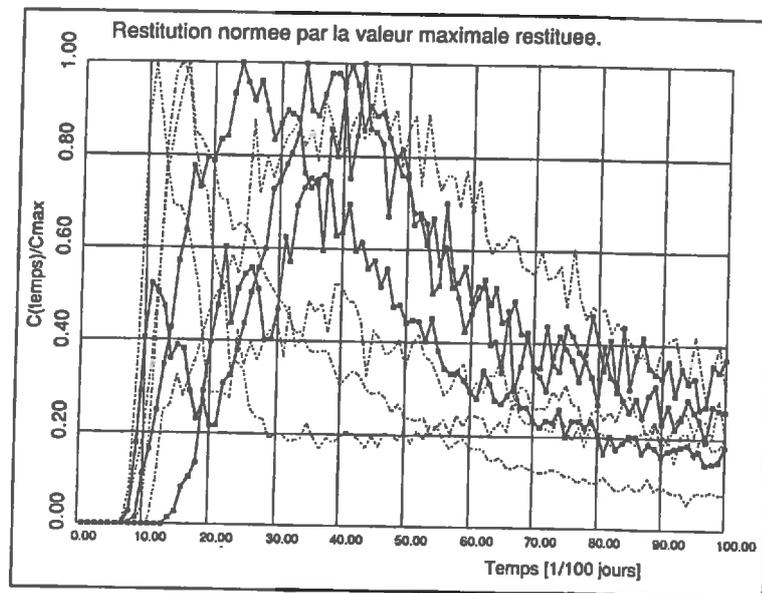


Figure II.9: Restitution calculée normée. Classement par temps d'arrivée

Certains de ces profils ont deux modes, témoignant ainsi de l'existence de plusieurs cheminements préférentiels au sein du réseau aléatoire. Comme un tel comportement n'a pas été observé au cours du traçage expérimental (Voir figure [I.18]), nous pensons accorder plus de crédit à certaines réalisations du réseau, en particulier à celles qui restituent au mieux les observations. On retiendra donc pour d'ultérieures simulations de vieillissement thermique les réalisations 2, 3, 6 plutôt que les réalisations 1, 4, 5 et 7. Cette préoccupation de vouloir contraindre la géométrie du réseau

de fractures afin de mieux en cerner l'étendue et déterminer son efficacité thermique est majeure chez la plupart des auteurs impliqués dans cette recherche. Ainsi Nicol et Robinson [1990], attachés à l'interprétation de la décroissance au cours du temps de la température de production du doublet développé sur le site de *Rosemanovs (U.K.)*, soulignent qu'en dépit de la nature très fracturée du réservoir, il leur est nécessaire de modéliser les joints les plus perméables, ce dont ils s'acquittent en choisissant de représenter le système par des fractures parallèles pouvant s'influencer thermiquement. Les caractéristiques géométriques de ces fractures planes ainsi que la répartition des débits entrant résultent de l'analyse des essais de traçage dont ils disposent.

Nous venons de présenter ici, par le biais de la simulation du transport de traceurs inertes, un moyen de sélectionner parmi un ensemble de réalisations statistiquement équiprobables d'un réseau de fractures issues d'observations en forage, celles qui globalement présentent un comportement hydraulique en adéquation avec les propriétés du massif, loin des forages.

2.5. Résultats des calculs de vieillissement du doublet

Les simulations thermiques comprennent pour chacune des sept réalisations du réseau préalablement établies, un calcul représentant une expérience de circulation de 100 jours au débit de $7,5 \text{ l s}^{-1}$, soit une durée d'injection et un volume pompé cumulé comparables à ceux de l'essai de longue circulation, ainsi qu'un calcul représentant pour certaines des réalisations, la projection d'une durée d'exploitation de trois ans.

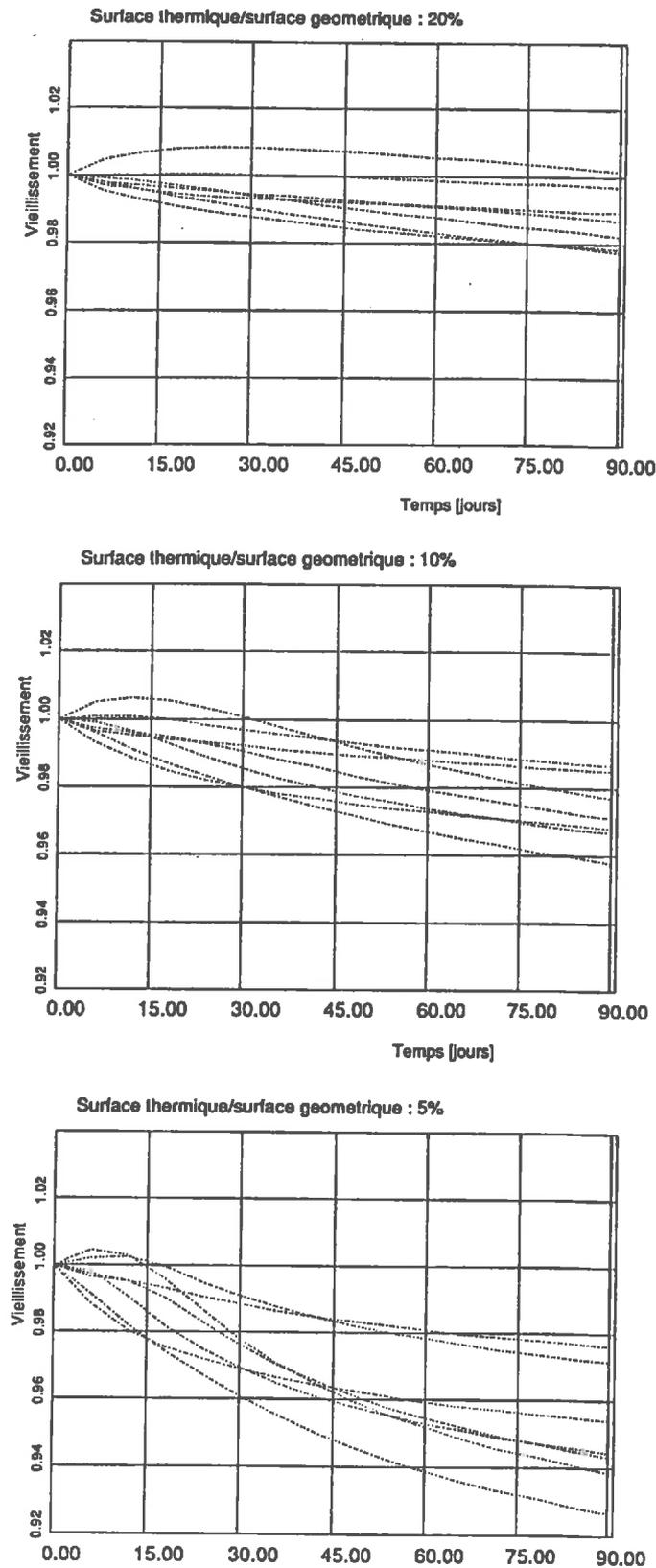
La limite à flux de chaleur nul qui caractérise le volume relatif à chaque disque du réseau a été reportée à une distance voisine du rayon moyen des fractures, c'est-à-dire $13,5 \text{ m}$. La connaissance de la courbe de température de production ne permettant d'ajuster qu'un seul paramètre, nous avons choisi d'identifier le paramètre *surface d'échange*. L'influence du coefficient rapportant localement, sur chaque disque, la surface d'échange à la surface géométrique a été testée sur les simulations de courte durée.

Trois familles de courbes relatives aux trois valeurs testées de ce taux de surface, 0,20, 0,10, 0,05 ont été établies. Le but est de trouver une valeur minimale de la surface d'échange totale en deçà de laquelle un refroidissement significatif aurait dû être observé au puits de production.

On entend ici par refroidissement significatif une baisse de température correspondant par exemple à un vieillissement de 5% après la durée de 100 jours, le taux de vieillissement η ayant déjà été défini. Il est clair que, dans le cas d'un écoulement ascendant, la température de production puisse légèrement s'élever pendant une courte période de temps et donc conduire à un coefficient de vieillissement momentanément supérieur à 1.

Pour un écart moyen observé de 11°C entre la température de production (environ 29°C relevés à la profondeur de 400m sous l'obturateur hydraulique équipant le puits *III.8*) et celle d'injection ($17,5^\circ\text{C}$ en moyenne), un vieillissement de 5% correspondrait à une baisse de la température de production de $0,5^\circ\text{C}$. Afin de comparer les différentes réalisations du massif fracturé, qui ne peuvent donner la même température absolue de production, chaque courbe est rapportée à la différence entre la température d'injection et sa valeur de température de production initiale.

Le régime hydraulique est supposé être identique tout au long de la période de simulation, ce qui ne fut expérimentalement pas le cas. Les caractéristiques hydro-



Figures II.10, II.11, II.12: Sensibilité du modèle au taux de surface effectivement utilisé pour le calcul des échanges thermiques. Trois valeurs testées, respectivement 5%, 10% et 20%, pour chacune des sept propositions aléatoires du système fracturé.

dynamiques retenues sont celles qui ont déjà servi à ajuster le modèle de transport. La température de l'eau injectée est supposée constante et égale à $17,5^{\circ}\text{C}$. Les différentes grandeurs physiques intervenant dans le calcul sont connues sur ce site et ont été présentées dans un précédent paragraphe. Rappelons les valeurs numériques de ces grandeurs :

- gradient géothermique : $0,032 \text{ K m}^{-1}$
- conductivité thermique du granite : $3,30 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$
- diffusivité thermique du granite : $1,40 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$

Les résultats des calculs de vieillissement pour les trois valeurs de surface d'échange thermique retenues sont présentés par les figures [II.10], [II.11] et [II.12]. En considérant qu'un affaiblissement de la température de production de $0,5^{\circ}\text{C}$, soit un vieillissement de 5%, aurait suffi pour révéler la percée du front froid, ce qui n'a pas été le cas, les calculs précédents nous conduisent à adopter une valeur comprise entre 0,05 et 0,10 comme borne inférieure du coefficient correcteur de surface. Cela correspondrait suivant cette interprétation, à une surface d'échange globale minimale voisine de $0,17 \text{ km}^2$.

La figure [II.13] illustre alors l'évolution du refroidissement du fluide produit que l'on obtiendrait au cours d'une plus longue période de temps avec une telle surface d'échange. Le comportement moyen des 3 réalisations du réseau, choisies d'après la simulation du traçage chimique par transport de particules, donne 10% comme valeur probable du vieillissement de ce doublet après trois de fonctionnement.

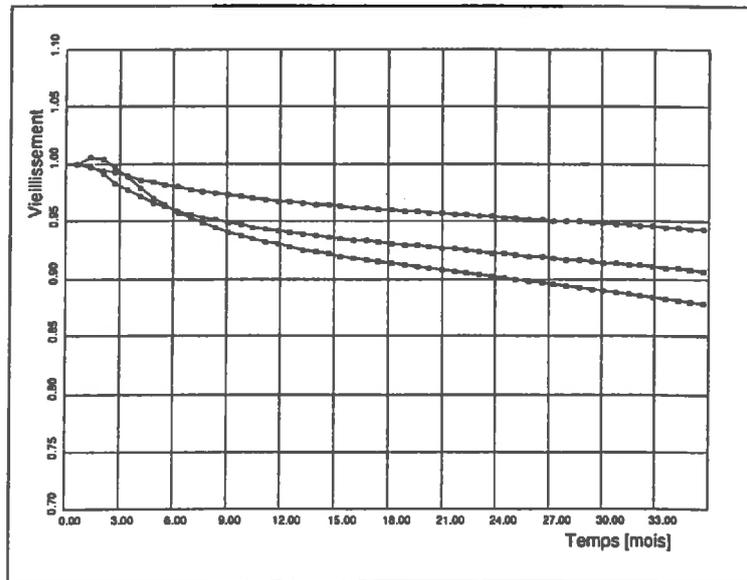


Figure II.13: Vieillissement thermique calculé au cours des trois premières années avec une surface d'échange moyenne de $0,17 \text{ km}^2$. Application aux alternatives du réseau numérotées 2, 3 et 6.

2.6. Discussion sur les différents ordres de grandeur des surfaces d'échanges thermiques

L'interprétation des traçages chimiques proposée par Goblet et Cordier [1989] permet d'estimer la surface recherchée à $0,15 \text{ km}^2$ répartie en deux, voire trois, zones distinctes d'écoulement de grandeur équivalente et accommodant respectivement $1,5 \text{ ls}^{-1}$ pour la partie supérieure de l'échangeur développé et $2,2 \text{ ls}^{-1}$ pour sa partie profonde.

Voyons comment, à l'aide d'une interprétation en doublet équivalent composé de deux fractures parallèles, la non-observation d'un front de refroidissement pourrait montrer que le réservoir développé au *Mayet de Montagne* possède certainement plus de 50000 m^2 de surface d'échange.

Il faut pour ceci consulter les abaques établis par Bernaudat [1983] au sujet du vieillissement d'un doublet constitué par une fissure unique infinie. Cet abaque en coordonnées réduites a été présenté dans le paragraphe §I.1.2.3 du précédent chapitre. En admettant que la durée de 100 jours n'induisse pas d'interférence thermique entre les deux zones d'écoulement supposées, l'estimation du vieillissement du doublet se déduit de l'étude d'une seule de ces deux zones fracturées, dans laquelle transiterait la moitié du débit total produit, soit environ $2,5 \text{ ls}^{-1}$.

Les valeurs numériques suivantes ont été retenues. La conductivité thermique du granite provient du calage d'un modèle d'échange thermique en fracture unique et a été vérifié par des mesures sur carottes [Bernaudat 1983]:

t	temps réel	$8,64 \cdot 10^6 [\text{s}]$
γ_m	capacité calorifique du granite	$2,5 \cdot 10^6 [\text{Jm}^{-3} \text{K}^{-1}]$
γ_f	capacité calorifique de l'eau	$4,18 \cdot 10^6 [\text{Jm}^{-3} \text{K}^{-1}]$
λ_m	conductivité thermique du granite	$3,30 [\text{Wm}^{-1} \text{K}^{-1}]$
D	distance fictive entre puits	150 [m]
Q	débit	$0,0025 [\text{m}^3 \text{s}^{-1}]$

Le temps réduit vaut ici $t_{ad} = t \frac{\gamma_f^2 Q^2}{\gamma_m \lambda_m D^4} = 0,23$. Portons en abscisse le temps réduit et l'abaque fournit une valeur du vieillissement η pour chaque valeur du paramètre de rapport de forme \mathcal{A} .

On obtient successivement 10% avec $\mathcal{A} = 0,4$, 5% avec $\mathcal{A} = 0,6$ et 2% pour $\mathcal{A} = 0,8$, ce qui correspond respectivement à des chutes de températures de $1,1 \text{ }^\circ\text{C}$, $0,50 \text{ }^\circ\text{C}$ et $0,20 \text{ }^\circ\text{C}$. N'ayant observé de façon flagrante aucun refroidissement supérieur à $0,5 \text{ }^\circ\text{C}$, nous déduisons que $\mathcal{A} \geq 0,6$. La surface géométrique correspondante est alors de $\mathcal{A} \times D^2$ soit 13500 m^2 . Pour l'ensemble formé par les deux zones d'écoulement, l'aire efficace au sens des échanges thermiques est donc au moins égale à 54000 m^2 .

Les évaluations déduites des traçages d'une part et du modèle stochastique d'autre part semblent compatibles. Un minorant de l'ordre de grandeur de la surface cherchée est de $0,15 \text{ km}^2$. On notera à ce sujet que les calculs introduits dans le

modèle de disques tiennent compte des surfaces balayées et refroidies par la fraction du débit injecté qui est perdue dans le massif. On n'oubliera pas non plus les mécanismes chimiques qui confèrent aux traceurs des comportements réactifs difficilement quantifiables dont il ne peut être pleinement tenu compte. L'interprétation d'une telle surface d'échange de $0,15 \text{ km}^2$ par un doublet formé de deux fractures planes parallèles soumises au même régime d'injection conduit à estimer le temps de percée du front froid à environ un an.

3. Application à la simulation d'un doublet fictif à grande profondeur. Usage prédictif de la méthode.

3.1. Mesures et calibration des paramètres

Les aspects géométriques et hydrauliques des données disponibles [Kappelmayer et Gérard 1989], qui ont été obtenues sur le site de *Soultz-sous-Forêts* à l'issue des premières phases expérimentales peuvent brièvement être décrite par les notes suivantes.

- *Géométrie de la fracturation.*

Les diagraphies soniques et électriques réalisées dans la portion ouverte du forage *GPK1* comprise entre 1357 m et 1997 m environ montrent la prédominance des fractures orientées *Nord 155* avec de forts pendages *Est* et *Ouest*. Une étude structurale plus fine permet à Genter [1989] de distinguer neuf familles directionnelles. La densité volumique de fracturation ainsi que l'extension des fractures sont difficiles à déterminer.

A l'aide de diagraphies thermiques effectuées pendant un essai de mise en production, le puits étant artésien, ou pendant un essai de retour à l'équilibre thermique, le puits étant maintenu fermé, il est cependant possible d'identifier les fractures qui acceptent du fluide. Une vingtaine de celles-ci peuvent ainsi être localisées entre les profondeurs de 1505 m et le fond du forage, la plus profonde se situant à 1812 m , ce qui représente en moyenne 2,5 fractures hydrauliquement conductrices par tronçon de 100 m de forage. Nous admettons que ce chiffre est significatif de la densité du sous-ensemble connecté de l'ensemble des fractures.

Nous n'avons retenu, pour cette première approche, qu'une direction azimutale associée à deux pendages symétriques représentant environ 70% de l'ensemble des fractures et l'on complète cette population par une famille de fractures d'orientation uniformément distribuée. L'estimation de la densité linéique d'intersection de fractures hydrauliquement actives suggère par calage les valeurs numériques suivantes :

	Orientation	densité <i>frac</i> m^{-3}
famille 1	$N155 \ 75E \pm 22,5$	$2,0 \ 10^{-6}$
famille 2	$N155 \ 75W \pm 22,5$	$2,0 \ 10^{-6}$
famille 3	<i>uniforme</i>	$1,6 \ 10^{-6}$

La loi *Log-normale* de répartition des extensions des disques représentant les fractures a pour moyenne $\mu = 3,7$ et pour écart type $\sigma = 0,5$ de telle sorte que sur un histogramme, 80% des rayons sont compris entre les valeurs 25m et 80m.

- *Tests hydrauliques.*

Très peu de tests locaux ont été réalisés. La principale indication provient d'un test d'injection de courte durée, effectué sur une passe de 30m de longueur située en fond de forage vers 2000m de profondeur montrant qu'il est possible d'injecter un débit de $3,5 \text{ ls}^{-1}$ avec environ 4,5 à 5,0 MPa de surpression dans la passe d'injection.

- *Estimation des propriétés hydrauliques du massif à 2000 mètres de profondeur*

Cette étape consiste simplement à simuler l'injection d'un débit égal à $3,5 \text{ ls}^{-1}$ dans un volume sphérique de 400 m de rayon centré sur la zone d'injection et contenant un réseau de fractures issues des distributions établies ci-dessus, afin de proposer une estimation de la conductivité hydraulique moyenne μ qu'il faudrait affecter aux disques de telle sorte que la pression d'injection nécessaire soit en moyenne sur plusieurs réalisations (20) égale à 4,5 MPa. L'information expérimentale disponible ayant été obtenue en un seul point du massif, nous n'avons pas jugé utile de nous intéresser à la variabilité de la loi de distribution de ce paramètre *conductivité hydraulique* et nous admettrons un écart type σ nul.

L'injection à lieu à partir d'un segment simulant un tronçon de forage de longueur 30 mètres et la sphère qui limite le volume de milieu fracturé représente une limite hydraulique où la pression du fluide est imposée à la valeur hydrostatique. La valeur retenue d'après cet ajustement est de $\mu = -10$ ce qui correspond à une conductivité hydraulique, telle que nous l'avons définie, de $4,40 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3 \text{ s}^{-1}$.

3.2. Etude du comportement hydraulique d'un doublet.

3.2.1. Objectif

Après avoir estimé une valeur moyenne du coefficient de *conductivité hydraulique* à l'aide d'une première modélisation du volume de milieu fracturé testé en fond de forage, il a été décidé de simuler un doublet R.C.S. situé à de plus grandes profondeurs de telle sorte que la température moyenne y soit de 175°C . Les simulations essayent de rendre compte de l'effet de divers traitements relatifs aux différentes stratégies possibles de développement que l'on pourrait appliquer au doublet dans l'objectif d'atteindre des caractéristiques hydrauliques acceptables au regard d'impératifs économiques, ou du moins révélatrices d'un succès expérimental significatif, c'est à dire une impédance hydraulique voisine de $0,2 \text{ MPa.l}^{-1}\text{s}$ relativement à un débit produit de 30 ls^{-1} et un taux de perte en fluide de 20%.

Il convient de remarquer ici que cette température de 175°C devrait être atteinte sur le site de *Soultz sous forêts* à la profondeur de 3200 m en raison d'une large anomalie thermique qui affecte le bassin rhénan. Les gradients géothermiques moyens dépassent en effet la valeur de $6,5 \text{ K/hm}$ sur les premiers 1500m de formations sédimentaires, ces fortes valeurs résultant vraisemblablement de transferts convectifs induits par des écoulements régionaux suivant une direction transversale à celle du fossé Rhénan [Person and Garven, 1989]. Cette estimation de la profondeur de travail de 3200 m est étayée par la connaissance de la température mesurée en fond de forage

$GPK1$, égale à $140^{\circ}C$ et par l'hypothèse réaliste d'un gradient de température qui serait, pour des profondeurs plus élevées, constant et égal à $30K km^{-1}$.

3.2.2. Déroulement des calculs

Les simulations qui vont être présentées se réfèrent toutes à un même volume de milieu fracturé, dont on définira les caractéristiques géométriques ci-après, occupé par des réseaux de fractures dont les propriétés géométriques et hydrauliques sont issues des mêmes lois de répartition que celles qui ont été établies au paragraphe précédent. Pour chacune des six propositions de l'état de développement du doublet qui seront formulées, un échantillon de 20 réalisations aléatoires différentes du réseau de fractures est utilisé ce qui fournit une idée de la variabilité de certains paramètres clés que sont l'impédance hydraulique, taux de perte en eau et vieillissement thermique.

3.2.3. Aspects géométriques

• Limites géométriques

Le volume de milieu rocheux fracturé dans lequel est implanté le doublet qui fait l'objet des simulations est situé entre les profondeurs $2700 m$ et $3700 m$ de façon que la température désirée soit atteinte et est limité latéralement par un cylindre d'axe vertical de diamètre $1100 m$. Le volume de roches fracturées que l'on considère est donc l'ordre de $0,95 \cdot 10^9 m^3$.

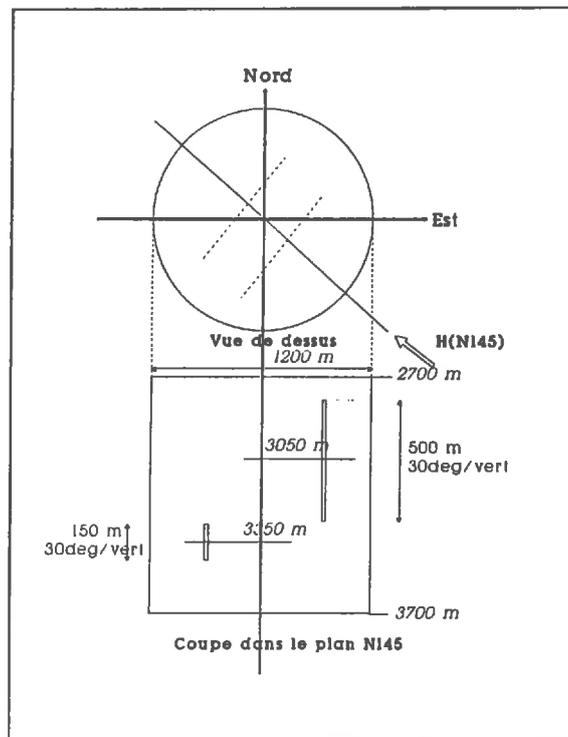


Figure II.14: Définition des limites du domaine étudié. Implantation des forages.

• Fracturation

Faisons l'hypothèse, forte, que les mêmes familles directionnelles, dans des proportions identiques, peuvent représenter la fracturation à des profondeurs supérieures à 3000 m aussi bien qu'elles le peuvent entre 1550 m et 2000 m et que de plus, les mêmes lois de distributions des extensions des fractures peuvent être utilisées. A ce jour, seule une investigation menée à partir d'un forage plus profond permettrait de juger du bien fondé de cette hypothèse.

- *Représentation des puits*

Les portions ouvertes des forages d'injection et de production sont représentées dans le modèle par des segments parallèles de longueur respective 150 m et 500 m dont les traces s'inscrivent dans un plan vertical d'azimut *Nord65°est*. Ces segments possèdent une inclinaison de 30° par rapport à la direction verticale, ce qui leur permet, a priori, de mieux recouper les fractures en majorité subverticales du réseau. La valeur optimale de cette déviation par rapport à la verticale devrait résulter d'analyses particulières de la géométrie de la fracturation ainsi que de la connaissance de l'orientation des contraintes en place. La valeur choisie ici n'a que le poids d'une hypothèse de travail. Le segment d'injection est centré à la profondeur de 3350 m tandis que celui de production se trouve centré à la cote 3050 m à la distance de 400 m du premier. Les deux points sont alignés dans la direction de la contrainte principale maximale horizontale, connue à 2000m de profondeur (*Nord145*). Les écoulements simulés seront donc ascendants ainsi que le préconise Parker [1989], au sujet des phases ultérieures projetées dans le cadre de la recherche menée en Cornouailles. Le schéma coté [II.14] précise le positionnement relatif de ces segments.

3.2.4. Propriétés hydrauliques

- *Conductivité hydraulique*

Nous supposons que l'ordre de grandeur du paramètre *conductivité hydraulique intégrée* obtenu grâce aux essais effectués au voisinage de 2000 m de profondeur peut être utilisé dans ces calculs préfigurant un doublet plus profond. Ne nous intéressant qu'à un comportement moyen, nous affectons à l'ensemble des disques du modèle le coefficient de *conductivité hydraulique intégrée* estimé en [§II.3.1.], c'est-à-dire une conductivité hydraulique de $4,40 \cdot 10^{-5} m^3 s^{-1}$. Cette valeur de référence sera localement modifiée en fonction des propositions de stimulation étudiées selon des conditions qui seront spécifiées plus loin. Les chiffres qui seront alors suggérés auront uniquement valeur d'hypothèses de travail.

- *Conditions hydrauliques imposées aux limites du modèle*

Ces conditions imposées sur les surfaces qui limitent le réseau de fracture sont identiques pour chacune des six propositions. Les surfaces planes inférieure et supérieure sont imperméables, tandis que les segments d'injection et de production sont des limites à charge hydraulique imposée, respectivement à 7,5 MPa et 0 MPa. Ces valeurs sont en fait dictées par l'objectif à atteindre. En effet, une impédance hydraulique de $0,25 MPa l^{-1} s$ relative à un débit de production de $30 l s^{-1}$ correspond à un saut de pression entre entrée et sortie du système égal à 7,5 MPa.

Quant à la limite latérale cylindrique, nous la considérons comme une surface où la charge hydraulique est fonction des distances relatives aux points d'injection et de production, selon une expression analytique donnée par Marsily [1981] (Cf note 5 de la page 74). Ces charges hydrauliques imposées varient ici entre 0,5 MPa et 1,5 MPa.

3.2.5. Simulations de différents niveaux de stimulation du réservoir fracturé

Nous suggérons ici six schémas distincts de développement d'un doublet fictif. La première des six propositions correspond à la situation de référence pour laquelle toutes les variables sont directement issues des interprétations des mesures disponibles à moyenne profondeur. Le résultat des 20 réalisations différentes de ce même doublet de référence où la pression d'injection est constante et égale à $7,5 \text{ MPa}$, se caractérise par un débit d'injection moyen de $7,0 \text{ l s}^{-1}$ associé à un taux de restitution hydraulique moyen de 50%. L'impédance hydraulique moyenne qui en résulte dépasse la valeur de $2 \text{ MPa l}^{-1} \text{ s}$.

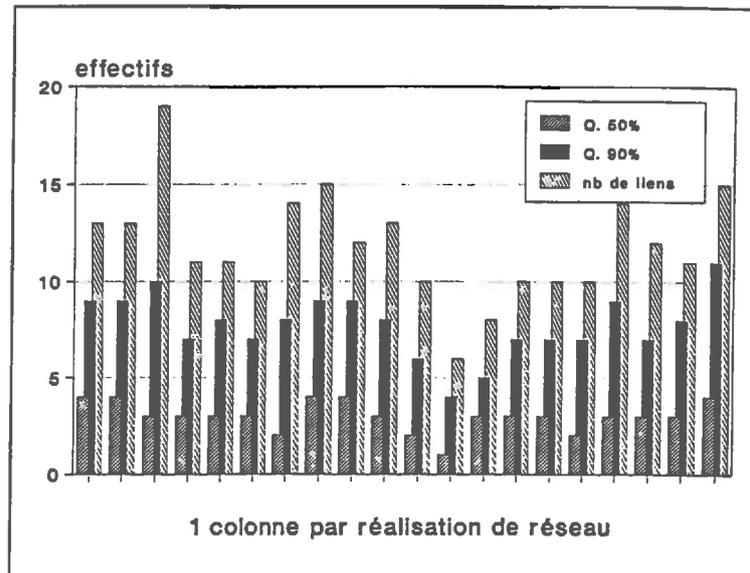


Figure II.15: Proposition 1. Pour chaque réalisation du réseau, nombre de disques recoupant le forage de production, nombre de disques expliquant respectivement 50% du débit total produit et 90% du débit total produit

La figure [II.15] précise, pour chacune des 20 alternatives relatives à la proposition 1 (état de référence), les nombres de disques connectés au segment représentant le puits de production, ainsi que le nombre de disques qui, parmi ceux-ci, suffisent à expliquer respectivement 50% et 90% du débit total produit. La constatation qui se dégage de ce graphique est que le milieu stochastique reproduit le phénomène couramment observé qui veut que parmi les fractures conductrices, seul un petit nombre de d'entre-elles ($\sim 25\%$) explique la majeure partie des flux entrant ou sortant d'un forage.

Les chiffres qui caractérisent le milieu naturel, montrent que des travaux de développements sont nécessaires si l'on veut que s'établisse, sous la même différence de charge de $7,5 \text{ MPa}$, un débit de circulation plus élevé. C'est ce que se proposent de simuler les propositions de développement référencées 2 et 3.

Dans les simulations de la proposition 2 et de la proposition 3, l'écoulement est supposé s'établir dans un milieu qui a été stimulé. Les stimulations hydrauliques sont

des opérations de terrain visant à améliorer les propriétés de conductivité hydraulique des fractures naturelles par des injections de fluides visqueux. Leur dimensionnement ainsi que leur mise en œuvre font encore l'objet de discussions et l'évaluation de leur succès reste encore dans le domaine de la spéculation.

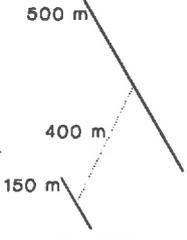
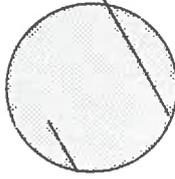
De fait, cela revient pour l'instant, à affecter à certains disques du modèle des conductivités hydrauliques supérieures à leur valeur de référence. Les volumes stimulés sont ici des sphères qui interceptent le segment représentant le puits d'injection. La différence entre les propositions 2 et 3 réside dans l'extension de ce volume sphérique. Ainsi le diamètre de cette structure passe respectivement de 350 m à 450 m de façon à rendre compte d'un travail de stimulation plus poussé en direction du second forage du doublet⁶. A l'intérieur de ce volume, la *conductivité hydraulique intégrée* de chacun des disques est modifiée en fonction de son orientation suivant le critère suivant :

o Lorsque un disque est sub-parallèle ($\pm 7,5^\circ$) à la direction de la contrainte maximale horizontale, sa conductivité hydraulique est portée à dix fois sa valeur initiale

o Pour les disques d'orientation différente, la conductivité hydraulique est portée à deux fois sa valeur initiale

Le tenseur des contraintes a été obtenu par une méthode d'interprétation d'essais de micro-fracturation hydraulique en forage qui suppose que le tenseur dépend linéairement de la profondeur et possède une composante principale verticale. En dépit de difficultés expérimentales, les tests effectués dans le forage *GPK1* conduisent à orienter la composante principale horizontale maximale suivant l'azimut *Nord 145 Est*. En l'absence d'informations complémentaires, nous avons supposé qu'il pouvait encore en être de même à plus grande profondeur.

Les résultats de ces différents calculs sont rassemblés dans le tableau suivant :

	<i>Proposition 1</i>	<i>Proposition 2</i>	<i>Proposition 3</i>
Schéma d'exploitation			
\bar{Q}_e [l/s]	7,0	23,5	29,5
$Q_{e[10,90]}$ [l/s]	[4,4-9,7]	[10,9-36,2]	[12,4-46,6]
\bar{Q}_s [l/s]	3,5	13,3	21,3
$Q_{s[10,90]}$ [l/s]	[2,1-4,8]	[2,8-23,7]	[7,8-34,8]
\bar{I}_{mp} [MPa.l ⁻¹ .s]	2,10	0,56	0,35

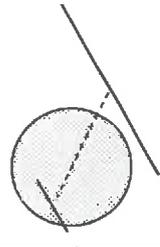
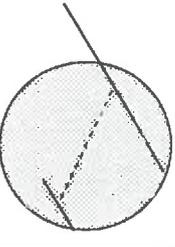
⁶ D'un point de vue pratique, cette sphère est centrée sur la droite joignant les centres des segments d'injection et de production, à la distance de 150 m du premier de ces deux points

- \bar{Q}_e [l/s] est la valeur moyenne des débits injectés calculés dans chacune des 20 réalisations du réseau de fractures.
- $Q_{e[10,90]}$ représente l'intervalle de confiance donnant la plage de variation de 80% des valeurs des débits d'injection calculés.
- \bar{Q}_s [l/s] est la valeur moyenne des 20 valeurs calculées du débit de production.
- $Q_{s[10,90]}$ représente l'intervalle de confiance donnant la plage de variation de 80% des valeurs des débits de production calculés.
- \overline{Imp} [MPa.l⁻¹.s] est l'impédance hydraulique moyenne calculée, relativement à une charge hydraulique d'injection égale à 7,5 MPa.

Il est clair que l'amélioration des propriétés hydrauliques globales augmente avec le volume de la zone stimulée mais les objectifs ne sont pas atteints dans ces exemples. Le débit produit est toujours trop faible et corrélativement l'impédance hydraulique trop élevée. On remarquera aussi que l'échantillon de 20 réalisations, quoique réduit, témoigne d'une dispersion élevée des résultats.

3.2.6. Influence d'une importante structure plane perméable.

Ce paragraphe se propose quantifier l'influence d'une structure plane de grande extension sur les performances hydrauliques du doublet. Rappelons qu'une zone fracturée subverticale apparemment très perméable et de forte puissance a déjà été localisée à la profondeur de 1812 m dans le forage *GPK1* avec l'orientation *Nord165°Est, p80°* et rien n'empêche à ce jour d'émettre l'hypothèse qu'une telle structure puisse exister à de plus grandes profondeurs. Les propositions 4, 5 et 6 se veulent donc représentatives d'un tel système fracturé.

	<i>Proposition 4</i>	<i>Proposition 5</i>	<i>Proposition 6</i>
Schéma d'exploitation			
\bar{Q}_e [l/s]	11,8	49,6	80,2
$Q_{e[10,90]}$ [l/s]	[9,0-14,6]	[32,9-66,2]	[61,6-98,7]
\bar{Q}_s [l/s]	6,4	31,9	68,8
$Q_{s[10,90]}$ [l/s]	[4,8-8,1]	[13,7-50,1]	[52,3-85,3]
\overline{Imp} [MPa.l ⁻¹ .s]	1,15	0,23	0,11

Nous les avons obtenues en superposant aux réseaux de fractures des simulations 1, 2 et 3 une portion elliptique de plan d'azimut *Nord 165Est*, de pendage *80Est* et d'extension suffisante pour joindre directement les deux forages, sans toutefois

atteindre les limites hydrauliques du système. La conductivité hydraulique de ce plan a été arbitrairement fixée au double de la valeur de référence utilisée dans la proposition 1. Les résultats des calculs d'écoulement sont présentés dans le tableau suivant, les paramètres $Q_{e[10,90]}$, \overline{Q}_e , $Q_{s[10,90]}$, \overline{Q}_s , et \overline{Imp} gardant la même signification qu'en §3.2.5.

Une nette amélioration des performances du doublet est constatée. En particulier, dans les deux derniers cas où stimulation et présence d'un plan conducteur conjuguent leurs effets, des débits mis en circulation se trouvent pratiquement deux fois plus élevés que dans le cas précédent.

3.3. Simulations du vieillissement thermique du réservoir fracturé.

Les résultats hydrauliques obtenus suivant les schémas de développement 3, 5 et 6 peuvent se prêter à des simulations supplémentaires de vieillissement thermique mais la comparaison des résultats n'aurait de sens que si les débits produits étaient identiques.

Un travail supplémentaire consiste donc à rendre les simulations hydrauliquement comparables, en ajustant les charges hydrauliques d'injection de façon que le débit de production soit dans les trois cas voisins de 30 ls^{-1} . Les nouvelles performances hydrauliques moyennes obtenues pour les propositions 3 et 6 sont rassemblées ci-après sous la dénomination de *proposition 3'* et *proposition 6'*

	<i>Proposition 3'</i>	Proposition 5	<i>Proposition 6'</i>
Pression d'injection	9,8 MPa	7,5 MPa	5,0 MPa
Débit d'injection	42,0 ls^{-1}	49,6 ls^{-1}	37,1 ls^{-1}
Débit de production	29,7 ls^{-1}	31,9 ls^{-1}	30,5 ls^{-1}
Impédance	0,33 $\text{MPa l}^{-1} \text{s}$	0,23 $\text{MPa l}^{-1} \text{s}$	0,16 $\text{MPa l}^{-1} \text{s}$

Les calculs thermiques se déroulent alors suivant la procédure décrite dans le paragraphe II.2.3.2. et utilisent les paramètres physiques précisés ci-après :

gradient de température extrapolé	0,03° C m^{-1}
température connue à 2000 m	140° C
température d'injection	75° C
conductivité thermique	2,7 $\text{W m}^{-1} \text{C}^{-1}$
diffusivité thermique	1,15 $\text{m}^2 \text{s}^{-1}$
coefficient de surface	25 %

Pour tenir compte de l'aspect chenalisé des écoulements, seule une portion de la surface géométrique des fractures est utilisée pendant le calcul des échanges thermiques avec la matrice environnante. Ce coefficient a été arbitrairement fixé à 0,25 ce qui conduit à une surface d'échange globale du système fracturé complet voisine de 4 km^2 .

Les figures [II.16], [II.17] et [II.18] présentent les courbes de refroidissement thermiques calculées pour chacune des 20 réalisations des trois propositions retenues que l'on pourrait observer selon ce modèle, au cours des 5 premières années d'exploitation. Il s'avère que la présence de cheminements préférentiels marqués, simulée ici par l'adjonction d'une structure plane, semble favoriser davantage le refroidissement global du système alors que l'impact hydraulique apparaissait plutôt sous un jour favorable. Ainsi le vieillissement thermique est de 35% dans le cas 3' et de 46% et 43% dans les deux autres.

Hypothèse de développement	3'	5 + plan	6' + plan
Pression d'injection [MPa]	9,8	7,5	5,0
Débit injecté [$l s^{-1}$]	42,0	49,6	37,1
Débit produit [$l s^{-1}$]	29,7	31,9	30,5
Imp. hydr. [$MPa l^{-1} s$]	0,33	0,23	0,16
η_{5ans} [%]	35	46	43

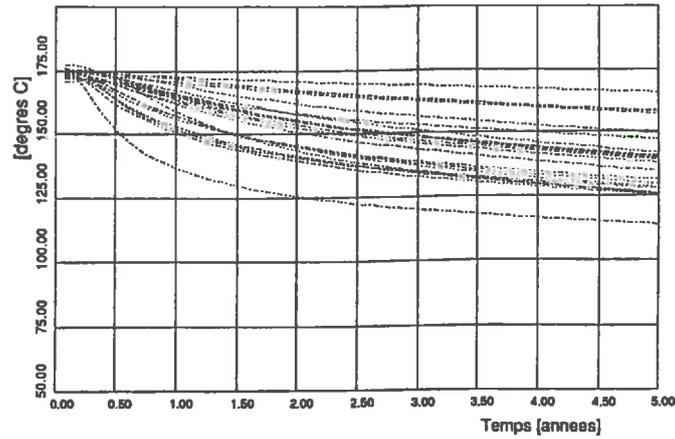
Ces simulations appellent un commentaire sur la façon dont pourraient être justifiées certaines des hypothèses émises jusqu'ici. En particulier la choix du paramètre donnant la surface d'échange utile pourrait se déduire de l'interprétation d'essais de type puits unique tels que l'entendent Hosanski et Ledoux [1982], les autres paramètres thermiques étant alors supposés connus (Cf §I.1.2.1). Les essais *in situ* correspondant devraient alors satisfaire à certaines caractéristiques (volume injecté minimal, durée de l'injection), fonctions de la géométrie du réseau de fractures, que l'utilisation préalable du modèle devrait aider à déterminer.

3.4. Une alternative au schéma classique du doublet

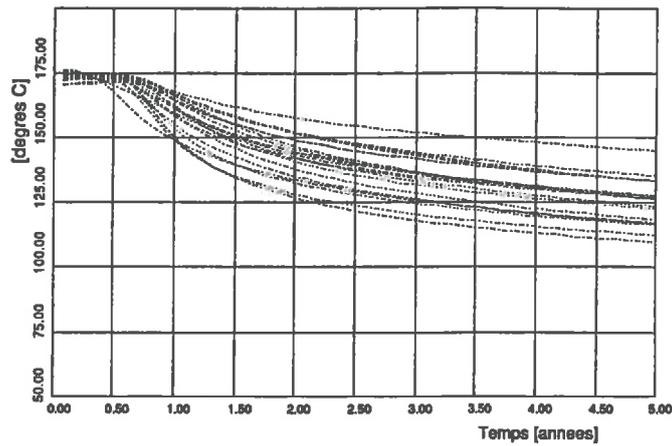
Les ordres de grandeur des performances hydrauliques qui émergent des calculs précédents peuvent paraître encourageants mais sont très dépendants du succès de ce qu'il est convenu d'appeler une opération de stimulation hydraulique massive, pourtant nécessaire à la mise en circulation de débits élevés. En particulier, le risque que le rayon d'influence d'une telle opération n'atteigne pas l'amplitude escomptée subsiste et pousse à envisager la solution, certes honoreuse mais a priori combien plus sécurisante, d'améliorer le taux de restitution en multipliant le nombre des forages de production. L'exemple présenté ci-dessous se propose de quantifier le gain apporté par un tel système de production dans le cadre de la géométrie arrêtée au paragraphe §II.3.2.3.

Deux nouvelles propositions de développement sont établies à partir des jeux de données caractérisant les propositions 1 et 2. A l'unique forage de production long de 500 m, est alors substitué un système de production formé de deux forages parallèles, distants de 200 m, ayant chacun une longueur de 400 m et symétriquement disposés par rapport au premier emplacement du puits de production. Les résultats des calculs d'écoulement, obtenus pour le même échantillon de 20 réalisations du réseau de fractures sont rassemblés ci-après.

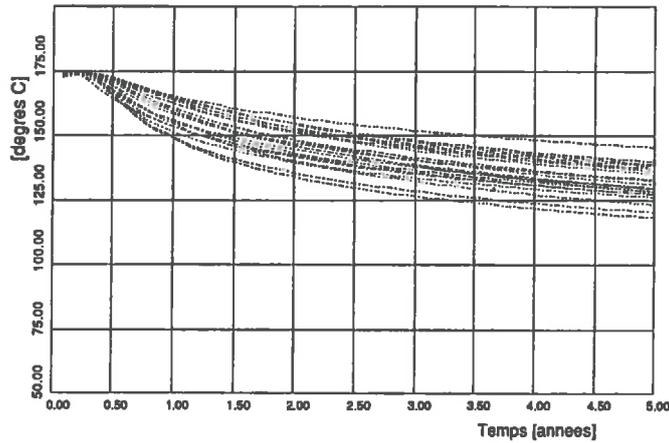
Temperature de production : hypothese 3'



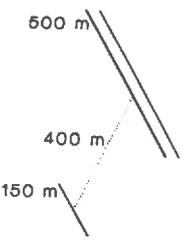
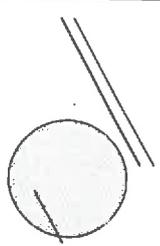
Temperature de production : hypothese 5+plan



Temperature de production : hypothese 6'



Figures II.16, II.17, II.18. Evolution des températures de production calculées au cours du temps, respectivement dans les hypothèses de développement 3', 5+plan, 6'. Chaque figure comprend 20 profils, correspondant chacun à une des alternatives du réseau et simule cinq années de circulation.

	<i>Proposition 7</i>	<i>Proposition 8</i>
Schéma d'exploitation		
\bar{Q}_e [l/s]	6,5	26,5
$Q_{e[10,90]}$ [l/s]	[4,2-8,7]	[9,2-46,7]
\bar{Q}_s [l/s]	4,4	16,0
$Q_{s[10,90]}$ [l/s]	[3,3-5,6]	[3,8-28,3]
\bar{Imp} [Mpa.l ⁻¹ .s]	1,70	0,46

L'effet surtout visible porte sur la proportion de fluide restitué, qui avoisine respectivement 70% et 60% de la quantité injectée. L'impédance hydraulique s'en trouve diminuée. Toutefois les ordres de grandeur des débits mis en jeu grâce à 7,5 MPa de pression en tête sont similaires ainsi que la dispersion des résultats autour de leur valeur moyenne.

4. Discussion

A l'issue de ce chapitre, il apparaît que le choix d'une approche stochastique présente plusieurs avantages. Outre ses aptitudes à rendre compte des diverses observations, qu'elles soient de nature hydraulique ou relatives à des phénomènes de transport ou aux questions d'échange thermique, nous retiendrons ses capacités à fournir un moyen d'appréciation des divers paramètres qui influent sur le comportement d'un doublet.

En effet, de par la possibilité de multiplier les réalisations équiprobables d'un même réseau fracturé, il est possible de tirer parti de la variabilité connue d'un paramètre donné pour en mesurer, par le calcul, l'effet sur le comportement global du système. On acquiert de même, dans un contexte donné, une mesure du risque de succès ou d'échec, c'est-à-dire une quantification des effets positifs ou négatifs, que peut induire une modification des conditions de circulation du fluide. Utilisée au cours de chaque phase de développement d'un projet, l'approche stochastique peut contribuer à l'évaluation du bien fondé du choix de telle ou telle hypothèse que le concepteur serait amené à formuler.

Les tests effectués montrent, de plus, des résultats très réalistes : en particulier nous constatons, tout comme il est souvent observé dans les forages, qu'en dépit du grand nombre de fractures élémentaires mises en jeu dans ces simulations, peu de fractures se partagent la majorité du débit total injecté ou produit. Ce phénomène résulte des propriétés de connectivité du réseau. Dire qu'un système fracturé doit être restreint à quelques grandes structures planes parce que l'on a observé dans un forage quelques points qui absorbaient de gros débits est donc un argument discutable surtout lorsque l'on envisage l'étude d'échangeurs de grande extension.

Concernant la distribution des propriétés hydrauliques locales, nous avons vu que leur ajustement se réfèrait à un régime hydraulique unique et du fait de la linéarité des équations utilisées lors du calcul de l'écoulement, toute situation homothétique conduisait à une impédance identique. Ce point n'est pas réaliste puisque à partir d'un certain régime, des mécanismes différents viennent se superposer et modifier ces lois d'écoulement. En particulier un facteur d'origine mécanique, constaté sur le terrain à travers la variation d'impédance hydraulique avec le régime de circulation, doit être pris en compte dès que les débits dépassent certains seuils. Il serait par exemple impossible d'obtenir un graphique tel que celui de la figure [I.17b] par un tel modèle linéaire. Dans cet état, le modèle ne permet donc pas étendre les résultats obtenus pour un régime de circulation donné à d'autres régimes, par exemple plus élevés. Il est tout aussi probable que l'influence de la température joue un rôle fondamental dès les premiers instants de la vie d'un doublet en raison des forts refroidissement infligés dans le voisinage du puits d'injection, fait dont il ne peut être tenu compte ici.

Certains points doivent donc être approfondis. Une validation des capacités de ce modèle à prévoir le comportement thermique à long terme reste à fournir. De même, le modèle devra prendre en compte les effets couplés de la mécanique et de l'hydraulique de façon à pouvoir, par exemple, quantifier les effets d'une modification d'un paramètre tel que le débit d'injection sur un régime hydraulique préalablement établi et caractérisé par une impédance hydraulique et un taux de perte en eau. Tel est l'objet du prochain chapitre.

Eléments pour une résolution du problème non linéaire hydro-mécanique couplé

3

Revenons en ce début de chapitre à l'échantillon de fracture qui fait l'objet des tests de laboratoire. Les références bibliographiques attestent clairement que les propriétés hydrauliques d'un tel échantillon dépendent fortement de son état de contrainte, ce dont on a pris l'habitude de rendre compte par l'utilisation d'une relation entre épaisseur et efforts normaux appliqués, tout en convenant de la non-uniformité de la répartition de cette variable épaisseur dans le plan de la fracture.

La difficulté réside alors d'une part dans la définition de cette épaisseur et d'autre part dans l'appréciation de sa mesure, en particulier lorsque l'élément de fracture concerné se trouve fortement contraint. Dans ce dernier cas, un point de vue plus récent met l'accent sur les phénomènes qui se passent non plus normalement à la fracture mais dans son plan. Une variation d'épaisseur, si minime soit elle, serait moins importante par elle-même que par les modifications de la connexion des espaces laissés vides qu'elle est susceptible d'induire.

Dans le cas d'un élément de fracture soumis à une contrainte normale fixe et en l'absence d'efforts tangentiels, l'effet de l'application d'une pression fluide croissante conduit à un état à partir duquel les zones de contact ayant disparu, les deux épontes se trouvent séparées. Tout supplément de pression fluide se traduit alors par un écartement effectif de ces deux surfaces, qui ne s'explique plus à partir de la rhéologie du joint mais à partir des propriétés mécaniques de la matrice encaissante. Voilà schématiquement l'idée sous-jacente qui servira de guide dans la suite de ce travail.

La première partie de ce chapitre présente une méthode numérique destinée au calcul, dans un massif contenant plusieurs fractures, du champ des déplacements résultant d'un champ de pression imposé dans ces mêmes fractures. Dans un second temps, nous nous proposons de définir un couplage avec un modèle d'écoulement analogue à celui qui vient d'être utilisé dans le précédent chapitre.

1. Analyse de l'aspect mécanique

1.1. Introduction

L'analyse qui est développée ici fait appel aux principes de l'élastostatique. La matrice rocheuse est supposée homogène, isotrope élastique et d'extension infinie. Elle est de plus parcourue par un assemblage complexe de portions de surfaces planes de dimension finie qui constituent autant de limites sur lesquelles des conditions sont imposées. Dans le cadre de ce travail, ces conditions sont dites de type *Neumann* et s'expriment sous forme de vecteurs contraintes.

Le principe de la méthode utilisée, dite *Méthode des Discontinuités de Déplacement* [Crouch 1976] peut se présenter simplement de la façon suivante. Soit une distribution de petits déplacements affectés au centre de chacune des facettes planes constituant une limite. Comment faut-il choisir ces déplacements pour que les conditions imposées sur ces mêmes limites soient satisfaites ? La méthode s'apparente aux méthodes d'influence pour lesquelles l'approximation des inconnues ne s'opère que sur les contours. Les avantages apparaissent lors du choix de la méthode numérique et de la discrétisation spatiale du domaine qui lui est associée puisqu'il ne sera pas nécessaire d'introduire des points de calcul à l'intérieur du volume concerné.

Le milieu physique est rapporté à un repère orthonormé $(O, (\mathbf{e}_i)_{i=1,3})$. Les notations adoptées pour écrire les équations sont classiques et utilisent la convention de sommation d'Einstein qui opère sur les indices muets. Les dérivées partielles sont notées de façon indicielle. Les vecteurs sont représentés par des lettres grasses.

Soient par exemple un champ scalaire p et un champ de vecteurs \mathbf{u} définis en tout point de cet espace tridimensionnel. La quantité notée $p_{,i}$ désigne la $i^{\text{ème}}$ composante du vecteur $\overrightarrow{\text{grad}} p$, l'expression $u_{i,i}$ représente le scalaire $\text{div}(\mathbf{u})$ et l'expression $u_{i,jj}$ est le laplacien de la $i^{\text{ème}}$ composante du vecteur \mathbf{u} , souvent noté Δu_i .

1.2. Equations de l'élastostatique

Les détails concernant ces questions de mécanique des milieux continus peuvent par exemple être trouvés dans l'ouvrage de Germain [1962] ou celui de Jaeger and Cook [1979]. Il est néanmoins utile d'en rappeler les fondements principaux.

Tout élément de volume V d'un milieu continu est d'une part soumis à un champ de forces volumiques extérieures de densité \mathbf{f} et d'autre à part des forces de pression et de cisaillement exercées par le reste du milieu à travers sa surface S . Rappelons qu'en présence d'un champ de contraintes σ , tout élément de surface dS , centré au point x , de normale $\mathbf{n} = n_i \mathbf{e}_i$ subit de la part du milieu situé du côté de \mathbf{n} une force de densité surfacique $\mathbf{t} = \sigma(x)\mathbf{n}$ dont les composantes t_i sont définies par la relation $t_i = \sigma_{ij}(x)n_j$.

L'équilibre du volume élémentaire V considéré suppose qu'aucun couple n'est appliqué et s'obtient en calculant le bilan des forces et en écrivant que ce bilan doit être nul. L'absence de couple exercé indique que le tenseur σ est symétrique.

La résultante des forces de pression a pour $i^{\text{ème}}$ composante $\int_S \sigma_{ij}(x)n_j dS$ et celle des forces de volume $\int_V f_i(x)dV$. En transformant l'intégrale de surface en

intégrale de volume on obtient le bilan suivant :

$$\int_V (\sigma_{ij,j}(x) + f_i(x)) dV = 0 \quad i = 1, 2, 3$$

Ceci étant vrai pour tout élément de volume il vient :

$$(III.1) \quad \sigma_{ij,j}(x) + f_i(x) = 0 \quad i = 1, 2, 3$$

En supposant le milieu élastique, l'hypothèse des petites déformations permet d'associer à tout champ de déplacement $\mathbf{u} = u_i \mathbf{e}_i$ un tenseur de déformation ε symétrique dont les composantes sont définies par la relation $\varepsilon_{ij} = -\frac{1}{2}(u_{i,j} + u_{j,i})$. Le signe négatif relève d'une convention propre à la mécanique des roches qui veut que les contraintes compressives soient comptées positivement. Ce tenseur de déformation est alors linéairement dépendant du tenseur des contraintes et des considérations d'isotropie permettent d'établir la relation contrainte/déformation classique qui se présente sous l'une des deux formes suivantes:

$$(III.2.a) \quad \sigma_{ij} = 2\mu\varepsilon_{ij} + \lambda\delta_{ij}\varepsilon_{kk}$$

$$(III.2.b) \quad \varepsilon_{ij} = \frac{1+\nu}{E}\sigma_{ij} - \frac{\nu}{E}\sigma_{kk}\delta_{ij}$$

où δ_{ij} est le symbole de Kronecker valant 1 lorsque $i = j$ et 0 dans tous les autres cas. Les paramètres indépendants λ , μ et E , ν s'appellent respectivement coefficients de Lamé et module d'Young et coefficient de Poisson du milieu. Il sont reliés par les égalités suivantes:

$$\lambda = \frac{\nu E}{(1-2\nu)(1+\nu)} \quad , \quad \mu = \frac{E}{2(1+\nu)}$$

A l'aide de la relation (III.2), il est possible de reformuler la relation (III.1) en fonction du champ de déplacement. L'équation (III.3) obtenue est du second ordre, linéaire, elliptique et prend le nom d'équation de Navier :

$$(III.3) \quad u_{i,jj} + \frac{1}{1-2\nu}u_{j,ij} = f_i \quad i = 1, 2, 3$$

Un problème d'élastostatique consistera donc en la donnée d'un domaine sur lequel l'équation (III.3) est vérifiée et de conditions aux limites qui peuvent se trouver à distance finie ou infinie. Les solutions ne sont uniques qu'à un déplacement rigide près. Une solution générale, utilisée par Sinha [1979], de l'équation de Navier a été proposée par Papkovitch [1932] et Neuber [1934] et s'exprime sous la forme:

$$(III.4) \quad u_i = B_i - \frac{1}{4(1-\nu)}(x_k B_k + \beta)_i \quad i = 1, 2, 3$$

où x_k désigne la coordonnée suivant la $k^{i\text{ème}}$ direction et où les fonctions de Papkovitch-Neuber B_i et β présentent la propriété d'être harmoniques en l'absence de force de volume c'est à dire qu'elles vérifient $B_{i,kk} = 0$ et $\beta_{,kk} = 0$.

A partir de la relation (III.2.a) il est possible d'exprimer les composantes du tenseur des contraintes qui existe dans un milieu où le champ de déplacements u est donné par (III.4), à l'aide de la formule suivante :

$$(III.5) \quad \sigma_{ij} = \frac{-E}{4(1+\nu)^2} (2\nu\delta_{ij}B_{k,k} + (1-2\nu)(B_{i,j} + B_{j,i}) - x_k B_{k,ij} - \beta_{,ij})$$

Cette expression est à la base des développements qui suivent. Son application aux milieux fracturés suppose que les différents états du champ de contraintes, avant et après chargement par présence d'un fluide, correspondent à des états d'équilibre. Les forces de volumes n'apparaîtront pas en tant que densité volumique de forces mais on en rendra compte par le biais du champ des contraintes primitives qu'il faudra donc mesurer.

1.3. Dislocation d'une portion de surface d'extension finie en milieu infini. Modélisation d'une fracture.

Les fractures que l'on considère ici sont d'extension finie et d'épaisseur négligeable devant leurs autres dimensions de telle sorte qu'elles peuvent être assimilées à des portions de surfaces planes. Notons Γ un tel élément de surface.

Le fait que la cohésion d'une fracture soit en général faible devant celle du milieu encaissant permet d'envisager la non continuité de certaines variables au travers ces surfaces Γ et en particulier la non continuité de la variable déplacement. Les lèvres d'une fracture donnée peuvent subir un mouvement relatif appelé dislocation, se séparer par exemple, sous l'effet d'une contrainte extérieure. Si cette contrainte extérieure est due à la pression d'un fluide qui y circule, nous supposons que le vecteur contrainte normale est continu lors du franchissement du plan de la fracture ce qui signifie que la pression du fluide est supposée égale sur chacune des deux lèvres.

Considérons un élément de surface Γ muni d'un repère local (x_1, x_2, x_3) dont l'origine et l'orientation sont choisies de telle sorte que l'équation du plan supportant Γ s'écrive $x_3 = 0$. Les composantes des variables déplacement et contrainte normale peuvent être définies de chaque côté du plan $x_3 = 0$ et leur valeur limite au voisinage du plan est notée à l'aide d'un signe $+$ ou $-$ suivant que l'on se trouve du côté $x_3 > 0$ ou du côté $x_3 < 0$. Si $[u_i(\xi_1, \xi_2, 0)]_\Gamma$ désigne l'amplitude de la i^{eme} composante du vecteur dislocation au point courant $P(\xi_1, \xi_2, 0)$ de Γ , les hypothèses de continuité du vecteur contrainte normale en un point P du plan $x_3 = 0$, énoncées plus haut conduisent pour $i = 1, 2, 3$ aux égalités suivantes :

$$(III.6) \quad \begin{aligned} \sigma_{i3}^- &= \sigma_{i3}^+ \\ u_i^- &= u_i^+ + D_i \end{aligned}$$

la variable D_i étant définie par:

$$(III.7) \quad \begin{aligned} D_i &= [u_i]_\Gamma, \quad P \in \Gamma \\ D_i &= 0, \quad P \notin \Gamma \end{aligned}$$

La convention de signe implicitement adoptée concernant les déplacements est de compter positivement la composante u_i du déplacement lorsqu'elle a lieu dans la direction des x_i positifs. Ainsi la séparation des deux lèvres d'une fracture correspond

à une discontinuité de déplacement dont la composante normale $[u_3]_\Gamma$ est négative. Une valeur positive de $[u_3]_\Gamma$ signifie que les deux surfaces s'interpenètrent. Ceci ne présente pas d'inconvénient d'ordre mathématique mais le sens physique ne saurait le concevoir. Des conditions supplémentaires devront donc être respectées. Ce point sera discuté plus loin.

• *Solution élémentaire du problème (III.7)*

Une fonction harmonique dans un volume V étant uniquement déterminée par les valeurs imposées sur le contour S de ce volume, il est possible de trouver, à l'aide de fonctions de *Green*, une solution du problème (III.7) valable sur le demi-espace $x_3 > 0$ qui se présente sous la forme:

$$D_i(M) = -\frac{1}{2\pi} \iint_{P \in \Gamma} [u_i]_\Gamma(P) \frac{\partial}{\partial x_3} \left(\frac{1}{r_{MP}} \right) d\Gamma$$

r_{MP} désignant la distance du point courant d'intégration $P(\xi_1, \xi_2, 0)$ au point de calcul $M(x_1, x_2, x_3)$ définie par $r_{MP} = \sqrt{(x_i - \xi_i)^2}$. Il est possible de permuter les opérations de dérivation et de sommation. Remarquons que cette solution vérifie naturellement la condition de tendre vers zéro lorsque le point M s'éloigne de la facette Γ .

• *Solution élémentaire du problème (III.6)*

Pour résoudre le système (III.6) formé de six équations, Sinha raisonne selon l'approche développée au paragraphe précédent et fait intervenir deux familles de quatre fonctions de Papkovitch-Neuber, respectivement notées (B_i^+, β^+) pour le demi-espace $x_3 > 0$ et (B_i^-, β^-) pour le demi-espace $x_3 < 0$. Ce système d'équations étant ouvert, il lui est possible de choisir la forme de deux de ces fonctions puis de les utiliser pour trouver les six autres. Le problème est résolu en considérant séparément les trois types de discontinuité de déplacement et nécessite l'utilisation des propriétés des fonctions harmoniques.

Ainsi, concernant une discontinuité de déplacement dans la direction x_1 définie sur Γ par la donnée du saut $[u_1]_\Gamma(P)$, la solution au problème (III.7) est donnée par:

$$\begin{aligned} D_1 &= -\frac{1}{2\pi} \frac{\partial}{\partial x_3} \left\{ \iint_{P \in \Gamma} [u_1]_\Gamma(P) \frac{1}{r_{MP}} d\Gamma \right\} \\ D_2 &= 0 \\ D_3 &= 0 \end{aligned}$$

et la solution proposée concernant le problème (III.6) est obtenue en choisissant arbitrairement $B_2^+ = B_2^- = 0$ ce qui conduit à:

$$\begin{aligned} (III.8) \quad B_1^+ &= B_1^- = B_1 = I_{1,3} \\ B_2^+ &= B_2^- = B_2 = 0 \\ B_3^+ &= B_3^- = B_3 = I_{1,1} \\ \beta &= x_3 I_{1,1} - x_1 I_{1,3} \end{aligned}$$

avec $I_1(M) = \frac{1}{4\pi} \iint_{\Gamma} [u_1]_\Gamma(P) \frac{1}{r_{MP}} d\Gamma$.

Le choix des fonctions $B_1^+ = B_1^- = 0$ permet de résoudre le cas d'une discontinuité de déplacement dans la direction x_2 d'amplitude $[u_2]_\Gamma(P)$ et conduit aux fonctions B_i, β suivantes:

$$(III.9) \quad \begin{aligned} B_1^+ &= B_1^- = B_1 = 0 \\ B_2^+ &= B_2^- = B_2 = I_{2,3} \\ B_3^+ &= B_3^- = B_3 = I_{2,2} \\ \beta &= x_3 I_{2,2} - x_2 I_{2,3} \end{aligned}$$

$$\text{avec } I_2(M) = \frac{1}{4\pi} \iint_\Gamma [u_2]_\Gamma(P) \frac{1}{r_{MP}} d\Gamma.$$

De même choisir les fonctions $B_1^+ = B_2^+ = 0$ permet de résoudre le cas d'une discontinuité de déplacement dirigée suivant x_3 d'amplitude $[u_3]_\Gamma(P)$ et conduit aux fonctions B_i, β suivantes:

$$(III.10) \quad \begin{aligned} B_1^+ &= B_1^- = B_1 = 0 \\ B_2^+ &= B_2^- = B_2 = 0 \\ B_3^+ &= B_3^- = B_3 = 2I_{3,3} \\ \beta &= 2(1 - 2\nu)I_3 \end{aligned}$$

$$\text{avec } I_3(M) = \frac{1}{4\pi} \iint_\Gamma [u_3]_\Gamma(P) \frac{1}{r_{MP}} d\Gamma.$$

Ces fonctions (B_i, β) données par (8), (9), (10) utilisées de pair avec la formule (5), permettent donc de calculer les composantes σ_{ij} du tenseur des contraintes induit en tout point d'un massif infini, élastique, homogène et isotrope par une discontinuité de déplacement quelconque ($[u_i]_\Gamma$) affectant un élément de surface Γ donné, le résultat s'exprimant dans le repère local affecté à l'élément de surface considéré.

Les formules classiques de changement de base permettent alors d'étendre ce résultat à des éléments de surface d'orientation quelconque.

Soit par exemple un élément de surface Γ muni de sa propre base orthonormée (\mathbf{v}_j), chaque vecteur \mathbf{v}_j étant défini par ses composantes dans la base de référence (\mathbf{e}_i) à l'aide de la relation $\mathbf{v}_j = \alpha_{ji} \mathbf{e}_i$. Supposons connu le tenseur des contraintes σ par ses composantes σ_{kl} dans la base locale (\mathbf{v}_j). Nous pouvons successivement écrire $\sigma = \sigma_{kl} \mathbf{v}_k \otimes \mathbf{v}_l = \sigma_{kl} \alpha_{ki} \mathbf{e}_i \otimes \alpha_{lj} \mathbf{e}_j = \sigma_{kl} \alpha_{ki} \alpha_{lj} \mathbf{e}_i \otimes \mathbf{e}_j$ ce qui fournit l'expression des composantes σ_{ij} de ce tenseur σ dans la base de référence (\mathbf{e}_i). On retiendra la relation: $\sigma_{ij} = \alpha_{ki} \alpha_{lj} \sigma_{kl}$.

1.4. Développement d'une procédure numérique tridimensionnelle pour le calcul des contraintes induites par une distribution de sauts de déplacement

La linéarité des équations de l'élasticité permet d'utiliser le principe de superposition et donc l'étude d'un milieu parcouru par plusieurs fractures planes d'orientation quelconque et soumis à un champ de contraintes primitif noté s que l'on supposera fonction de la profondeur uniquement. Ce milieu sera toujours considéré comme infini, élastique, homogène et isotrope de façon à pouvoir utiliser les résultats précédemment établis.

1.4.1. Définitions des paramètres géométriques

Le massif rocheux est muni d'un référentiel orthonormé $(O, (\mathbf{e}_i)_{i=1,2,3})$, l'origine O étant placée à la surface du sol. A chaque élément de surface Γ^k , centré en Ω_k , est associé un référentiel local $(\Omega_k, (\mathbf{v}_i^k)_{i=1,2,3})$ dont le troisième vecteur de base est par convention normal à Γ^k et l'on pose $\mathbf{v}_j = \alpha_{ji}^k \mathbf{e}_i$. Chaque élément Γ^k étant destiné à représenter une portion de fracture, nous lui faisons correspondre une épaisseur notée e^k , dont le rôle pour l'instant n'est que mécanique et que l'on pourrait définir à partir du volume des espaces vides d'une surface unitaire de fracture et imager par la hauteur moyenne des aspérités de cette surface.

1.4.2. Tenseur des contraintes induites en un point par une discontinuité de déplacement uniforme sur un élément de surface Γ^k

Dans les paragraphes précédents, le saut de déplacement était défini en tout point $P(\xi_i)$ de Γ^k par la donnée de ses composantes $[u_i(\xi_1, \xi_2, 0)]_{\Gamma^k}$. Nous supposons désormais, dans le souci d'obtenir une formulation numérique simplifiée, que ces discontinuités de déplacement peuvent être correctement approximées par des fonctions constantes sur l'élément considéré, que l'on notera :

$$[u_i(\xi_1, \xi_2, 0)]_{\Gamma^k} = \varphi_i^k$$

Retenons aussi la possibilité pour des éléments Γ^k circulaires de rayon r^k , de donner à la distribution $u_3(\xi_i)_{\Gamma^k}$ une forme imposée ne dépendant que d'un seul paramètre noté φ_3^k , par exemple un profil elliptique qui se caractérise par une valeur du saut de déplacement nulle sur le bord de l'élément de surface. Dans ce dernier

cas, on écrira $[u_3(\xi_1, \xi_2, 0)]_{\Gamma^k} = \varphi_3^k \sqrt{1 - \left(\frac{\xi_1}{r^k}\right)^2 - \left(\frac{\xi_2}{r^k}\right)^2}$. De par l'orientation des repères locaux, la troisième composante φ_3^k correspond à une ouverture ou à une fermeture de l'élément Γ^k alors que les deux autres composantes relèvent de mouvements tangentiels.

Les calculs présentés au §III.1.2.3 permettent donc d'obtenir, en un point M de coordonnées (x_1, x_2, x_3) dans le repère local associé à l'élément de surface Γ^k , le tenseur des contraintes induites par les discontinuités de déplacements constantes φ_i^k affectant Γ^k . Le résultat, exprimé dans le repère local de Γ^k , est une fonction linéaire des discontinuités de déplacement notée $\sigma^k(M)$ que l'on peut présenter sous la forme matricielle suivante :

$$(III.11) \quad \sigma^k(M) = \sigma_1^k \varphi_1^k + \sigma_2^k \varphi_2^k + \sigma_3^k \varphi_3^k$$

où $\sigma_1^k, \sigma_2^k, \sigma_3^k$ désignent trois tenseurs dont les composantes, présentées ci dessous, peuvent être assimilées à des coefficients d'influence. Toutes les composantes n'ont pas été écrites en raison de la symétrie de ces tenseurs.

$$\sigma_1^k = \begin{pmatrix} 2I_{13} - x_3 I_{111} & (1-\nu)I_{23} - x_3 I_{112} & (1-\nu)I_{33} - \nu I_{111} - x_3 I_{113} \\ \cdot & 2\nu I_{13} - x_3 I_{122} & \nu I_{12} + x_3 I_{123} \\ \cdot & \cdot & -x_3 I_{133} \end{pmatrix}$$

$$\sigma_2^k = \begin{pmatrix} 2I_{23} - x_3 I_{112} & (1-\nu)I_{13} - x_3 I_{122} & -\nu I_{12} - x_3 I_{123} \\ \cdot & 2\nu I_{23} - x_3 I_{222} & (1-\nu)I_{33} - \nu I_{22} - x_3 I_{223} \\ \cdot & \cdot & -x_3 I_{233} \end{pmatrix}$$

$$\sigma_3^k = \begin{pmatrix} 2\nu I_{,33} - (1 - 2\nu)I_{,11} - x_3 I_{,113} & -(1 - 2\nu)I_{,12} - x_3 I_{,123} & -x_3 I_{,133} \\ \cdot & 2\nu I_{,33} - (1 - 2\nu)I_{,22} - x_3 I_{,223} & -x_3 I_{,233} \\ \cdot & \cdot & I_{,33} - x_3 I_{,333} \end{pmatrix}$$

$$\text{avec } I(x_1, x_2, x_3) = \frac{-E}{8\pi(1 - \nu^2)} \iint_{(\xi_1, \xi_2) \in \Gamma^k} \frac{d\xi_1 d\xi_2}{\sqrt{((x_1 - \xi_1)^2 + (x_2 - \xi_2)^2 + (x_3)^2)}}$$

Le calcul des dérivées partielles de $I(x_1, x_2, x_3)$ est plus ou moins facile à conduire suivant la forme de l'élément d'intégration Γ^k . On montrera plus loin un calcul analytique correspondant à des éléments de surface carrés ainsi que les procédés numériques adaptés à des éléments de surface ayant la forme d'un disque.

1.4.3 Cas de n éléments de surfaces Γ^k . Calcul du vecteur contrainte normale induit sur chaque élément

Considérons les éléments k et l d'une famille de n portions de surface $(\Gamma^k)_{k=1, \dots, n}$, chaque élément étant muni de son propre référentiel orthonormé $(\Omega_k, (\mathbf{v}_i^k)_{i=1,2,3})$.

Si $(\omega_i^l)_{i=1,2,3}$ désignent les coordonnées de Ω^l dans le référentiel lié à Γ^k , nous pouvons calculer en ce point à l'aide de la formule (III.11), le tenseur des contraintes dû à trois discontinuités de déplacements $\varphi_1^k, \varphi_2^k, \varphi_3^k$ appliquées sur l'élément Γ^k suivant les directions $\mathbf{v}_1^k, \mathbf{v}_2^k, \mathbf{v}_3^k$ que l'on notera $\sigma^k(\Omega_l)$. La relation (III.11) se réécrit alors :

$$\sigma^k(\Omega_l) = \sigma_1^k(\Omega_l) \varphi_1^k + \sigma_2^k(\Omega_l) \varphi_2^k + \sigma_3^k(\Omega_l) \varphi_3^k$$

Dans le but de tirer parti du principe de superposition, exprimons ce résultat dans le référentiel lié à Γ^l .

Exprimons tout d'abord les vecteurs de base \mathbf{v}_i^k de Γ^k dans la base $(\mathbf{v}_i^l)_{i=1,2,3}$ de Γ^l . A partir des définitions $\mathbf{v}_i^k = \alpha_{im}^k \mathbf{e}_m$ et $\mathbf{v}_j^l = \alpha_{jm}^l \mathbf{e}_m$ il vient $\mathbf{u}_i^k = \alpha_{im}^k \alpha_{mj}^l \mathbf{u}_j^l$. On posera $\beta_{ij}^{kl} = \alpha_{im}^k \alpha_{mj}^l$ de façon à pouvoir exprimer directement les tenseurs $\sigma_1^k(\Omega_l)$, $\sigma_2^k(\Omega_l)$ et $\sigma_3^k(\Omega_l)$ par rapport à la base de Γ^l par la relation de changement de base établie au paragraphe §III.1.2.3.

Les nouvelles valeurs des composantes se déduisent de la transformation :

$$\varsigma_{ij} = \beta_{pi}^{kl} \beta_{qj}^{kl} \sigma_{pq}$$

en faisant successivement $\sigma_{pq} = \sigma_{1pq}^k$, $\sigma_{pq} = \sigma_{2pq}^k$, $\sigma_{pq} = \sigma_{3pq}^k$.

Il résulte du principe de superposition que le champ de contrainte induit en Ω^l par l'ensemble des $3 \times n$ discontinuités de déplacement affectant les n éléments de surface s'obtient en sommant les contributions élémentaires données par (III.11) ce qui mène à :

$$(III.12) \quad \Sigma^l = \sum_{k=1}^{k=n} (\varsigma_1^k \varphi_1^k + \varsigma_2^k \varphi_2^k + \varsigma_3^k \varphi_3^k)$$

Le vecteur contrainte normale $\boldsymbol{\tau}^l$ induit par l'ensemble des $3 \times n$ discontinuités de déplacement s'obtient à partir de Σ^l et du vecteur $(0, 0, 1)$ normal à Γ^l . Il a donc

pour composantes dans le repère associé à Γ^l les quantités $(\tau_i^l)_{i=1,2,3}$ définies par :

$$(III.13) \quad \tau_i^l = \sum_{k=1}^{k=n} (\zeta_{1\ i3}^k \varphi_1^k + \zeta_{2\ i3}^k \varphi_2^k + \zeta_{3\ i3}^k \varphi_3^k)$$

Un tel résultat peut être obtenu sur chacune des portions de surface Γ^l .

1.4.4. Conditions imposées sur les éléments de surface. Rhéologie d'un joint.

Les conditions imposées sur les limites du domaine sont de type *Neumann*, c'est à dire sous forme de vecteur contrainte, et peuvent être précisées de deux façons distinctes. On peut soit connaître le vecteur contrainte normale appliqué et c'est le cas pour les fractures ouvertes soumises à la pression d'un fluide, soit connaître la propre rhéologie des fractures, c'est-à-dire une relation liant le vecteur contrainte normale aux discontinuités de déplacement qui sont appliquées aux éléments de surface. Cette seconde possibilité correspond aux fractures remplies d'une matière possédant des caractéristiques mécaniques différentes de celles de la matrice encaissante, matière pouvant ici tout simplement désigner la rugosité de la fracture.

Ce comportement propre est supposé être élastique. Nous le caractériserons par un module d'Young E^l fonction de l'état de contrainte local et par un coefficient de Poisson ν^l . Les études menées en laboratoire sur des échantillons de granite présentant une fracture artificielle ou naturelle fournissent différentes relations suivant les paramètres que leurs auteurs ont considérés mais montrent toutes que ce module E^l est fortement dépendant de la valeur du niveau de contrainte normale appliqué à l'échantillon. Ce point est très documenté. Citons en particulier Bandis [1983] qui propose un modèle hyperbolique.

Bien qu'ayant un comportement élastique, une portion de fracture ne peut résister aux efforts tangentiels dépassant certains seuils que l'on peut imposer a priori. Le critère adopté ici est le critère linéaire de Mohr-Coulomb. En chaque élément Γ^l la résultante des contraintes tangentielles $\tau_{ci,s}^l$ égale à $\sqrt{(\tau_1^l + s_{13}^l)^2 + (\tau_2^l + s_{23}^l)^2}$ ne peut dépasser la valeur limite τ_{lim}^l donnée par

$$(III.14) \quad \tau_{lim}^l = (s_{33}^l + \tau_3^l - P^l) \tan \phi + S$$

qui se présente sous la forme (III.14b) lorsque seule la fraction aréale donnée par le coefficient a^l transmet les efforts [Jaeger and Cook, 1979]

$$(III.14b) \quad \tau_{lim}^l = (s_{33}^l + \tau_3^l - a^l P^l) \tan \phi + (1 - a^l) S$$

Dans ces expressions, ϕ et S représentent respectivement l'angle de friction interne et la cohésion de la fracture. Les quantités s_{i3}^l et τ_i^l désignent les composantes des vecteurs contrainte normale primitif et induit exprimés dans le repère lié à Γ^l . P^l et a^l sont la pression du fluide, supposée uniforme dans l'élément Γ^l et le degré de séparation de cet élément, cette dernière quantité rendant compte du fait que seul un certain pourcentage de la surface d'une fracture est susceptible d'être soumis à l'action du fluide. Ce coefficient a^l est lié au module E^l [Gentier 1986] et varie avec le niveau de contrainte normale. Il vaut 1 dès que la fracture est ouverte, c'est-à-dire

lorsque la pression du fluide atteint un niveau qui rend l'expression $(s_{33}^l + \tau_3^l - a^l P^l)$ négative et décroît rapidement lorsque le joint est soumis à une compression vers une valeur limite significativement non nulle, couramment voisine de 0,40 pour les fractures naturelles des granites.

- Si un élément Γ^l est déclaré *ouvert*, on écrira:

$$(III.15) \quad \begin{cases} s_{13}^l + \tau_1^l = 0 \\ s_{23}^l + \tau_2^l = 0 \\ s_{33}^l + \tau_3^l = P^l \end{cases}$$

- Si un élément Γ^l est déclaré *cisailé*, il convient de modifier les valeurs de φ_1^l et φ_2^l pour minimiser la différence $(\tau_{cis}^l - \tau_{lim}^l)$. La contrainte tangentielle est imposée par la valeur du coefficient de friction $\tan\phi$ et le supplément est converti en déplacements tangentiels des épontes. La quantité $s_{33}^l + \tau_3^l - a^l P^l$ étant dans ce cas positive, un terme supplémentaire est ajouté dans l'équation qui rend compte des phénomènes normaux. Il s'agit de la rigidité de la fracture qui lui permet de résister à l'écrasement. Cette équation devient:

$$s_{33}^l + \tau_3^l = a^l P^l + E' \frac{\varphi_3^l}{e^l}$$

Ce modèle reste évidemment très éloigné des lois de comportement non linéaires entre contrainte tangentielle et déformation tangentielle proposées, par exemple, par Barton et al. [1985]. De telles lois ne peuvent être mise en œuvre de façon simple dans un modèle d'influence.

- Si un élément Γ^l est déclaré *comprimé*, on lui attribuera des propriétés d'élasticité, données par un module d'Young E' et un module de cisaillement propre $\frac{E'}{2(1+\nu')}$:

$$(III.16) \quad \begin{cases} s_{13}^l + \tau_1^l = \frac{E'}{2(1+\nu')} \frac{\varphi_1^l}{e^l} \\ s_{23}^l + \tau_2^l = \frac{E'}{2(1+\nu')} \frac{\varphi_2^l}{e^l} \\ s_{33}^l + \tau_3^l = a^l P^l + E' \frac{\varphi_3^l}{e^l} \end{cases}$$

Remarque La raideur apparente E' , introduite dans les deux derniers cas de figure, n'a pour fonction que d'assurer la vraisemblance physique des déplacements obtenus. Les valeurs calculées de φ_3 dans ces situations ne serviront pas pour établir les propriétés hydrauliques de ces éléments comprimés. Seul le degré de séparation correspondant est utilisé dans le modèle d'écoulement. La relation liant la variation de E' et les efforts normaux appliqués sera définie de manière simple. Elle croîtra comme une fonction puissance, à partir d'une valeur d'ordonnée à l'origine non nulle $E'_{\sigma=0+}$, vers un autre point choisi à l'avance par exemple une valeur du module E pour la contrainte normale la plus élevée que l'on rencontrera dans le modèle.

1.4.5. Assemblage du problème complet

- *Assemblage*

L'équation (12) associée à l'une des conditions aux limites présentées dans le paragraphe précédent permet donc d'écrire pour chaque élément de surface Γ^l trois équations linéaires en fonction de $3 \times n$ quantités φ_i^l . Reproduire ce travail pour chaque élément de $(\Gamma^l)_{l=1, \dots, n}$ conduit à un système de $3 \times n$ équations linéaires,

dont la résolution fournit les valeurs des $3 \times n$ discontinuités de déplacement qu'il faudrait appliquer sur chaque portion de surface pour que les conditions imposées soient réalisées.

• *Résolution*

Un schéma itératif est le plus adapté à la résolution d'un tel système puisque le type de condition appliqué sur tout élément peut changer au cours des étapes du calcul. Pour une distribution donnée de conditions aux limites, les déplacements φ_i^k sont obtenus par une résolution du système linéaire de type *Gauss Seidel*, l'ordre de traitement des équations étant lié à la norme des résidus obtenus à l'itération précédente. La procédure retenue s'inspire de celle qui a été étudiée par Sinha [1979], c'est à dire que les équations sont traitées trois par trois. A la fin d'un tel calcul itératif, il faut vérifier que les déplacements obtenus sur chaque élément sont compatibles avec la condition qui y était appliquée. Des changements peuvent apparaître nécessaires : par exemple la variable φ_3^k ne peut être positive, des déplacements tangentiels doivent avoir un sens compatible avec les forces qui les ont provoqués. La discussion est similaire à celle que proposent Zlotnicki et Cornet [1986] dans le calcul de champs de déplacements induits le long d'une faille lors d'un tremblement de terre. Le schéma est le suivant:

o étape 1: les éléments sont supposés libres de toute contrainte. Ils sont donc considérés comme *ouverts*. Le calcul donne une distribution de déplacements.

o étape 2: pour chaque élément l où la composante calculée τ_3^l est négative (i.e. $\varphi_3^k > 0$), le type de condition est changé et l'élément est déclaré *cisailé*. La résolution est reconduite avec cette nouvelle distribution de type de conditions aux limites et de nouveaux déplacements sont obtenus.

o étape 3: une vérification semblable à celle de l'étape 2 est effectuée. Un élément l déclaré cisailé à l'issue de l'étape 2 est donc tel que la contrainte tangentielle τ_{cis}^l est proportionnelle à la contrainte normale donnée par τ_{lim}^l . Ces contraintes tangentielles ne pouvant que diminuer, nous affectons la condition *élément comprimé* à tous ceux qui ne satisfont pas à la conditions $\tau_1^l \cdot s_{13}^l < 0$ et $\tau_2^l \cdot s_{213}^l < 0$. La résolution est reconduite avec ces nouvelles conditions.

o étape 4: la procédure s'arrête lorsque deux calculs successifs fournissent en tout point le même type de condition. Il y a alors nullité du bilan des contraintes tangentielles sur les éléments ouverts et l'égalité $\tau_{cis} = \tau_{lim}$ est vérifiée pour les éléments cisailés.

1.4.6. Utilisation des déplacements induits calculés.

Une fois connue la distribution $(\varphi_i^l)_{l=1, \dots, n}$ des sauts de déplacements affectant les éléments Γ^l , il est possible d'obtenir, en tout autre point que Ω^l les valeurs des contraintes ou des déplacements induits. Il suffit pour cela d'assembler de nouvelles équations identiques à (12) pour les contraintes, ou issues de (4), (8), (9), (10) pour les déplacements. Ces dernières équations, établies pour un milieu infini, sont données ci après:

$$(III.17) \quad u_i = \sum_l v_{ij}^l \varphi_j^l$$

v_{ij}^l désignant la contribution à la $i^{\text{ème}}$ composante du vecteur déplacement u due à une discontinuité de déplacement unitaire dans la $j^{\text{ème}}$ direction appliquée sur l'élément Γ^l .

$$(v_{ij}^l) = \begin{pmatrix} 2(1-\nu)J_{,3} - x_3J_{,11} & -x_3J_{,12} & -(1-2\nu)J_{,1} - x_3J_{,13} \\ -x_3J_{,12} & 2(1-\nu)J_{,3} - x_3J_{,22} & -(1-2\nu)J_{,2} - x_3J_{,23} \\ (1-2\nu)J_{,1} - x_3J_{,13} & (1-2\nu)J_{,2} - x_3J_{,23} & 2(1-\nu)J_{,3} - x_3J_{,33} \end{pmatrix}$$

$$\text{avec } J(x_1, x_2, x_3) = \frac{1}{8\pi(1-\nu)} \iint_{\Gamma^k} \frac{d\xi_1 d\xi_2}{\sqrt{(x_1 - \xi_1)^2 + (x_2 - \xi_2)^2 + (x_3)^2}}$$

Si par exemple des mouvements irréversibles tels que des glissements ont été induits par un champ de pression, il est possible d'évaluer en ce point l'amplitude de la perturbation irréversible induite.

1.4.7. Calcul des coefficients d'influence

• Méthode analytique pour éléments carrés. Cas des coefficients diagonaux

La sommation en un point Ω^l des influences des discontinuités de déplacement $(\varphi_i^k)_{i=1,2,3}$ affectant chaque élément Γ^k sous-entend le cas particulier $k = l$, c'est à dire le cas où le pôle Ω^l de la fonction à intégrer est ramené dans le domaine d'intégration Γ^l . Nous nous intéresserons ici à la valeur limite finie de ces quantités. Le calcul analytique suivant montre comment ces valeurs peuvent être obtenues.

$$\text{Il s'agit de calculer la quantité } I(x, y, z) = \int_{-a}^a \int_{-a}^a \frac{d\xi d\eta}{\sqrt{(x - \xi)^2 + (y - \eta)^2 + (z)^2}}$$

où le triplet (x, y, z) désigne le point de calcul, puis l'ensemble des dérivées partielles de I , notées $I_{,i}$, $I_{,ij}$, $I_{,ijk}$, par rapport aux coordonnées de ce même point. $(\xi, \eta, 0)$ est le point courant d'intégration qui parcourt le domaine carré $[-a, a] \times [-a, a]$.

L'expression analytique de I s'obtient par sommation de quatre termes comme le montre la figure [III.1] et peut se représenter sous la forme suivante:

$$(III.18) \quad I = I_{ABCD} + I_{A_1B_1C_1D} - I_{AA_2C_1D} - I_{A_1B_2CD}$$

que l'on peut réécrire sous la forme

$$I = F(x + a, y + a, z) + F(x - a, y - a, z) - F(x + a, y - a, z) - F(x - a, y + a, z)$$

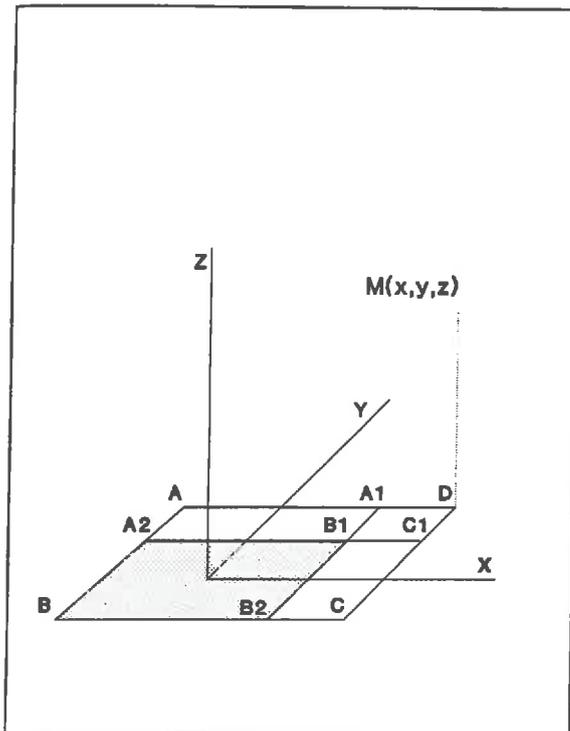


Figure III.1: Calcul analytique de la fonction I sur un élément de surface Γ carré de côté $2a$.

avec pour définition de la fonction F l'expression:

$$F(u, v, z) = u \ln \left(\frac{v + \sqrt{u^2 + v^2 + z^2}}{\sqrt{u^2 + z^2}} \right) + v \ln \left(\frac{u + \sqrt{u^2 + v^2 + z^2}}{\sqrt{v^2 + z^2}} \right) - z \arctan \left(\frac{u v}{z \sqrt{u^2 + v^2 + z^2}} \right)$$

A partir de cette expression de I , il est possible d'obtenir toutes les fonctions dérivées nécessaires aux calculs des coefficients d'influence, ainsi que les valeurs limites de ces fonctions lorsque $(x, y, z) \rightarrow (0, 0, 0)$. Par exemple,

$$I_{,33}(0, 0, z) = \left(\frac{\partial^2 I}{\partial z^2} \right)_{(0,0,z)} = \frac{8a^2}{(a^2 + z^2)\sqrt{2a^2 + z^2}}$$

admet pour limite en $(0, 0, 0)$ la valeur $\frac{4\sqrt{2}}{a}$.

De même obtient on pour $a = 1$ les valeurs limites suivantes des termes intervenant dans le calcul des trois tenseurs élémentaires $\sigma_1^I, \sigma_2^I, \sigma_3^I$

$I_{,11}$	$I_{,12}$	$I_{,13}$	$I_{,22}$	$I_{,23}$	$I_{,33}$
$-2\sqrt{2}$	$2 - \sqrt{2}$	0	$-2\sqrt{2}$	0	$4\sqrt{2}$

ce qui conduit aux trois tenseurs suivants:

$$\sigma_1^I = \frac{-E}{8\pi(1-\nu^2)} \begin{pmatrix} 0 & 0 & 2\sqrt{2}(2-\nu) \\ 0 & 0 & \nu(2-\sqrt{2}) \\ 2\sqrt{2}(2-\nu) & \nu(2-\sqrt{2}) & 0 \end{pmatrix}$$

$$\sigma_2^I = \frac{-E}{8\pi(1-\nu^2)} \begin{pmatrix} 0 & 0 & -\nu(2-\sqrt{2}) \\ 0 & 0 & 2\sqrt{2}(2-\nu) \\ -\nu(2-\sqrt{2}) & 2\sqrt{2}(2-\nu) & 0 \end{pmatrix}$$

$$\sigma_3^I = \frac{-E}{8\pi(1-\nu^2)} \begin{pmatrix} 2\sqrt{2}(2\nu+1) & -(2-\sqrt{2})(1-2\nu) & 0 \\ -(2-\sqrt{2})(1-2\nu) & 2\sqrt{2}(2\nu+1) & 0 \\ 0 & 0 & 4\sqrt{2} \end{pmatrix}$$

• *Cas d'un coefficient non diagonal*

Les procédures numériques dérivées des méthodes de quadrature de Gauss ont été utilisées pour l'estimation des intégrales de surface calculées sur des éléments Γ^k à contour circulaire. Une attention particulière a été portée au cas des intégrales définies mais dont le pôle se trouve dans un proche voisinage de la surface d'intégration. En effet les quadratures ordinaires ne suffisent plus pour évaluer correctement ces fonctions dérivées de I qui deviennent quasi-singulières dans ces situations particulières. Ces intégrales qui apparaissent lors des calculs de dérivation de I sont par exemple $I_{,13} = \int_{\mathcal{D}} \frac{3z(x-\xi)}{r^5} d\xi d\eta$ ou bien $I_{,33} = \int_{\mathcal{D}} \frac{9z}{r^5} - \frac{15z^3}{r^7} d\xi d\eta$, r désignant la distance entre le point de calcul (x, y, z) et le point courant $(\xi, \eta, 0)$. Au lieu de multiplier le nombre de *points de Gauss* en procédant par subdivision de l'élément d'intégration, nous avons préféré une méthode numérique, basée sur les travaux de Telles [1987] puis de Cerrolaza et Alarcon [1989], qui permet de remédier à cette question par l'utilisation d'une transformation bi-cubique dont l'objet est de modifier la position et le poids des points de Gauss de façon à en augmenter la densité au voisinage du point singulier. La partie annexe 3 se propose de détailler le fonctionnement de cette méthode.

1.5. Tests du modèle. Problème à solution analytique connue.

Ce paragraphe est destiné à la vérification des algorithmes numériques mis en place et l'on se propose d'étudier quelques situations simples qui peuvent être résolues à l'aide d'une approche analytique.

• *Fracture circulaire entièrement ouverte*

On considèrera tout d'abord le cas d'une fracture circulaire de rayon ℓ sise dans un plan dirigé par les axes x_1, x_2 (Figure [III.2]), soumise à une pression uniforme P_0 et située à grande profondeur de façon que le milieu encaissant puisse apparaître comme infini. On supposera que ce milieu satisfait aux hypothèses d'isotropie, d'homogénéité et d'élasticité. Le champ des contraintes primitives s est choisi de telle sorte que l'analyse proposée par Sneddon [1951] soit valide. Pour ce faire, seules les composantes s_{13} et s_{33} seront non nulles et P_0 sera choisi supérieur à s_{33} pour que la fracture puisse s'ouvrir.

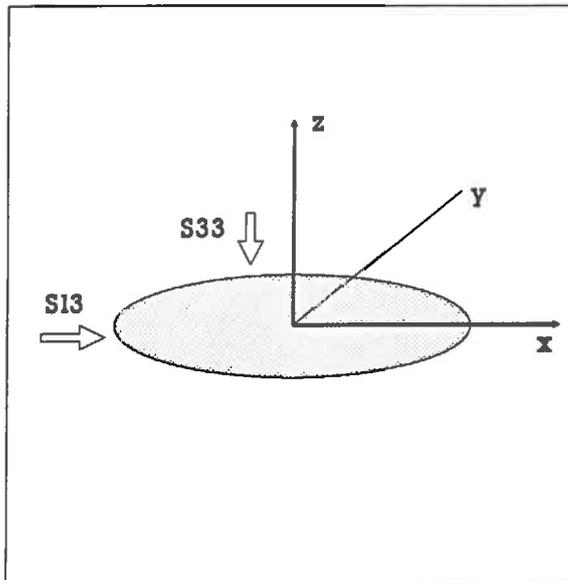


Figure III.2: Géométrie de la fracture circulaire. Choix de l'orientation des axes

La solution analytique donnant φ_1 et φ_3 en tout point de cette surface est la suivante:

$$(III.19) \quad \begin{cases} \varphi_3(r) = \frac{8(1-\nu^2)}{\pi E} (s_{33} - P_0) \sqrt{\ell^2 - r^2} \\ \varphi_1(r) = \frac{16(1-\nu^2)}{\pi(2-\nu)E} s_{13} \sqrt{\ell^2 - r^2} \end{cases}$$

r étant la distance du point de calcul au centre du disque.

Le calcul numérique des composantes du champ des discontinuités de déplacement a été obtenu en pavant la surface de contour circulaire en n éléments carrés adjacents. Les valeurs numériques adoptées dans cet exemple sont rassemblées dans le tableau suivant :

module d'Young E	30000MPa	
coeff. Poisson ν	0,3	
$P_0 - s_{33}$	2MPa	
s_{13}	1MPa	
rayon ℓ	25 m	
cote z	650 m	
nb. d'éléments	137	225

Le résultat concernant la composante normale φ_3 est visualisé à l'aide d'une interpolation graphique sur la figure [III.3a] et l'on compare sur la figure [III.3b]

les valeurs obtenues par le calcul suivant un plan médian à celles qui sont fournies par l'expression (III.19). L'erreur qui subsiste est surtout visible sur les extrémités du profil et s'explique par le choix de discontinuités de déplacement constantes sur chaque élément. Référence est faite à Crouch [1976] pour ce qui concerne, en deux dimensions, la variation de cette erreur en fonction du nombre d'éléments utilisés pour discrétiser le domaine d'étude. De même qu'en [III.3b], la figure [III.3c] s'adresse à la composante tangentielle φ_1 .

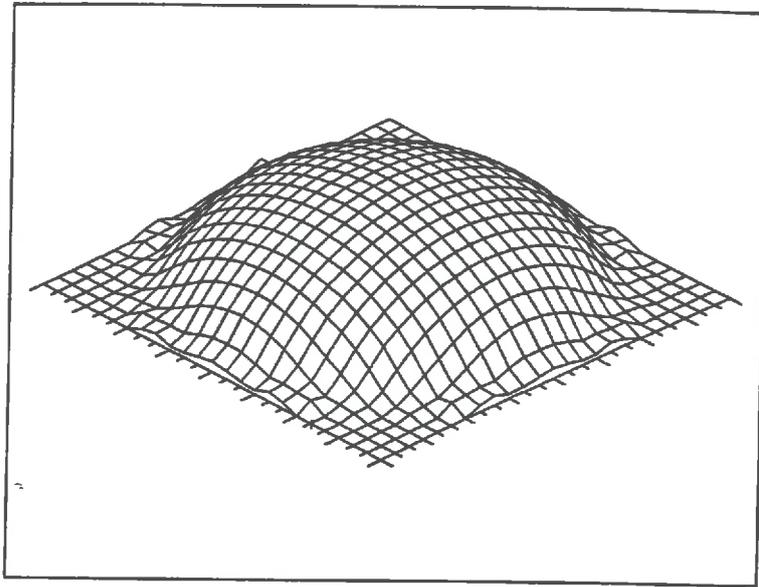


Figure III.3a: Allure de la distribution φ_3 calculée. Interpolation graphique.

Comme application du paragraphe §III.1.4.6., les déplacements verticaux et horizontaux induits le long d'une droite horizontale située à la distance de $200m$ au dessus du centre de ce disque pressurisé ont été calculés. Deux situations sont envisagées suivant que ce disque chargé se trouve placé horizontalement ou verticalement. Les profils calculés dans l'hypothèse du milieu élastique infini sont présentés sur la figure [III.4].

Il apparaît sur cet exemple, que les composantes normales des déplacements provoqués par le disque horizontal chargé sont, au signe près, d'un ordre de grandeur supérieures à celles que l'on obtient avec un disque vertical, les composantes horizontales se trouvant elles du même ordre. Il est donc très vraisemblable que les inclinaisons de surface que donne Sun [1969], de façon analytique en milieu semi-infini à partir de la déformation de fractures sub-horizontales, majorent largement les phénomènes réels, surtout expliqués dans le cadre de ce travail par des déformations de fractures sub-verticales.

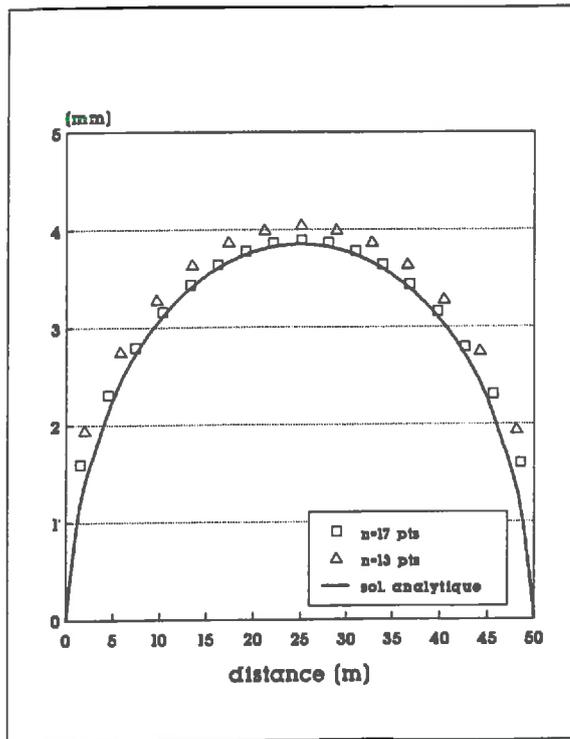


Figure III.3b: Comparaison suivant une coupe diamétrale entre les valeurs φ_3 calculées (respectivement 13 et 17 éléments de calcul) et le profil issu de la solution analytique de référence [Sneddon 1951].

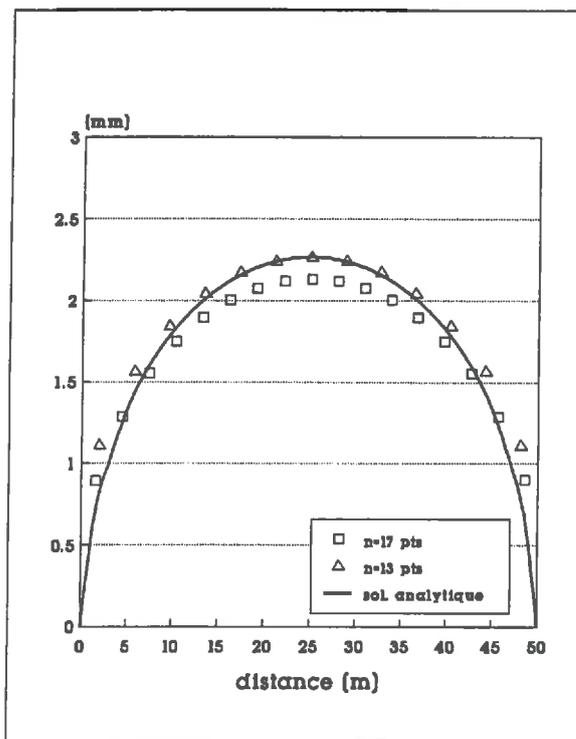


Figure III.3c: Comparaison suivant une coupe diamétrale entre les valeurs φ_1 calculées (respectivement 13 et 17 éléments de calcul) et le profil issu de la solution analytique de référence [Sneddon 1951].

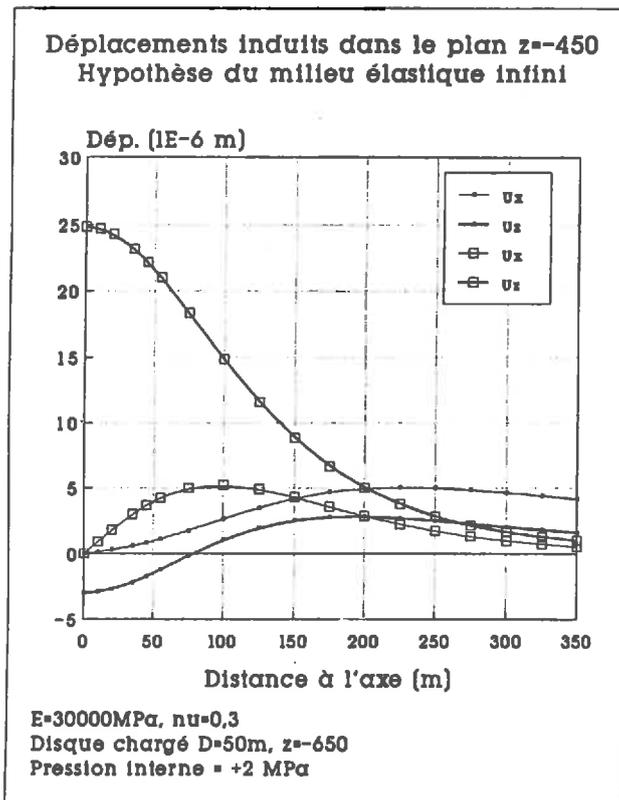


Figure III.4: Calcul de déformations induites. Les courbes marquées par des symboles carrés se réfèrent au cas de la fracture horizontale. Les déplacements verticaux sont en gras.

Cet effet de déformation se trouve encore minoré si l'on considère par exemple que seule une portion de la surface géométrique du disque se trouve soumise à l'action du fluide. C'est ce qu'illustrent les figures [III.5] et [III.6]. Le disque, horizontal ou vertical, est maintenant occupé par le fluide pressurisé sur 75% de sa surface, la répartition des zones ouvertes, en grisé sur la figure [III.5] étant le fruit du hasard.

Les calculs sont conduits de façon identique, ce qui permet de constater pour cette distribution spatiale des zones de contact inaccessibles au fluide, sous réserve que la question de résistance en traction des ponts de matière ne se pose pas, que les amplitudes des déplacements normaux et radiaux induits soient environ trois fois moindres, ceci indépendamment de l'orientation du disque.

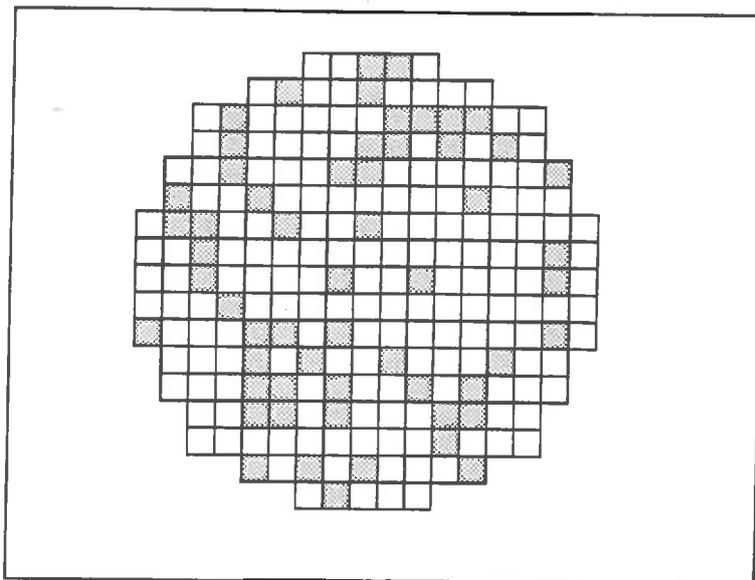


Figure III.5: Représentation des zones ouvertes soumises à l'effet de la pression imposée. Le disque est discrétisé en 225 éléments et la fraction ouverte, grisée, est de 75%.

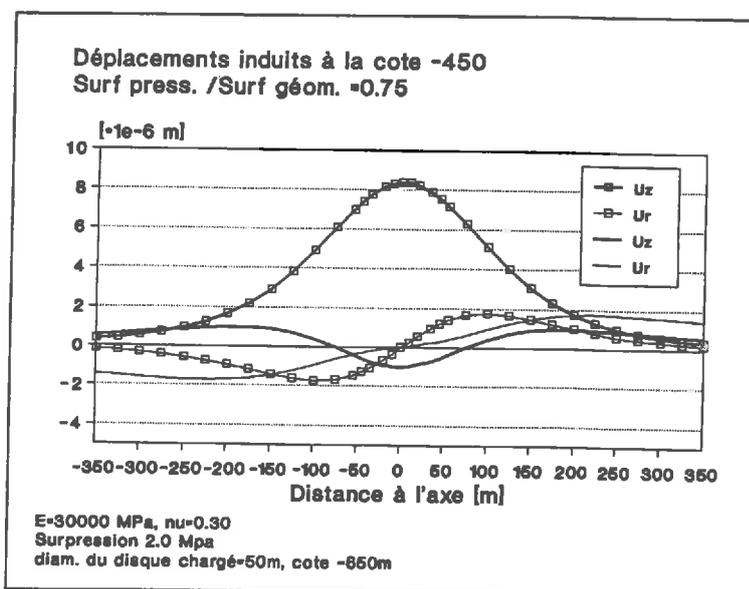


Figure III.6: Calcul de déformations induites. Les courbes marquées par des symboles carrés se réfèrent au cas de la fracture horizontale. Les déplacements verticaux sont en gras.

Pour une fracture présentant l'orientation de celle que l'on suppose avoir identifiée par écoute sismique lors de l'opération de stimulation de Juin 1986 à la profondeur de 640 m du forage III.8 sur le site du *Mayet de Montagne* (i.e. SE, 30°), on obtiendrait en fond de forage INAG III.2, à partir d'une surpression en tête de forage de 12 MPa uniformément répartie sur un disque de diamètre 50 m centré sur le forage

INAG III.8 des déplacements de $0,47\mu m$, $0,03\mu m$ et $3,55\mu m$ suivant les directions respectives, est, nord et verticale.

• *Fracture de grande extension partiellement ouverte sur une portion circulaire.*

Ce dernier exemple illustre le cas où le champ de pression imposé dans une fracture d'épaisseur constante n'est pas suffisant pour s'opposer à la contrainte de fermeture sur toute la surface de la fracture. Celle-ci se trouve donc partiellement comprimée et résiste à cet écrasement grâce à un comportement élastique propre caractérisé par les constantes E' et ν' . Pour cet exemple E' a une valeur constante de $3000MPa$ et l'épaisseur de la fracture est de $10^{-3}m$.

Considérons donc une fracture placée à la profondeur de $650m$, soumise à l'action d'une contrainte normale de $10,5 MPa$. Le champ de pression interne retenu varie de façon logarithmique avec l'éloignement à un point donné ce qui pourrait correspondre au cas de l'écoulement radial divergent d'un débit Q entre deux plaques parallèles indéformables. Les lignes d'isovaleur de la charge hydraulique sont des cercles concentriques. Il est donc possible pour cet exemple, de choisir des valeurs numériques telles qu'une partie du domaine, en forme de disque de rayon ℓ , se trouve soumise à une pression interne supérieure à la contrainte normale primitive, le reste de la fracture étant comprimé. La figure [III.8] précise l'allure du profil de pression utilisé au cours de ce calcul.

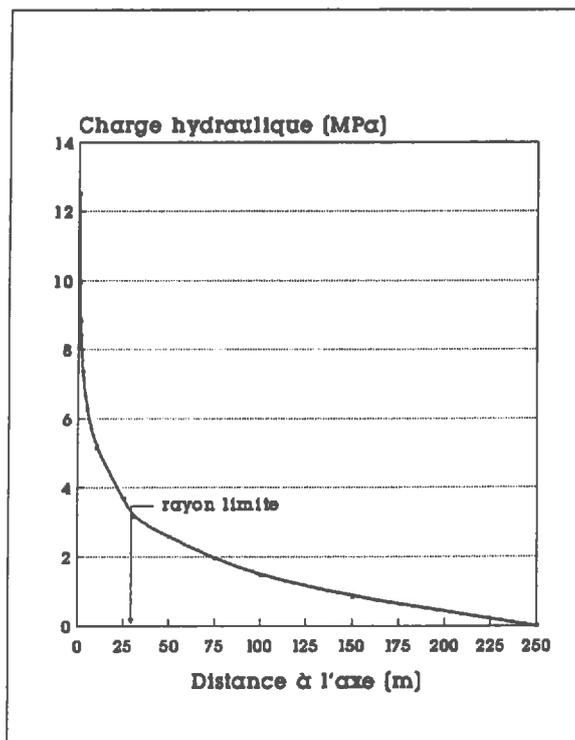


Figure III.8: Charges hydrauliques imposées à superposer à $6,5MPa$ de pression hydrostatique. Profil logarithmique défini par $H = 12,5MPa$ en $r = 0,1$ (pt. d'injection) et $H = 0 MPa$ à $r = 250 m$. La composante normale s_{33} du tenseur des contraintes vaut $10,5MPa$ et l'on a représenté sur la figure la ligne au delà de laquelle la fracture est confinée.

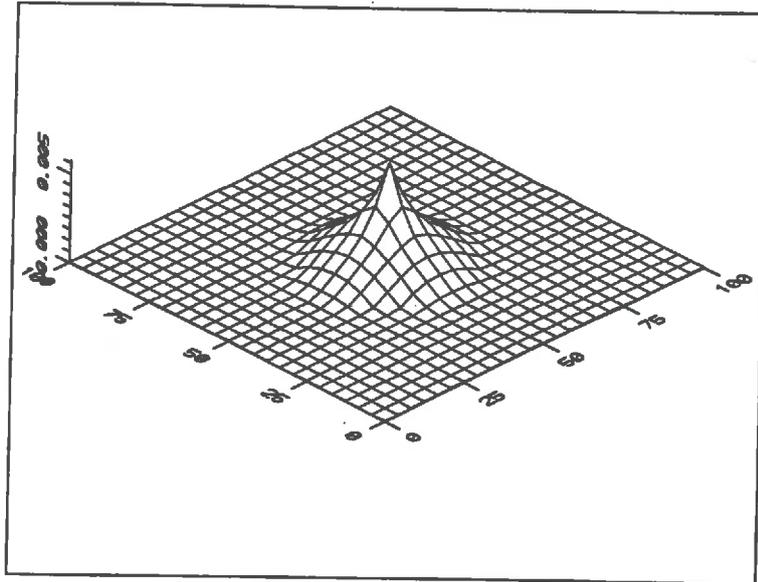


Figure III.9: Distribution des discontinuités de déplacements φ_3 induites par le champ de pression défini sur la figure III.8. La valeur moyenne de φ_3 sur la partie ouverte de cette fracture est de $1,95 \cdot 10^{-3} m$, et la valeur maximale trouvée au centre est de $5,28 \cdot 10^{-3} m$

Les figures [III.8] et [III.9] représentent des vues du champ de pression imposé et du champ φ_3 résultant lorsque le milieu encaissant est supposé élastique. La déformation induite sur la partie ouverte de la fracture peut ne pas être négligeable quant au comportement hydraulique d'un tel système. Pour s'en convaincre, il suffit de se rappeler (Cf §2.2.2) que la conductivité hydraulique d'une fracture ouverte varie comme le cube de son épaisseur.

L'exemple présenté montre que le profil logarithmique ne représente pas de manière satisfaisante le profil de pression résultant de l'injection d'un débit Q au voisinage du point d'injection de ce débit lorsque le milieu encaissant est déformable. Le couplage entre les phénomènes hydrauliques et les phénomènes mécaniques trouve ici tout son intérêt.

2. Couplage hydromécanique

L'objectif est maintenant d'associer au modèle d'écoulement présenté dans le second chapitre le modèle de comportement mécanique d'un milieu fracturé qui vient d'être décrit. Il sera donc tenu compte de la rhéologie propre des joints, à travers leur raideur apparente liée à leur degré de séparation ainsi que de la rhéologie de la matrice, suivant l'hypothèse de l'élasticité linéaire. De par la non-linéarité de la rhéologie des joints et de par la non-linéarité de la loi d'écoulement que l'on se propose d'utiliser, la procédure sera itérative : décrivons tout d'abord les modifications qui affectent la résolution du problème hydraulique tel qu'il est présenté dans le second chapitre.

2.1. Aspect géométrique

La seule modification apportée au modèle géométrique utilisé par Cacas [1989] concerne les éléments connectés au réseau de fractures mais formant des ramifications sans issues. Ces éléments, supprimés du modèle de par la nature permanente du régime d'écoulement, seront désormais conservés car à défaut de participer à l'équilibre des flux, ils n'en sont pas moins soumis à l'action du fluide et participent de façon active aux transferts de pression du fait de l'élasticité de la matrice.

2.2. Loi de l'écoulement

C'est sur ce point que porte l'essentiel des modifications car l'idée au demeurant pratique de *conductivité hydraulique intégrée* (Cf §II.1.2.2.2) reliant directement flux échangés et gradients de pression ne contient pas assez de physique pour notre propos. Dans l'objectif de réaliser un modèle hydro-mécanique basé sur des lois de comportement reliant des variations de contraintes à des déformations, il apparaît plus judicieux de choisir comme représentation physique du concept de chenal, la forme de ruban plutôt que celle de tube. Les épontes sont toujours supposées imperméables. La nature de l'écoulement est supposée laminaire. En effet les conditions qui prévalent à l'établissement d'un régime turbulent ne peuvent être rencontrées que dans le voisinage immédiat d'un forage en raison de la nature radiale de l'écoulement. En considérant la variation avec la distance à l'axe du nombre de *Reynolds* d'un tel écoulement radial établi dans une fracture parallèle plane¹ il est aisé d'établir que les écoulements qui sont les nôtres ne sont perturbés que sur une distance au plus égale à la dizaine de mètres (voire un mètre avec les ordres de grandeurs propres à notre site d'essais).

¹ Ce nombre adimensionnel $R_e(r) = \frac{v(r)D_h}{\nu}$, permet de classer les régimes d'écoulement en régime turbulent ou laminaire suivant qu'il dépasse ou non une valeur critique R_{ec} connue à l'avance (voir par exemple [Louis 1976]). $v(r)$ désigne la vitesse du fluide, D_h la diamètre hydraulique de la fracture, soit deux fois son épaisseur, et ν la viscosité cinématique du fluide. Si Q est le débit injecté, on peut écrire $R_e = \frac{Q}{\pi r \nu}$. En prenant, pour une fracture, $R_{ec} = 2000$, $Q = 0,005 \text{ m}^3 \text{ s}^{-1}$, $\nu = 10^{-6} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$ on a $R_e < R_{ec}$ dès que $r > 0,8 \text{ m}$. Si $Q = 0,01 \text{ m}^3 \text{ s}^{-1}$ et $\nu = 210^{-7} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$, on trouve $R_e < R_{ec}$ si $r > 8 \text{ m}$.

Nous admettons alors implicitement que dans un ruban de largeur ℓ et d'épaisseur e , la loi d'écoulement, laminaire, est celle qui est bâtie à partir des équations de Navier Stokes, c'est-à-dire selon une loi faisant intervenir la largeur du lien et le cube de son épaisseur.²

Comment choisir les paramètres définissant cette section $e \times \ell$?

2.2.1. Au sujet de la largeur des liens

La géométrie du réseau de disques fournit, pour chaque couple (k, l) de disques connectés, une longueur ℓ_{kl} qui est celle de leur segment d'intersection. Cette longueur représentera un majorant de la largeur de chacune des deux portions du lien assurant la liaison hydraulique entre les centres de ces deux éléments. Les largeurs utiles ℓ_k et ℓ_l du lien complet dépendent alors de la résultante des contraintes normales supportées par l'un et l'autre de ces deux disques mis en jeu.

- si par exemple il s'avère que le disque k est en situation de traction, tous les liens portés par cet élément seront affectés de leur largeur maximale, donc en particulier on écrira $\ell_k = \ell_{kl}$.

- si le disque k n'est pas en mode de traction, (comprimé ou cisailé), seule une fraction de la largeur maximale ℓ_{kl} sera prise en compte. L'hypothèse est faite que cet état de contrainte normale se caractérise du point de vue de la quantification des espaces vides par la donnée du coefficient *degré de séparation*, noté a_k . Comme le signalent Gentier [1986] et Billaux [1990], ce taux *degré de séparation* ne peut être utilisé simplement comme facteur multiplicateur de la conductivité hydraulique car les espaces vides ne contribuent pas tous à l'écoulement et les plus étroits de ces espaces connectés risquent à eux seuls de déterminer entièrement le comportement hydraulique de l'ensemble de la fracture. L'idée utilisée est de définir continument cette largeur utile à partir de la valeur du paramètre de séparation a_k .

Cette question a déjà été abordée sous l'angle de la tortuosité de l'écoulement. Walsh [1981] puis Cook et al. [1989] distinguent la tortuosité due aux différentes hauteurs des aspérités puis la tortuosité expliquée par la présence des ponts de matières formées par les zones de contacts des épontes, ce qui sous-entend que les espaces vides sont connectés. Leur analyse les conduit à ne conserver pour le calcul de l'écoulement que la fraction $\frac{a_k}{2-a_k}$ de la largeur de fracture. Cette formulation homographique ne nous a pas paru satisfaisante et nous avons bâti une autre fonction avec les arguments suivants :

² L'équation régissant l'écoulement permanent laminaire d'un fluide newtonien incompressible entre deux plans parallèles s'obtient à partir de l'équation de Navier-Stokes écrite pour un régime permanent, en négligeant le terme d'inertie devant le terme de pression hydrostatique H , en négligeant la 3^{ème} composante u_3 du champ des vitesses normale au plan et en écrivant que les deux autres composantes tangentiels du champ de vitesses varient seulement en fonction de la coordonnée x_3 normale au plan de l'écoulement en s'annulant sur les parois. Il en résulte un profil de vitesse parabolique donné par $u_i = \frac{1}{12\mu} \frac{\partial H}{\partial x_i} x_3(x_3 - e)$ et donc un flux à travers une section de largeur ℓ dans la direction x_i égal à $Q_i = \ell \int_0^e u_i(x_3) dx_3$ proportionnel au cube de l'épaisseur e et à la largeur ℓ offerte à l'écoulement.

Par analogie avec les travaux de Tsang et al. [1989] qui modélisent une fracture rugueuse par la donnée de la distribution spatiale de son épaisseur ou ceux de Charlaix et al. [1987] concernant la perméabilité de réseaux aléatoires de fractures et la contribution relative des liens de moindre conductivité, on peut concevoir qu'il existe une fonction continue f définie sur $[0; 1]$, à valeur dans $[0; 1]$ opérant sur le coefficient degré de séparation a , et présentant les propriétés suivantes :

o Pour les faibles valeurs de contraintes normales, le degré de séparation étant proche de la valeur 1, il y a une bonne connexion entre les espaces vides et les propriétés hydrauliques ne dépendent que peu des plus mauvaises de ces connexions. La fonction prendra 1 comme valeur en $a = 1$ et aura une dérivée nulle à gauche de cette abscisse, condition que ne respecte pas la fonction donnant le degré de séparation à partir de la contrainte normale ni même la formulation suggérée par Walsh. Des observations telles que celles que propose Gentier permettent de s'en rendre compte.

o Un débit minimal pouvant toujours être établi, expérimentalement à l'échelle décimétrique à métrique et ce même sous de fortes contraintes normales, il n'y aura pas de phénomènes de *seuil de percolation* à l'intérieur d'un disque donné. La fonction f admettra une asymptote horizontale à valeur non nulle, dans un graphe $(\sigma_n, f(\sigma_n))$. Cette valeur minimale est caractéristique du milieu dans son état naturel, avant toute intervention extérieure, et ne peut provenir que de l'interprétation de tests expérimentaux.

C'est l'image de a_k par une telle fonction présentant un point d'inflexion (Cf. figure [III.10(a)]) qui sera utilisée comme facteur multiplicateur de la largeur maximale ℓ_{kl} . Cela conduit ainsi à la largeur équivalente du lien hydraulique porté par le disque comprimé k et l'on écrira $\ell_k = f(a_k)\ell_{kl}$.

Une fonction de type $a \rightarrow f(a) = e^{-p(1-a)^r}$, $r \geq 2$ et $p > 0$ présente les propriétés désirées tandis que une fonction de type $\sigma_n \rightarrow a(\sigma_n) = (1-a_0)e^{-q\sigma_n} + a_0$, $q > 0$ et $a_0 \in [0; 1]$ peut représenter la fonction donnant le degré de séparation. Des exemples de graphes représentatifs sont reportés sur la figure [III.10(b)]. L'obtention de ces lois de comportement reste pour l'instant du domaine du laboratoire.

2.2.2. Au sujet de leur épaisseur

Ce paramètre épaisseur de lien est souvent obtenu, lorsqu'il s'agit de bâtir un modèle d'écoulement, par tirage au sort dans une loi aléatoire. Sur ce point, il est communément fait référence, suite aux travaux de Snow [1965], à une loi de répartition de type *log-normale*, dont les paramètres, moyenne et écart type, peuvent être ajustés à partir de mesures de terrain, lorsque celles ci sont disponibles en grand nombre. Cependant ces grandeurs peuvent ne pas être directement accessibles et résulter comme c'est le cas lorsqu'il s'agit de travailler dans des forages profonds, de l'interprétation de mesures géophysiques. Quand bien même en disposerait-on, nous ne saurions en tirer correctement parti tant le phénomène de chenalisation semble prépondérant.

La distribution suivant une loi de répartition *lognormale* sera tout de même conservée mais cette grandeur épaisseur représentera une quantité résiduelle caractéristique du milieu avant toute sollicitation mécanique extérieure. Il ne s'agira non pas d'une donnée mais plutôt d'un paramètre du modèle qu'il faudra ajuster à partir de tests hydrauliques de terrain, dimensionnés en conséquence. Elle sera considérée comme une distribution initiale de référence à partir de laquelle il devient possible de

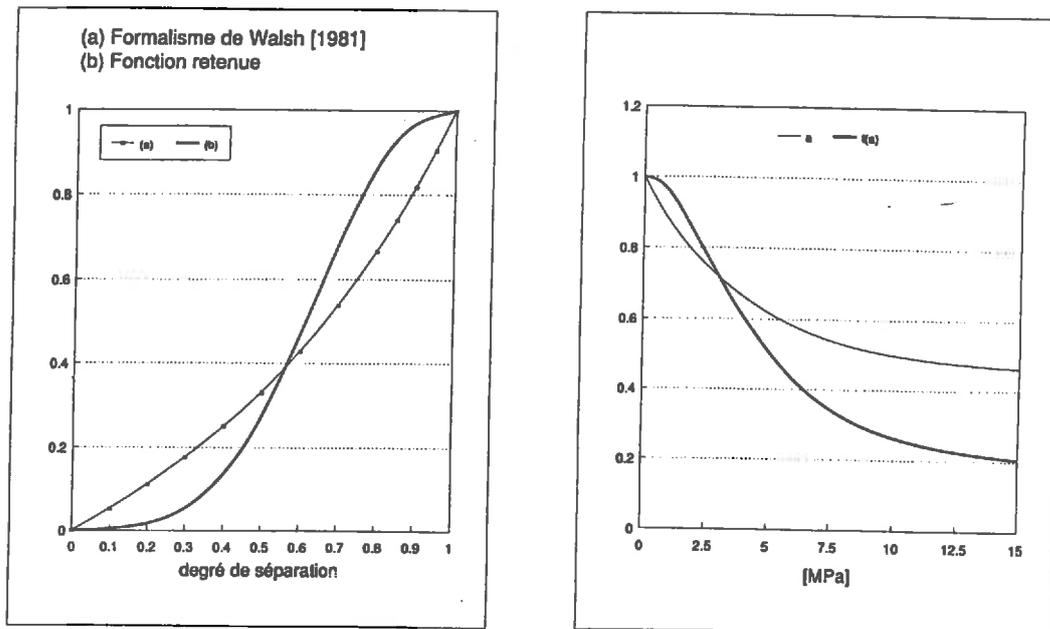


Figure III.10 (a): fonction de Walsh comparée à la fonction retenue dans notre modèle. (b): Allure représentative des courbes degré de séparation et coefficient de conductivité hydraulique en fonction de la contrainte normale. Ici $a(\sigma_n) = 0,55 \exp(-0,25\sigma_n) + 0,45$ et $f(a) = \exp(-7,5(1-a)^{2,5})$

simuler des injections de plus forts débits nécessitant de plus fortes pressions. L'épaisseur affectée à un disque donné Γ^k verra donc sa valeur évoluer au gré des itérations entre résolutions hydraulique et mécanique, suivant le schéma suivant :

- o l'épaisseur reste invariable tant que le disque reste dans le mode *comprimé*, pour lequel le coefficient *degré de séparation* a reste inférieur à la valeur 1,

- o cette épaisseur est incrémentée de la valeur du déplacement normal obtenu à la suite d'un calcul mécanique si ce dernier a montré que cet élément du réseau de disques se trouvait en mode *ouvert*,

- o cette épaisseur est augmentée d'un certain pourcentage du déplacement tangentiel résultant d'un éventuel glissement obtenu lors de la résolution de l'équilibre mécanique. Il s'agit de traduire par un angle de quelques degrés l'effet de dilatance dû à la rugosité des épontes. Pine et Batchelor [1984] suggèrent pour cet angle la valeur de 5° tandis que Desroches et Cornet [1990] trouvent expérimentalement des valeurs aussi faibles que 1° . Dans le modèle, cet effet de dilatation est borné arbitrairement de façon que l'épaisseur atteinte après glissement ne dépasse que d'un certain seuil la valeur connue avant glissement, ce

que l'on peut imaginer par une asymptote parallèle à l'axe des abscisses dans un diagramme déplacement normal / déplacement tangentiel.

2.2.3. Procédure pour l'ajustement du paramètre épaisseur

Pour réaliser une procédure de calage de ce paramètre à partir de la modélisation de volumes de roches comportant un nombre significatif de fractures, il est suggéré ici d'utiliser des mesures locales réalisées avec de faibles pressions d'injection, de telle sorte que dans tout le volume simulé, l'on se situe dans un régime de contrainte effective donnant une valeur de a à peu près constante et que l'on puisse affecter, indépendamment de leur orientation, le même coefficient de conductivité hydraulique $f(a)$ à toutes les fractures concernées par le test d'injection. La procédure utilisée par Cacas[1989] est alors utilisable, tout au moins pour accéder à une valeur moyenne de l'épaisseur. Connaissant la distribution des longueurs ℓ_{kl} entièrement déterminée par l'aspect géométrique, il suffit de corriger la *conductivité hydraulique intégrée* (Cf. II. §1.2.2.2) du facteur moyen $f(a) \cdot \overline{\ell_{kl}}$ et de la viscosité moyenne du fluide puis d'en extraire la racine cubique, homogène à la longueur cherchée.

2.3. Assemblage du problème hydraulique global

2.3.1. Equation de conservation

De même que chez Cacas, les écoulements dont il est question sont permanents, les parois sont supposées imperméables et les effets liés à la compressibilité du fluide négligés. Si k et l sont les indices de deux fractures connectées Γ^k et Γ^l et si $L_{kl} = L_k + L_l$ désigne la longueur du chenal joignant leur centre respectif Ω_k et Ω_l , (Cf notations sur la figure [III.11]), la règle de composition harmonique des conductivités hydrauliques qui s'applique aux éléments placés en séries, donne la relation suivante:

$$(III.21) \quad Q_{kl} = \ell_{kl} \left[\frac{1}{L_k + L_l} \left(\frac{12\mu_k L_k}{f(a_k)e_k^3} + \frac{12\mu_l L_l}{f(a_l)e_l^3} \right) \right]^{-1} \frac{\Delta H_{kl}}{L_{kl}}$$

où Q_{kl} est le débit transitant de Ω_k à Ω_l et $\Delta H_{kl} = H_l - H_k$ représente la différence de charge hydraulique qui existe entre les centres de ces fractures connectées. Les viscosités dynamiques μ_k et μ_l sont pour l'instant considérées comme des constantes.

3

³ La viscosité dynamique μ [$\text{kgm}^{-1}\text{s}^{-1}$] du fluide étant variable en fonction de sa température, μ_k et μ_l représentent les valeurs de cette viscosité supposée constante sur chacun des disques Γ_k et Γ_l . On se rappellera que dans une boucle géothermale de type RCS, les ambitions sont en particulier de réussir à élever la température du fluide injecté d'une centaine de degrés sur un parcours de quelques centaines de mètres.

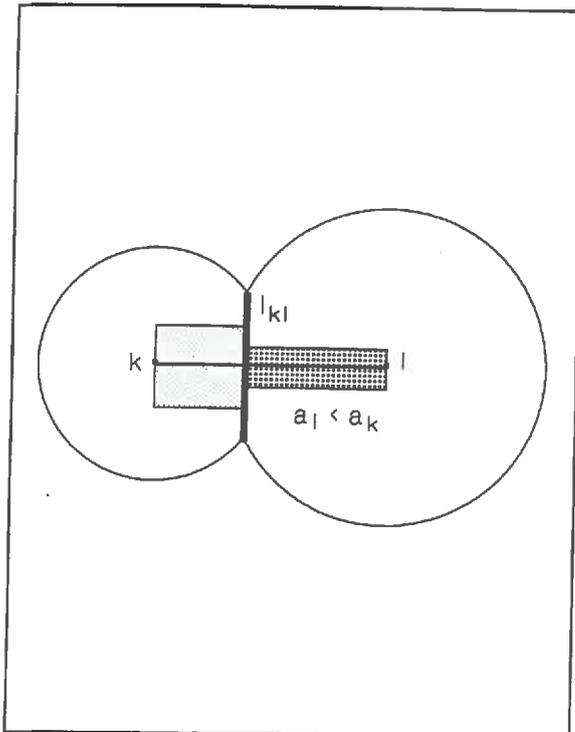


Figure III.11: Choix des notations. Exemple de disques Γ^k et Γ^l connectés. La largeur des liens conducteurs est fonction de la longueur du segment d'intersection ℓ_{kl} et du niveau de contrainte normale supportée, via les coefficients a_k et a_l .

Si $\{k_1, k_2, \dots, k_i, \dots, k_l\}$ désignent l'ensemble des indices des éléments de surface Γ_{k_i} hydrauliquement connectés à l'élément Γ_l , l'écriture en Ω_l de l'équation de conservation de la masse fluide conduit en régime permanent à l'expression :

$$(III.22) \quad \sum_{i=1}^{i=l} Q_{k_i, l} = q_l$$

q_l étant le débit éventuellement injecté dans l'élément Γ_l . Ce débit q_l est en général nul et prend une valeur non nulle lorsque certaines conditions spécifiques sont imposées sur l'élément concerné, ce qui est par exemple le cas d'une fracture injectée à débit connu.

2.3.2. Conditions aux limites

Les conditions aux limites sont de deux types, *charge hydraulique imposée* ou *flux imposé* et s'introduisent de façon classique dans les équations en chacun des lieux concernés. La possibilité de simuler un puits d'injection dans lequel le débit injecté connu doit se répartir dans les diverses fractures interceptées est également prévue. Une équation particulière associée à la nouvelle inconnue supplémentaire, la charge hydraulique d'injection, permet de rendre compte de ce type de condition à la limite. Si $1, 2, \dots, n_e$ désignent l'ensemble des indices des éléments de surface Γ_k hydrauliquement connectés au puits d'injection, et si H_{inj} désigne la nouvelle inconnue, on posera successivement $H_k = H_{inj}$ dans les n_e équations (III.21), ce qui revient à écrire le bilan de masse (III.22) pour le puits d'injection en fonction de toutes les inconnues H_{k_i} de rang 2.

2.3.3. Résolution numérique du système d'équations linéaires

L'ensemble des équations (III.22) constitue un système linéaire dont l'écriture matricielle se caractérise par une faible population en éléments non nuls ainsi qu'un par l'aspect erratique du positionnement de ces éléments non nuls. La faible efficacité des algorithmes de réduction de largeur de bande de ces matrices a alors conduit Cacas [1989] à une méthode de résolution itérative de type gradient conjugué avec préconditionnement de la matrice par factorisation incomplète. Cette méthode a été reprise ici et se trouve disponible dans la bibliothèque "Modulef".

Après résolution, il est alors possible en tout centre Ω_i d'un disque du réseau de disposer de la pression P_i à partir de la charge hydraulique calculée H_i par une relation telle que $P_i = H_i - \rho g z_i$, z_i étant la cote, ici comptée négativement, du point Ω_i , g désignant l'accélération de la pesanteur et ρ la masse volumique du fluide. Cette relation suppose la continuité de la phase fluide à travers un réseau connecté de fractures débouchant de façon libre à la surface du sol. Des conditions hydrogéologiques particulières, propres à un site donné, peuvent être prises en considération par une relation analogue.

2.4. Résolution d'un problème hydro-mécanique couplé

2.4.1. Ce dont on dispose

Dans le cadre d'une géométrie donnée, du régime des contraintes en place et connaissant la rhéologie du milieu, basée sur l'hypothèse d'élasticité de la matrice et sur une loi de comportement de la fracture sous contrainte normale, il est maintenant possible de résoudre successivement:

- l'écoulement dans le système de fractures connectées, ce qui conduit à la détermination du champ de pression en chaque centre de fracture du massif. Cette résolution dépend des conductivités hydrauliques et donc du champ des ouvertures et de la distribution spatiale du paramètre degré de séparation.
- le calcul de la distribution du champ des déplacements et celle du paramètre degré d'ouverture à partir de la donnée du champ de pression et de la connaissance des contraintes primitives préalablement en place dans le massif.

2.4.2. Procédure itérative proposée

La procédure proposée commence par une résolution hydraulique. Pour ce premier calcul, la valeur du coefficient degré de séparation a est obtenue en chaque centre de disque en utilisant les valeurs de la pression hydrostatique et de la contrainte primitive normale en ce point.

Vient ensuite une première résolution de l'équilibre mécanique. Cette étape commence par la détermination des surfaces sur lesquelles seront calculées les efforts. A chaque disque élémentaire du réseau est attribué un élément de surface en forme de disque de même support géométrique, mais centré sur le barycentre des points milieux des segments d'intersection avec les disques connectés et de rayon donné par la moyenne arithmétique de la distance du-dit barycentre à l'ensemble de ces points milieux. A l'aide de la distribution des pressions fluides précédemment calculée, on obtient une distribution de sauts de déplacement φ_i^j ainsi qu'une nouvelle valeur pour

chaque fracture du paramètre degré de séparation a_l . Réattribuant une nouvelle épaisseur à chaque élément suivant la discussion du §III.2.2.2, on se dirige vers une nouvelle résolution hydraulique.

En raison de la forte non-linéarité des phénomènes mis en jeu, (variation exponentielle du coefficient a lorsque la contrainte normale totale s'approche de zéro et débit fonction du cube de l'épaisseur dès que la fracture s'ouvre), il est nécessaire d'utiliser un coefficient de relaxation ω inférieur à 1 afin d'assurer la convergence des calculs, c'est-à-dire que l'on ne tiendra compte que de l'effet des contributions $\omega\varphi_i^l$ et ωa_l pour se lancer dans un nouveau calcul hydraulique. L'usage montre que ce coefficient ω doit être de l'ordre de 0,1 pour prévenir les phénomènes d'oscillation numérique.

Le critère d'arrêt de ce schéma itératif est satisfait lorsque sur l'élément l en situation de traction où se produit la plus grande différence $\Delta\varphi_i^l$ entre deux itérés successifs, celle-ci se trouve inférieure à un seuil donné à l'avance, par exemple $2,5\mu m$. Si tous les éléments sont en mode comprimé, le test s'opère de la même manière sur le coefficient degré de séparation.

Après convergence, les sauts de déplacement tangentiel φ_1 et φ_2 sont conservés car considérés comme étant acquis de façon irréversible, ce qui permet de représenter par exemple l'effet d'un historique d'injection à débit variable par palier.

3. Exemples d'application.

3.1. Illustration de la nature non-linéaire de la loi de débit utilisée. Cas simple de l'écoulement radial sous contrainte normale

Cet exemple en écoulement radial plan est destiné à montrer la variation dans l'espace des grandeurs *dégré de séparation, charge hydraulique et épaisseur de fracture* en fonction de l'éloignement au point d'injection, ceci pour diverses valeurs du débit mis en circulation. La fracture de rayon 125 m et placée à la profondeur moyenne de 650 m est soumise à une contrainte normale uniforme σ_n *in situ* de $10,2\text{ MPa}$ et il n'y a aucune possibilité de cisaillement donc aucun phénomène de friction ne viendra se superposer au phénomène étudié. Sa limite géométrique constitue une frontière à charge hydraulique imposée nulle (pression hydrostatique). Au sujet de l'écoulement nous avons retenu une épaisseur de référence des rubans d'écoulement, à contrainte normale effective nulle, de $200\ 10^{-6}\text{ m}$. Ce disque est représenté par un pavage d'éléments de 10 m de diamètre.

Les principales grandeurs physiques utiles dans ce calcul sont les suivantes :

E [MPa]	ν	e_{ref} [mm]	z [m]	σ_n [MPa]
30000	0,30	0,2	650	10,2

Cet exemple montre en particulier l'effet de l'élasticité de la matrice sur une fracture de grande extension. A partir d'un certain débit, la fracture voit son ouverture augmenter et la charge hydraulique ne peut plus excéder que légèrement la valeur de la

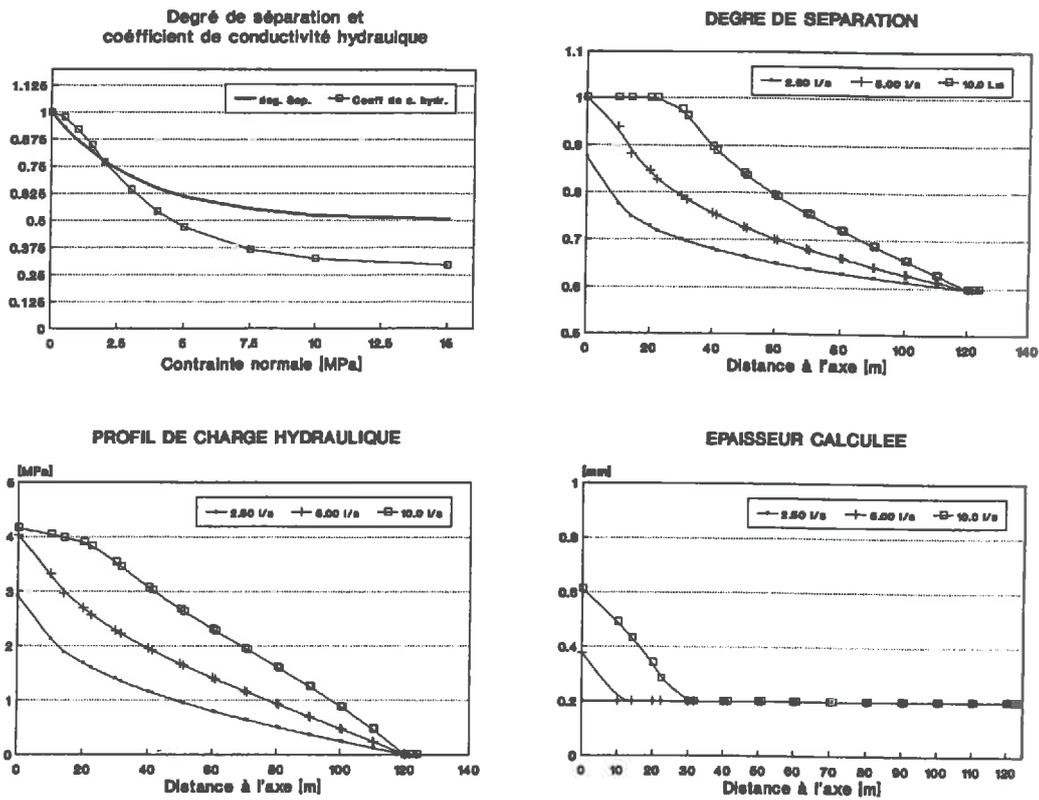


Figure III.12: Ecoulement radial dans une fracture plane: (a) allure du champ de pression, (b) épaisseur calculée, (c) degré de déparation calculé, (d) relations $a(\sigma_n)$ et $f(a(\sigma_n))$ en fonction de la contrainte normale effective σ_n .

contrainte normale effective connue a priori par la différence entre contrainte normale *in-situ* et pression hydrostatique et valant dans cet exemple $3,7 MPa$.

Lorsque le débit injecté augmente d'une simulation à la suivante, la zone soumise au phénomène d'ouverture qui coïncide avec la zone où le coefficient de séparation vaut 1, se propage mais la valeur de la pression d'injection n'augmente que peu parce que les pertes de charges dans la zone d'épaisseur augmentée sont faibles. Cet exemple laisse entrevoir que l'idée de fracture de très grande extension à l'échelle du site a peu de chance d'être la bonne pour représenter ce qui a été observé sur le site de *Mayet de Montagne*.

3.2. Exemple de comportement d'un milieu fracturé obtenu par une procédure aléatoire

Cet exemple se veut représentatif d'un test d'injection stationnaire en puits unique dans un milieu obtenu de manière aléatoire. L'idée est de simuler à échelle intermédiaire, c'est à dire celle d'un volume de roche contenant déjà de nombreuses fractures élémentaires inter-connectées, la réponse d'un massif fracturé à des injec-

tions de différents débits en utilisant des lois rhéologiques locales qui pourraient être issues de tests de laboratoires sur échantillons. L'étape suivante serait l'introduction du concept d'emmagasinement de façon à pouvoir traiter les situations non stationnaires.

L'exemple présenté met en œuvre un volume cylindrique de 100 m de rayon et 150 m de hauteur, soumis à un tenseur de contraintes dont les valeurs principales moyennes sont $\sigma_h = 11,5 \text{ MPa}$, $\sigma_H = 17,5 \text{ MPa}$ et $\sigma_V = 20,5 \text{ MPa}$ et dont l'orientation de la composante principale horizontale maximale prendra successivement deux valeurs distinctes, *Nord120* et *Nord180*. Ce volume est peuplé de disques de rayon moyen 12,5 m appartenant en proportion égale à deux familles de pendage subvertical et d'azimut respectif *N120* et *N180*. Environ 600 éléments sont requis pour cette simulation.

Ce volume est soumis sur la moitié inférieure de son axe à l'injection d'un débit constant, variant de 1 l/s à 5 l/s, le toit et la surface extérieure du cylindre constituant une limite hydraulique à charge imposée à 0. La figure [III.13] montre en fonction du débit injecté les pressions d'injection qui s'avèrent nécessaires dans chacun de ces deux cas d'orientation du tenseur des contraintes. L'aspect non linéaire classiquement observé dans de tels tests en forage est ici reproduit. L'angle de dilatance utilisé est de 5° tandis que le coefficient de friction $\text{tg}(\phi)$ vaut 0,8 et le seuil de cohésion interne des fractures vaut 0 MPa. Les disques subissent des déplacements tangentiels et ne sont pas soumis à un phénomène d'ouverture normale : on ne retrouve pas le comportement identifié dans le cas précédent de la fracture plane de grande extension pour lequel de faibles accroissements de pression suffisaient pour injecter des débits de plus en plus forts. Il en résulte une direction asymptotique dans le diagramme *pression/débit* (Figure [III.13]).

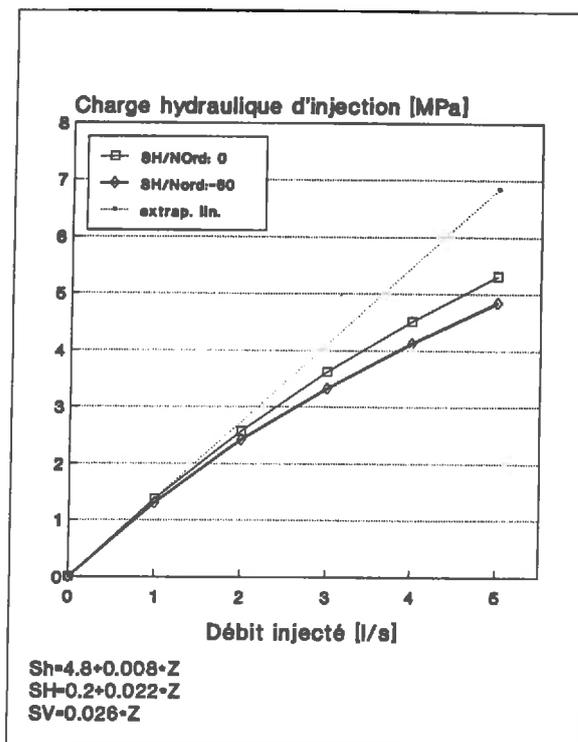


Figure III.13: Essai d'injection en puits unique pour différents niveaux de débit et deux orientations possibles du champ des contraintes.

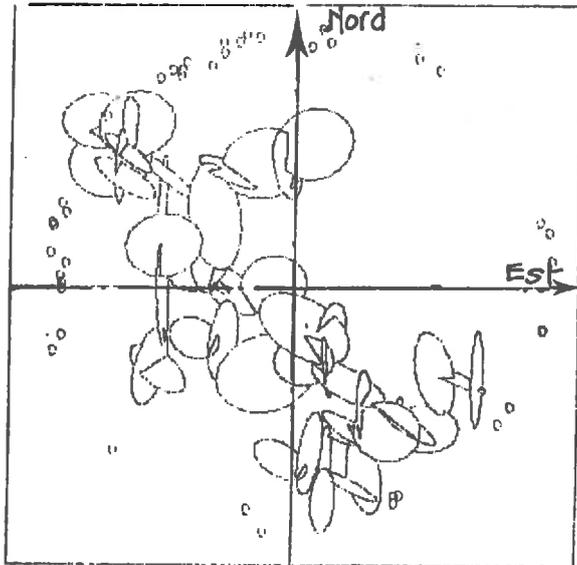


Figure III.14: Vue en plan de l'écoulement. Seuls les éléments participant de façon significative sont représentés.

La figure [III.14] montre, vu de dessus, le sous ensemble des disques par lesquels transite un débit significatif, par exemple un débit supérieur à un seuil donné, ce seuil étant fixé à $> 10\%$ du débit injecté. Ce sous ensemble, quasi-identique dans chacun des deux cas d'orientation des contraintes, indique que l'écoulement prépondérant est orienté suivant la direction de la première famille de joints du modèle. La géométrie prime dans cet exemple particulier sur l'orientation de la contrainte principale maximale horizontale et le bilan hydraulique peut se résumer par :

Débit toit	Débit 1/4 N.O.	Débit 1/4 N.E.	Débit 1/4 S.O.	Débit 1/4 S.E.
25%	37%	15%	2%	21%

Les résultats des calculs de l'équilibre mécanique peuvent être illustrés par les deux figures [III.15a] et [III.15b], toutes deux relatives au débit injecté de $5l/s$. Elles montrent le sous ensemble des disques ayant été affectés par des déplacements tangentiels. Notons que les orientations de ces disques reflètent les directions des contraintes maximales horizontales en place, mais on remarquera qu'il n'y a pas coïncidence avec le sous réseau de la figure [III.14], c'est à dire que les cisaillements sont témoins d'un certain niveau de pression fluide sans être nécessairement associés à des écoulements significatifs.

Si les essais de stimulation hydraulique sont intéressants parce qu'ils induisent des glissements relatifs des épontes des fractures (en témoigneraient les micro-séismes)

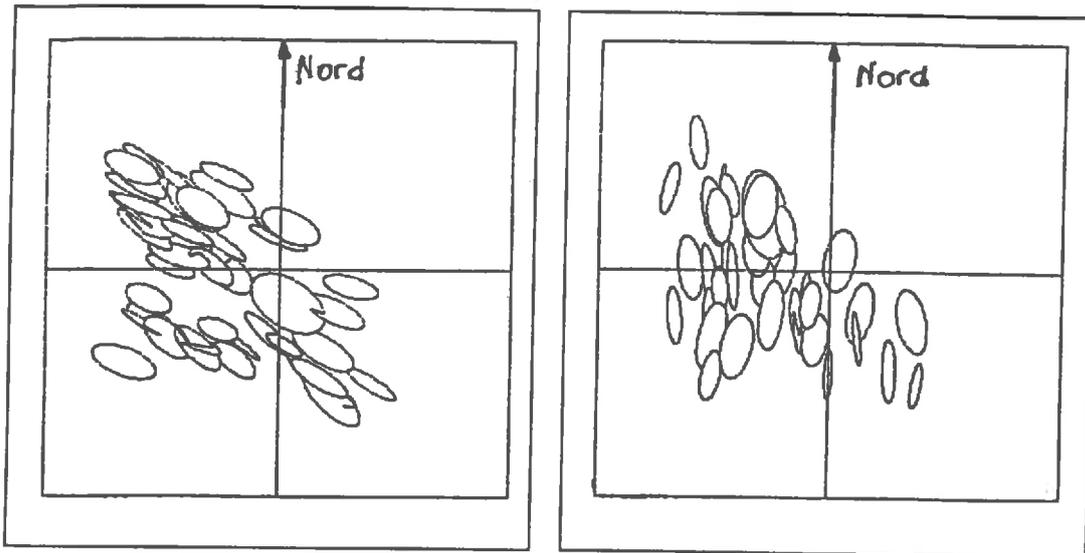


Figure III.15a: Cas où $\sigma_H //$ famille 1. Vue de dessus.

Figure III.15b: Cas où $\sigma_H //$ famille 2. Vue de dessus.

que l'on peut associer à des gains de conductivité hydraulique, il est clair qu'ils ne renseignent aucunement sur les zones de faible impédance susceptibles d'accueillir à moindre effort des écoulements importants. Implanter un forage d'après la seule localisation de l'activité micro-sismique comporte donc un risque qui reste à évaluer.

4. Cas du Mayet de Montagne. Essai de validation.

Le but est maintenant d'essayer de simuler par le calcul certaines des observations faites sur le site de *Mayet de Montagne*, qui ont été décrites dans le premier chapitre. Dans le cadre d'une géométrie que l'on imposera à l'avance de manière déterministe, nous proposerons des valeurs des différents paramètres, mécaniques et hydrauliques, de telle sorte que soient reproduits les quatre points relatifs aux quatre régimes quasi-permanents atteints entre le 15 et le 31 juin 1987, présentés sur les figures [I.17(a),(b)] et reportés sur les diagrammes suivants [III.16(a),(b)].

La simulation de ces pressions d'injection est jugée plus importante que celle de la répartition des débits circulant dans le massif que l'on connaît moins bien pendant cette même période d'essais. L'évolution du taux de restitution hydraulique du doublet ne sera, par exemple, qu'une conséquence du travail d'ajustement de la pression d'injection. On tentera tout de même de respecter les proportions des divers débits entrant ou sortant des différents niveaux des forages telles qu'elles ont été perçues à l'aide des mesures de débitmétrie et de thermométrie.

4.1. Géométrie du système hydraulique

• *Le pourquoi du point de vue déterministe*

Cette tentative déterministe trouve sa justification dans le fait que nous estimons avoir des informations en quantité et diversité suffisantes pour contraindre la question

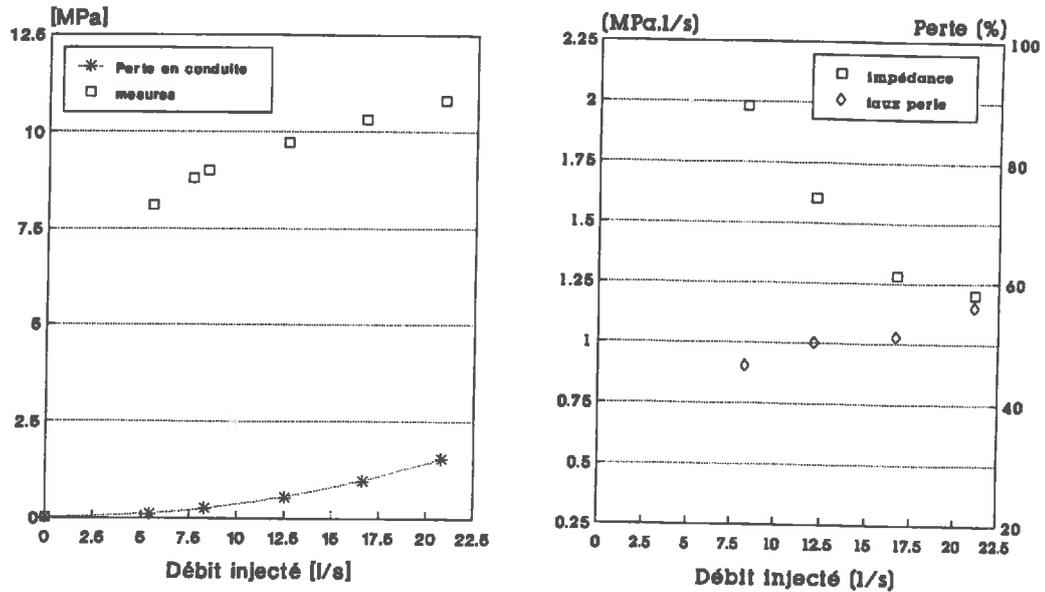


Figure [III.16]. (a) : Couples (pression, débit) mesurés en tête de forage III.9 du 15/06 au 31/06 moyennés issus de [I.17a], corrigés des pertes de charges en tubing. (b) : Rendement hydraulique et impédance hydraulique pour la même période, sont rajoutés deux points obtenus en Juillet 1987 à de plus faibles régimes.

géométrique. De fait, rarement autant d'informations seront simultanément disponibles. Le modèle géométrique résultant aura le mérite d'exister et de se prêter à toute critique qui pourrait aller dans le sens de son amélioration, soit par l'incorporation d'observations plus secondaires, soit par la prise en considération d'éventuelles nouvelles informations.

• Repérage des éléments géométriques

D'un point de vue pratique, l'ensemble des éléments formant le réseau hydraulique, forage et fractures, est défini dans un système de coordonnées rectangulaire, à verticale ascendante, les axes x et y étant respectivement pointés vers l'est et le nord. L'origine est placée à la surface du sol ce qui mène donc à compter négativement les profondeurs.

4.1.1 Représentation des forages

Les forages INAG III.8 et INAG III.9, accusant de très faibles déviations par rapport à la verticale, sont introduits dans le modèle par le biais de segments ver-

tics dont les extrémités (*i.e.* 840 m - 600 m pour III.9 et 780 m - 400 m pour III.8) représentent les parties inférieures et supérieures des passes d'injection et de production. La distance en plan qui sépare ces segments parallèles verticaux est de 93 m, la droite horizontale joignant leur trace ayant la direction N155.

4.1.2. Représentation des zones hydrauliquement conductrices vues à partir des forages

Les principales fractures vues aux puits sont assimilées à des portions de plans (Cf §I.3.1). Une fracture est donc d'abord définie par la donnée de l'orientation du plan qui la supporte. Etant supposée d'extension finie, nous faisons l'hypothèse que chacune a un contour en forme d'ellipse, et est déterminée par la donnée des coordonnées de points foyers et la valeur d'un demi grand axe. Ces extensions doivent être telles que l'ensemble des fractures introduites constitue une structure connectée. Chacune des fractures utilisées est ensuite pavée par des éléments disques.

Les caractéristiques géométriques des fractures retenues sont détaillées ci-après et listées en partie annexe IV.

• *Fractures recoupant le puits d'injection INAG III.9*

L'ensemble des essais montre que les débits sont naturellement injectés, pour partie (*i.e.* 30% à 40%) entre 600m et 660m de profondeur, et pour partie (*i.e.* 20% à 30%) sous la cote 780, cette distribution étant confortée par la présence de nuages d'évènements sismo-acoustiques semblant émaner de ces horizons. Une proportion variable (*i.e.* 25% à 40%) emprunte des niveaux intermédiaires ayant subi les effets de travaux de développement. Cette schématisation grossière des écoulements s'avère dépendante de la pression d'injection (Cf. §I.2.8.). Ont donc été retenues, parmi les fractures listées dans la table 1 du chapitre I, celles qui recoupent ce puits III.9 aux profondeurs de 628 m, 640 m, 654 m et 781 , 805 m.

Comme il a été constaté que la partie haute participe plus à l'écoulement que la partie basse, lorsque le débit global injecté est augmenté, nous avons préféré représenter la contribution profonde non détaillée par les débitmétries, à l'aide d'une fracture sise à 830 m qui aurait une orientation éloignée de celle de la contrainte horizontale maximale. Par exemple, la fracture vue à 818 m vérifie cette propriété. Ce choix d'orientation se trouve par ailleurs conforté par la remarque de Thomas [1988] citée au §I.2.2. Nous obtenons ainsi les fractures numérotées 1 à 6 dans la table 2 de l'annexe IV.

Quid des fractures du puits III.9, ayant subi des traitements de développement à l'aide de fluides visqueux ? Le comportement de ces fractures a déjà été discuté (Cf. §I.2.8. et §I.3.2.1.), et les fortes pressions exigées lors de leur traitement semblerait indiquer que celles ci butent rapidement sur d'autres fractures, inconnues, mais possédant de mauvaises propriétés hydrauliques. Ce point semble confirmé par le fait que l'essai de circulation a été sismiquement muet dans cette tranche de profondeurs. De plus, les mesures acquises lors de ces tests de stimulation ne sont pas interprétables par les modèles dont l'hydraulique est bâtie sur la loi de *Poiseuille*. Ceci est dû à la présence, dans le fluide injecté, d'un adjuvant gélifiant limiteur de frictions ⁴. Nous

⁴ Au débit de 25 ls^{-1} , les pertes de charges en tubing $3^{1/2}$ sont avec de tels adjuvants, environ trois fois moindres qu'avec de l'eau et ne dépassent pas 1 MPa sur 600m de conduites. L'incertitude subsiste sur le comportement en cisaillement de ces fluides à l'intérieur des fractures pré-existantes. [Ref. Halliburton Services. Fracturing technical data.

ne pouvons donc pas tirer d'enseignements pratiques de ces tests pour la construction du modèle et nous négligerons ces fractures dont on ne sait que faire pour l'instant.

• *Fractures recoupant le puits de production INAG III.8*

Ce puits producteur a fait l'objet d'un important travail de développement dans sa partie inférieure et les thermométries nous ont appris que 40% du débit produit provenait de ces exutoires profonds. Nous savons de plus qu'une fracture majeure à l'échelle du champ recoupe ce forage à la profondeur de 472 m, en contribuant à hauteur de 25% à la production totale. Une fraction de l'ordre de 20% se trouve expliquée par un groupe de fractures rencontrées entre 630m et 660m de profondeur. Les fractures choisies, pour simuler ces observations, sont celles qui interceptent ce puits aux cotes respectives de 754 m, 710 m, 673 m, 472 m et 438 m. Une fracture supplémentaire intercepte le segment de production à la cote 635 m et joue le rôle des fractures conductrices vues au voisinage de cette profondeur.

La table 2 de l'annexe IV rassemble, avec les numéros d'ordre 7 à 12, les fractures qui viennent d'être citées.

• *Fractures simulant les zones conductrices mais ne recoupant pas les forages*

Il s'agit essentiellement de représenter les zones sismiquement actives identifiées au cours de l'essai de circulation. Pour ce faire, nous avons retenu une fracture subverticale, référencée 15 dans la troisième table de l'annexe IV, orientée N170, située à la profondeur moyenne de 835 m et assurant la liaison entre les fractures 6 et 12, ainsi que deux fractures respectivement appelées 13 et 14, destinées à constituer d'éventuels exutoires vers une limite hydraulique autre que le forage de production, dans le but de respecter le taux de pertes en fluide observé. Par la suite, l'élément 13 sera dénommé *fuite sud* et l'élément 14 *fuite est*.

4.1.3. Première idée sur les extensions

Dans l'absence quasi-totale de certitude sur ce que peut être l'extension d'une fracture subverticale, nous avons décidé d'affecter la valeur de 50 m à la plupart des extensions maximales des quinze fractures introduites. Cette valeur par défaut est de 100 m pour les fractures numérotées 11, 12 (zones ayant été stimulées) et 5, 13, 15 (zones rassemblant les micro-séismes). La fracture recoupant le puits de production à la cote 472 m est dotée d'une extension verticale de 400 m, en raison de son rôle hydraulique prédominant (Voir par exemple §I.2.4.2. et §I.2.9.3.). Certaines de ces valeurs fixées par défaut ont été par la suite modulées pour parfaire le travail d'ajustement du modèle aux observations hydrauliques de terrain. Le réseau géométrique global est représenté sur la figure [III.17] par deux projections sur les plans verticaux *Sud - Nord* et *Ouest - Est*.

4.2. Propriétés hydromécaniques

4.2.1. Propriétés mécaniques de la matrice

La matrice, supposée élastique, est caractérisée par le couple de paramètres E, ν . Les valeurs numériques retenues sont $E = 60000M Pa$ et $\nu = 0,3$. Le module d'Young E pourrait être inférieur à cette valeur mesurée sur échantillon en raison de la présence de la fissuration naturelle. Ce point n'a pas été pris en compte.

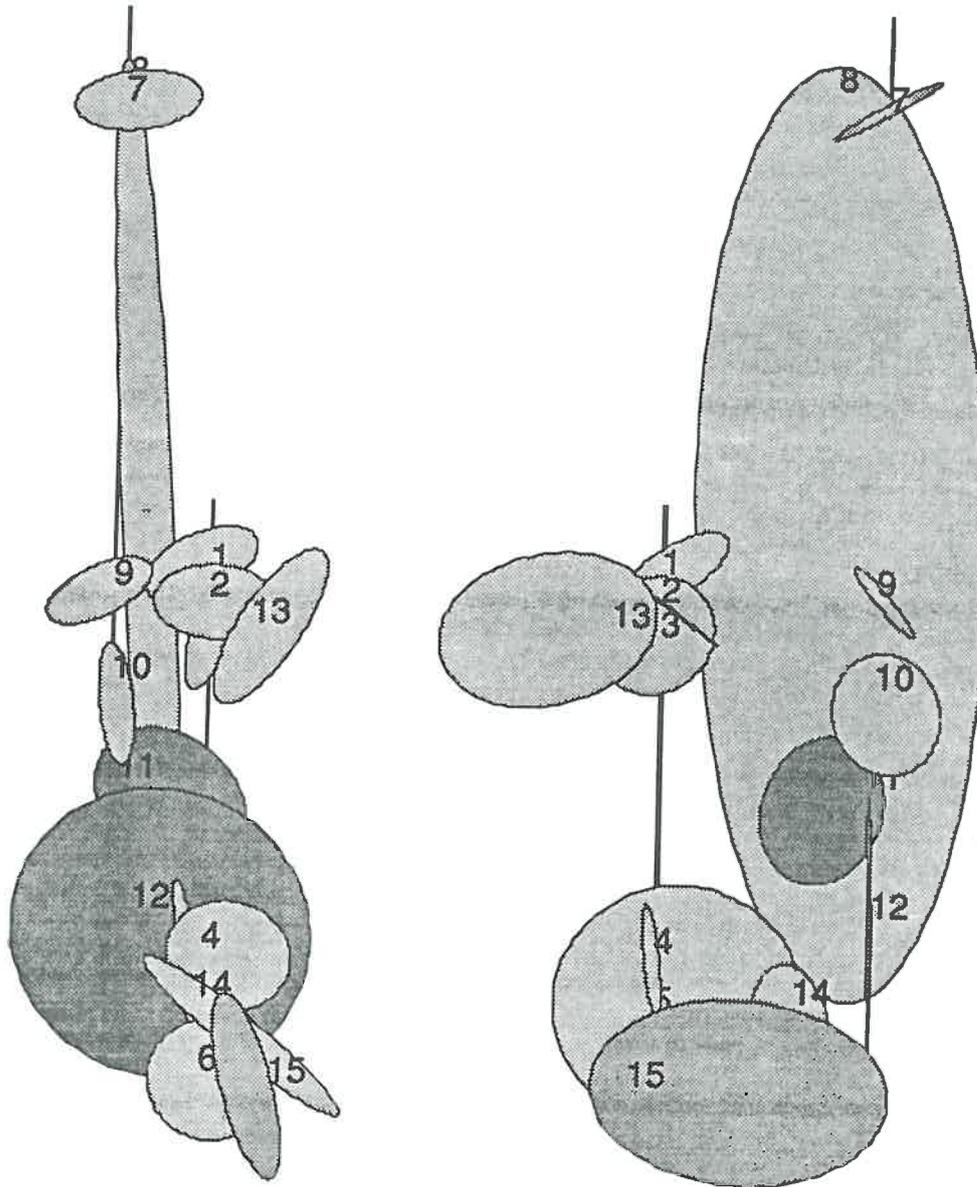


Figure [III.17]: Elévation Sud-Nord et Ouest-Est du système des fractures introduites pour simuler le cas -Mayet de Montagne-. Les forages INAG III.8 et III.9 sont représentés par des segments parallèles verticaux de longueur respective 380 et 240 m et interceptant cet assemblage de fractures chacun en six points.

4.2.2. Tenseur des contraintes

Le tenseur des contraintes σ utilisé dans ce calcul est celui qui est présenté au paragraphe I.2.1. à l'aide des figures I.5(a),(b). Il résulte de l'interprétation de mesures de la contrainte normale supportée par des fractures pré-existantes d'orientations différentes. Une des hypothèses de cette interprétation réside dans la dépendance linéaire des contraintes avec la profondeur ce qui conduit à une expression de la forme $\sigma = S + z\zeta$. Des considérations sur la symétrie et la continuité depuis la surface de ces tenseurs de second ordre S et ζ conduisent à annuler les composantes S_{13}, S_{23}, S_{33} et ζ_{13}, ζ_{23} .

Le résultat peut se formuler, dans notre référentiel, par l'égalité matricielle suivante :

$$(\sigma) = \begin{pmatrix} 1,01 & 1,82 & 0 \\ 1,82 & 4,29 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} - z \begin{pmatrix} 0,0175 & -0,0071 & 0 \\ -0,0071 & 0,0150 & 0 \\ 0 & 0 & 0,0255 \end{pmatrix}$$

z désignant la profondeur, négative, exprimée en mètres.

4.2.3. Propriétés mécaniques des fractures

Il s'agit ici de définir les lois $E'(\sigma_n)$ donnant la raideur équivalente d'une fracture et $a(\sigma_n)$ donnant le taux de surface libre entre les épontes en fonction de la contrainte normale exercée ainsi que les paramètres qui interviennent dans la loi de *Mohr-Coulomb*. Les valeurs numériques choisies sont rassemblées dans le tableau suivant :

$E'_{\sigma=0}$	300MPa	
$E'_{\sigma=30}$	10000MPa	
$\alpha_{\sigma=30}$	45%	50%
frottement	$tg(\Phi) = 0,8$	
cohésion	$S = 0MPa$	
angle de dilatance	$\alpha = 2,5^\circ$	

Deux fonctions donnant le degré de séparation ont été testées, qui diffèrent par la valeur du taux limite affecté pour les fortes contraintes normales. Le graphique [III.18] suivant donne l'allure de ces deux propositions ainsi que la courbe donnant la raideur apparente E' des joints.

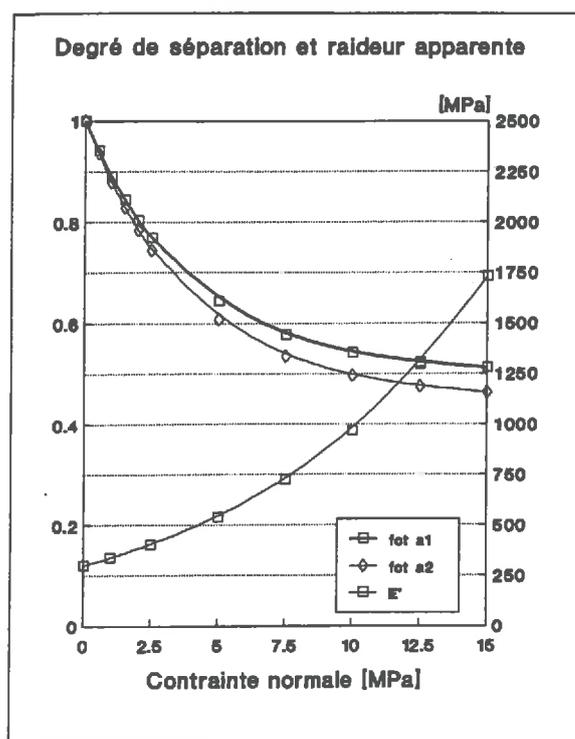


Figure III.18: Degré de séparation et raideur apparente en fonction de la contrainte normale.

4.2.4. Propriétés hydrauliques des fractures

Ne disposant pas de tests locaux donnant une image du débit que l'on peut injecter *in-situ* dans une fracture d'orientation quelconque sous une charge donnée en fonction de la contrainte normale en ce même lieu, nous sommes obligés de faire une hypothèse sur la façon de quantifier le taux de surface offert au fluide en largeur équivalente d'écoulement. De même l'épaisseur de référence est un paramètre qu'il faudra ajuster. Un fourchette de valeurs raisonnables de cette dimension caractéristique se situe entre $200 \mu\text{m}$ et $300 \mu\text{m}$. La fonction donnant la largeur équivalente des liens conducteurs pour un niveau de contrainte normale donné est celle de la figure [III.10(a)].

4.3. Simulations numériques du fonctionnement du doublet

4.3.1. Nature des calculs effectués

- *Affectation des conditions aux limites hydrauliques*

Rappelons que le puits de production constitue une limite hydraulique dont la charge hydraulique vaut 0. De plus les fractures référencées 13 et 14 représentent des exutoires pour le fluide injecté, c'est-à-dire que les éléments disques de leur pavage qui sont les plus éloignés du puits d'injection sont dans le modèle des éléments où la charge hydraulique est imposée à la valeur 0.

- *Les différents régimes hydrauliques testés*

Le débit d'injection est une grandeur imposée. Le calcul donne une répartition de ce débit dans les différentes fractures d'entrée, ainsi que la pression nécessaire à

cet effet. La gamme de débits testés s'étend de $2,5 \text{ ls}^{-1}$ à $17,5 \text{ ls}^{-1}$. La raison pour laquelle nous n'avons pu simuler des injections à plus forts débits sera présentée.

4.3.2. Premiers ajustements effectués

Ce paragraphe montre les résultats obtenus lors de simulations d'injections à faible débit, soit $2,5 \text{ ls}^{-1}$, en utilisant successivement les deux fonctions *degré de séparation* (voir figure [III.18]), qui se différencient en particulier l'une de l'autre par la valeur minimale du taux de surface libre, respectivement égale à 45% et 50% .

Dans un premier temps, les épaisseurs des quinze fractures sont égales à $250 \mu\text{m}$, puis dans un second temps égales à $225 \mu\text{m}$. On affectera par la suite aux fractures ayant subi les stimulations avec injection de sable de soutènement une épaisseur de $400 \mu\text{m}$, les autres restant égales à $225 \mu\text{m}$. Enfin on trouvera la distribution des épaisseurs définitivement retenue. Les quatre tableaux qui suivent résument ces résultats.

Rappelons les expressions analytiques arbitrairement retenues des fonctions *degré de séparation* dont il est question :

- Fonction 1 : $\sigma_n \rightarrow a(\sigma_n) = 0,55e^{-0,25\sigma_n} + 0,45$

- Fonction 2 : $\sigma_n \rightarrow a(\sigma_n) = 0,50e^{-0,25\sigma_n} + 0,50$

		fonction 1		fonction 2	
H_{inj}		3,90 MPa		3,05 MPa	
$r_{hydr.}$		49%		47%	
prof.	ep.	débit partiel		débit partiel	
[m]	[μm]	[ls^{-1}]	[%]	[ls^{-1}]	[%]
628	250	0,55	22	0,55	22
640	250	0,47	19	0,47	19
654	250	0,58	22	0,50	20
781	250	0,22	9	0,25	10
805	250	0,28	12	0,28	12
830	250	0,40	16	0,43	17
438	250	0,12	5	0,12	5
472	250	0,45	18	0,42	17
635	250	0,14	6	0,14	6
673	250	0,07	3	0,07	3
710	250	0,18	7	0,17	7
755	250	0,25	10	0,25	10

Travail d'ajustement. Table III.1 : Epaisseurs toutes égales à $250 \mu\text{m}$

		fonction 1		fonction 2	
H_{inj}		5,05 MPa		3,90 MPa	
$r_{hydr.}$		50%		48%	
prof.	ep.	débit partiel		débit partiel	
[m]	[μm]	[$l s^{-1}$]	[%]	[$l s^{-1}$]	[%]
628	225	0,55	22	0,55	22
640	225	0,45	18	0,47	19
654	225	0,58	23	0,50	21
781	225	0,22	9	0,22	10
805	225	0,27	11	0,28	12
830	225	0,40	16	0,43	17
438	225	0,13	5	0,12	5
472	225	0,46	18	0,42	17
635	225	0,14	6	0,14	6
673	225	0,08	3	0,08	3
710	225	0,18	7	0,18	7
755	225	0,26	10	0,26	10

Travail d'ajustement. Table III.2 : Epaisseurs toutes égales à 225 μm

		fonction 1		fonction 2	
H_{inj}		4,85 MPa		3,80 MPa	
$r_{hydr.}$		48%		44%	
prof.	ep.	débit partiel		débit partiel	
[m]	[μm]	[$l s^{-1}$]	[%]	[$l s^{-1}$]	[%]
628	225	0,57	23	0,55	22
640	225	0,45	18	0,47	19
654	225	0,57	23	0,52	21
781	225	0,22	9	0,25	10
805	225	0,27	11	0,30	12
830	225	0,40	16	0,43	17
438	225	0,11	5	0,10	5
472	225	0,39	16	0,36	15
635	225	0,12	6	0,11	6
673	225	0,05	3	0,05	3
710	225	0,31	12	0,30	12
755	225	0,23	9	0,19	8

Travail d'ajustement. Table III.3 : Epaisseurs toutes égales à 225 μm , sauf pour les fractures numérotées 11 et 12, affectées de l'épaisseur 400 μm

Suite à l'analyse de ces premiers calculs, le travail d'ajustement de ces débits partiels est poursuivi, guidé par la nécessité d'une répartition du débit injecté moins favorable à la partie haute. De plus il doit conduire à une pression d'injection plutôt plus élevée et à un rendement hydraulique global qui soit plus élevé de quelques pour-cent. Les fractures numérotées 1, 2 et 3 doivent donc être moins conductrices, ainsi que la fracture 13, qui est dans ce modèle génératrice de pertes hydrauliques. Son épaisseur est fixée à $175\mu m$. Les fractures 14 et 15 du modèle, qui assurent la connexion profonde entre les deux forages conservent l'épaisseur de $225\mu m$. Nous aboutissons aux résultats donnés ci-après :

		fonction 1		fonction 2	
H_{inj}		5,65 MPa		4,47 MPa	
$r_{hydr.}$		54%		51%	
prof.	ep.	débit partiel		débit partiel	
[m]	[μm]	[$l s^{-1}$]	[%]	[$l s^{-1}$]	[%]
628	175	0,37	15	0,37	15
640	225	0,57	23	0,62	25
654	175	0,47	19	0,37	15
781	225	0,27	11	0,27	11
805	225	0,35	14	0,35	14
830	225	0,45	18	0,47	19
438	250	0,13	5	0,12	5
472	225	0,43	17	0,40	16
635	200	0,11	5	0,11	5
673	225	0,07	3	0,07	3
710	300	0,32	13	0,31	12
755	250	0,27	11	0,27	11
Perte Sud		0,17	7	0,20	8
Perte Est		0,79	31	0,84	31

Travail d'ajustement. Table III.4 : Epaisseurs retenues après plusieurs recherches du meilleur ajustement par *essais/erreurs*.

Pour conclure cette première étape, nous dirons que munis de cette proposition déterministe de la géométrie du réseau de fractures, nous sommes capables de répartir de façon à peu près satisfaisante les masses fluides injectées à faible régime entre la partie haute et la partie basse du forage d'injection du doublet.

De plus la distribution des débits calculés dans le forage de production respecte grossièrement la répartition mesurée, à savoir environ 30% en provenance du niveau 470 m et 45% en provenance des deux fractures profondes, introduites dans le modèle aux cotes 710 m et 755 m.

Enfin, l'impédance hydraulique correspondante à ce débit injecté de $2,5 l s^{-1}$ est supérieure à $4,1 MPa l^{-1} s$ lorsque l'on utilise la première fonction donnant le *degré de séparation* et est voisine de $3,5 MPa l^{-1} s$ lorsque l'on utilise la seconde proposition.

4.4. Résultats obtenus pour des simulations d'injection à débits plus élevés

Nous poursuivons le travail en appliquant au réseau, dont la géométrie est désormais fixée par la table III.4, des régimes de circulation à débits croissants. Ceci va permettre de quantifier l'effet sur la pression d'injection calculée du choix de l'une ou l'autre des deux fonctions testées pour représenter la quantité d'aire de contact entre les épontes des fractures.

4.4.1. Résultats globaux, vus des forages. Charge hydraulique d'injection, taux de restitution

Les graphiques de la page suivante reprennent les points objectifs résultant des mesures à l'aide de symboles carré (\square) (Cf. fig[I.17(a)], [III.16(b)]) aux quels se superposent les valeurs fournies par le calcul. Les symboles plus (+) sont relatifs aux résultats issus de l'emploi de la première fonction *degré de séparation* tandis que les triangles (\triangle) se réfèrent à l'emploi de la seconde. Le graphique [III.19(a)] s'adresse aux pressions, exprimées en fonction des débits injectés, tandis que le graphique [III.19(b)] rassemble impédances et taux de restitution hydraulique en fonction des débits injectés.

L'usage de la première fonction donne manifestement plus de satisfaction. En effet, en dépit de l'absence de mesures de pression d'injection à faibles débits, nous parvenons à atteindre dans la gamme des débits intermédiaires allant de 5 ls^{-1} à 10 ls^{-1} , des pressions peu éloignées des valeurs enregistrées sur le terrain. Cependant une difficulté importante subsiste. Pour les débits supérieurs à $12,5 \text{ ls}^{-1}$, notre modèle s'écarte de la réalité, en devenant notablement trop conducteur (Table de résultats III.5). De fait, pour de tels débits, les mesures de terrain excèdent ces valeurs calculées d'environ 1 MPa .

Une remarque analogue vient également lorsque l'on considère le taux de restitution hydraulique calculé (Table III.5 ci-après). Dès que la pression d'injection calculée, appliquée en tête de forage, dépasse $9,5 \text{ MPa}$, ce taux diminue considérablement, passant de 60% pour 10 ls^{-1} à moins de 45% lorsque l'on simule une injection de $17,5 \text{ ls}^{-1}$. Ce phénomène ne s'est manifesté dans la réalité que pour des pressions supérieures à $10,5 \text{ MPa}$.

débits [l/s]	1,5	3,0	4,5	6,0	7,5	10	12,5	15	17,5
Pression [MPa]	3,73	6,60	7,88	8,40	8,75	9,35	9,53	9,75	9,85
restitution [%]	51	54	56	58	60	61	58	48	44
fuite sud [%]	8	8	11	10	7	8	17	32	37
fuite est [%]	33	37	33	32	32	30	24	20	18

Table III.5: Valeurs calculées des pressions d'injection, rendement hydraulique et répartition entre puits producteur et les autres limites du système. Le graphique correspondant est donné par les figures [III.19(a),(b)]

C'est pour ces deux précédentes raisons que les calculs n'ont pas été poursuivis au delà du débit $17,5 \text{ ls}^{-1}$.

ESSAI DE CIRCULATION III.9-III.8
15 Juin - 1 Juillet 1987

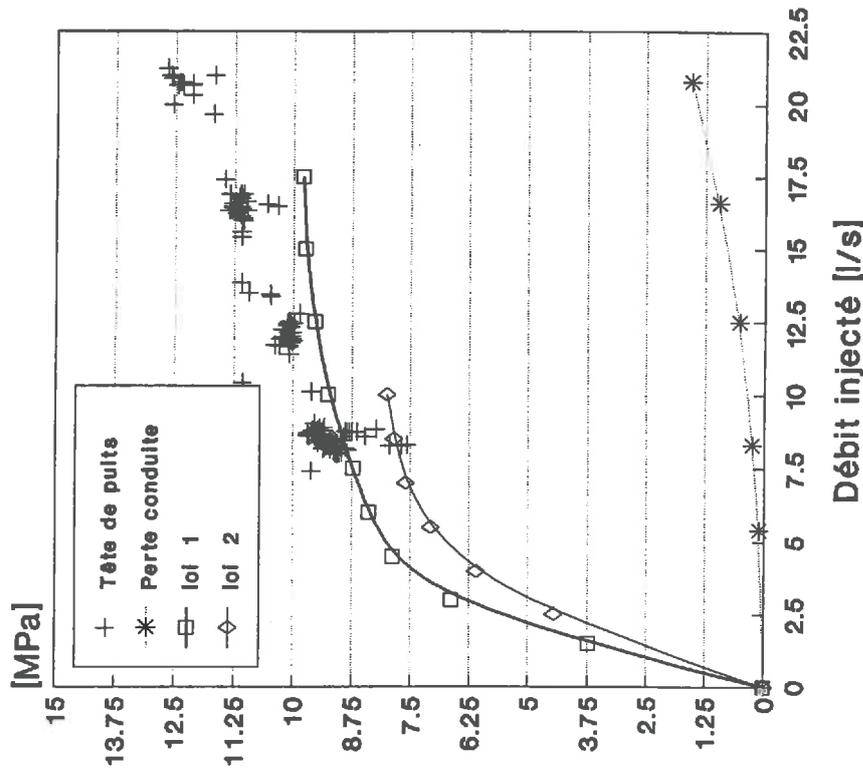


Figure [III.19(a)]

ESSAI DE CIRCULATION III.9-III.8
15 Juin - 1 Juillet 1987

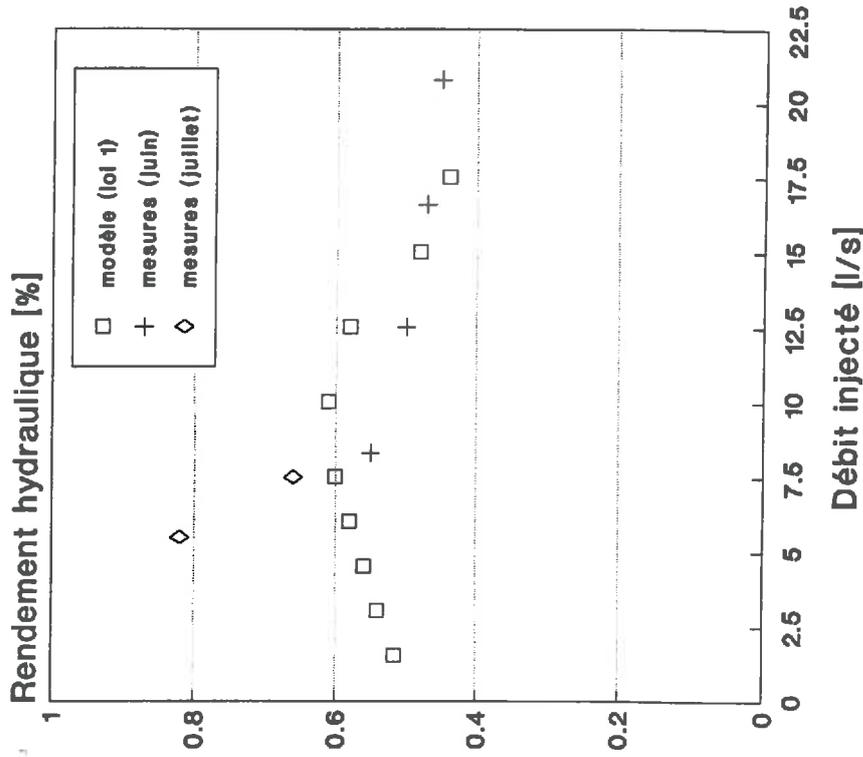


Figure [III.19(b)]

De même, les simulations admettant comme hypothèse de travail la seconde fonction *degré de séparation* n'ont pas été poursuivies pour des débits supérieurs à 10 l s^{-1} car la courbe calculée H_{inj}/Q_{inj} s'infléchissait trop tôt, ne laissant pas entrevoir la possibilité d'atteindre le niveau de 10 MPa requis pour un bon accord avec les essais.

4.4.2. Répartition des flux calculés dans les fractures interceptant les forages du modèle

Présentons maintenant l'évolution avec le régime d'injection de la distribution des débits partiels entrant ou sortant du système, obtenus en utilisant comme hypothèse de travail la première des deux fonctions testées. Deux tableaux supplémentaires résument ces résultats de la modélisation. Le premier s'adresse aux fractures connectées au segment *puits d'injection*, l'autre aux fractures productrices. Les chiffres sont exprimés en pourcentages du débit total injecté ou du débit total produit, les taux de production effective ayant déjà été fournis (Cf. Table III.5 et figure [III.19(b)]).

débits [l/s]	1,5	3,0	4,5	6,0	7,5	10	12,5	15	17,5
628 m	15	15	10	11	18	21	29	17	21
640 m	25	24	9	8	7	7	5	5	4
654 m	15	19	45	45	37	38	37	54	53
781 m	11	11	9	14	14	12	11	8	7
805 m	14	14	13	18	21	20	16	13	13
830 m	19	18	14	5	3	3	2	4	2

Répartition des débits calculés dans le forage d'injection.

débits [l/s]	1,5	3,0	4,5	6,0	7,5	10	12,5	15	17,5
438 m	10	10	10	11	11	12	13	14	14
470 m	32	32	33	35	37	38	42	45	44
635 m	9	9	8	8	8	8	8	7	7
673 m	5	5	5	5	5	4	4	3	3
710 m	23	23	23	22	20	20	17	15	16
755 m	19	20	20	19	18	17	15	14	14

Répartition des débits calculés dans le forage de production.

Ces chiffres mettent clairement en évidence le fait que la répartition du débit injecté évolue avec la valeur de ce débit. Ici, cela se fait au profit de la partie haute du forage, qui absorbe grossièrement 75% des flux dès que la pression dépasse $9,5 \text{ MPa}$, ces flux étant alors plus massivement perdus par la limite *sud* du modèle. A partir de ce niveau d'injection, la partie inférieure du modèle offre relativement à la partie supérieure trop de résistance au fluide et ne peut accommoder plus de $3,75 \text{ l s}^{-1}$ en provenance du forage. En conséquence la proportion injectée dans cette partie inférieure diminue en valeur relative. Il est intéressant de constater que la répartition des

débites évacués par les différentes fractures productrices du modèle est aussi influencée par ce phénomène, ce qui ne transparaissait pas vraiment au travers des mesures de terrain. La conclusion est que ce modèle ne peut être que provisoire.

4.5. Commentaires

Le travail qui vient d'être effectué soulève plusieurs points dignes d'intérêt.

Sur le plan de la perception déterministe du réseau de fractures, nous avons vu qu'il était possible à l'aide des mesures de terrain, diagraphies, écoute sismique, de situer et d'orienter dans l'espace les fractures de façon à représenter un réseau plausible, certaines des fractures pouvant avoir une orientation telle qu'elles puissent ne participer que modérément à l'équilibre des flux dans une large plage de pression puis agir à la façon d'un clapet qui s'ouvre à partir d'un certain seuil de pression. Ainsi est-on arrivé à ce que la partie haute du modèle contribue plus aux écoulements lorsque le débit global mis en circulation est augmenté. Nous avons vu aussi que cet effet était difficile à moduler. Ceci s'explique peut être par le fait que les fractures utilisées dans le modèle sont, d'une part, de trop grande extension et, d'autre part, trop peu nombreuses. Car c'est de la proximité du bout d'une fissure que provient l'essentiel de sa résistance à la traction lorsqu'elle se trouve sollicitée par des contraintes effectives négatives et c'est de l'existence de relais mal orientés que provient une grande partie des pertes de charge. Nous rejoignons le fait que les mesures disponibles témoignaient de niveaux de pression élevés relativement aux contraintes en place et aux débits mis en jeu.

Concernant l'appréciation des lois de comportement nécessaires à la mise en œuvre du modèle hydro-mécanique, il apparaît que dans un système ouvert, un régime permanent d'écoulement se trouve fortement influencé par les résistances hydrauliques des éléments se trouvant dans le voisinage des exutoires du modèle. Ces éléments sont par essence ceux qui, de l'aval, imposent pour un régime de circulation donné, la taille du volume affecté par des phénomènes mécaniques plus marqués, comme glissement ou écartement des épontes d'une fracture. D'où la nette différence qui subsiste entre les pressions d'injection calculées à l'aide de deux fonctions *degré de séparation* pourtant assez voisines. Ces lois caractérisent ce qui se passe loin du point d'injection, en particulier les potentialités de fuite hydraulique, et ne peuvent se quantifier que par des mesures à faible régime, mécaniquement peu contraignantes.

Enfin notons que les essais de terrain comme les simulations numériques soulignent l'aspect capricieux du comportement du réseau de fractures, qui se traduit dans les deux cas par des débitmétries évoluant à l'occasion d'un changement de régime de circulation ou par un taux de restitution hydraulique variable.

Pour améliorer le modèle et mieux expliquer a posteriori les mesures déjà disponibles, il faudrait pouvoir disposer de résultats de tests de circulation à divers débits dans des tronçons plus courts du forage d'injection, tests que nous n'avions pas programmés. Par exemple la partie haute, la partie médiane, la partie basse du puits *INAG III.9* pourraient faire l'objet de tels essais *in-situ*, assortis ou non d'expériences de traçage, de façon à savoir quelle impédance accorder à un horizon conducteur donné, dans quelle proportion chaque tronçon contribue à la production totale, ou si des liaisons directes peuvent être établies avec telle ou telle section du forage producteur. Ces simulations sont à la portée du modèle et cela permettrait d'introduire les fractures qui ont été négligées jusqu'à présent dans le forage d'injection.

Pour illustrer ce point, voyons quelles sont les prévisions du modèle dans son état actuel de développement. Pour mettre en circulation $2,5 \text{ ls}^{-1}$ à partir d'une passe du forage III.9 comprenant les fractures appelées 1, 2, et 3, il faut une charge d'injection de $7,05 \text{ MPa}$ et le débit se distribue à raison de $0,20 \text{ ls}^{-1}$, $0,70 \text{ ls}^{-1}$, $0,17 \text{ ls}^{-1}$, $0,1 \text{ ls}^{-1}$, $0,37 \text{ ls}^{-1}$, $0,25 \text{ ls}^{-1}$ dans les fractures respectivement numérotées 7 à 12, ce qui représente un taux de restitution global de 71%, avec des pertes réparties à hauteur de $0,43 \text{ ls}^{-1}$ et $0,29 \text{ ls}^{-1}$ par les limites *sud* et *est* (i.e. les fractures 13 et 14). De même une injection de débit $2,5 \text{ ls}^{-1}$ dans les fractures numérotées 4, 5, 6 nécessiterait d'après le modèle une charge hydraulique de $8,25 \text{ MPa}$ et conduirait à la distribution de débits suivante : $0,03 \text{ ls}^{-1}$, $0,08 \text{ ls}^{-1}$, $0,03 \text{ ls}^{-1}$, $0,3 \text{ ls}^{-1}$, $0,23 \text{ ls}^{-1}$, $0,31 \text{ ls}^{-1}$ pour les fractures respectivement numérotées 7 à 12, soit un taux de restitution global de 28%, avec des pertes réparties à hauteur de $0,02 \text{ ls}^{-1}$ et $1,79 \text{ ls}^{-1}$ par les fractures 13 et 14. La confrontation de ces chiffres avec des mesures de terrain apporterait sans doute des éclaircissements sur le fonctionnement de ce doublet et permettrait de juger du bien fondé des éléments géométriques introduits.

Comment conclure autrement cette partie de l'étude qu'en disant que les résultats semblent encourageants mais que les données caractérisant les phénomènes locaux sans lesquelles l'unicité de la solution au problème posé n'est pas garantie, font le plus souvent défaut ?

Parmi l'ensemble des variables intervenant dans la résolution d'un problème hydro-mécanique, il est d'usage d'en considérer certaines comme des paramètres susceptibles d'être discutés et ajustés en fonction de tel ou tel argument tandis que d'autres sont traitées comme des données, qu'elles proviennent de la littérature ou qu'elles aient été préalablement établies à partir de mesures plus spécifiques.

C'est précisément parce que nous ne disposons pas de ce minimum de tests locaux que l'on n'a pu s'appuyer sur les lois rhéologiques donnant par exemple le degré de séparation d'une fracture du granite du *Mayet de Montagne* en fonction des contraintes qui s'y appliquent. De même aucun test d'injection n'était destiné à l'étude des propriétés hydrauliques locales d'une portion de fracture soumise à un effort normal, si bien qu'il a fallu faire une hypothèse supplémentaire sur cette loi de comportement. Les mesures globales disponibles ont donc servi à apprécier à la fois les aspects géométriques et l'ensemble des phénomènes hydro-mécaniques mis en jeu et l'on comprend qu'à ce stade du travail, l'aspect univoque des résultats puisse apparaître comme discutable.

4

Prospectives,

Un chapitre qui pourrait s'apparenter à un test de comportement du modèle couplé plutôt qu'à une étude du comportement des massifs fracturés en raison du caractère limité des mesures de terrain et des hypothèses que l'on est obligé de faire pour espérer décrire correctement ces milieux.

1. Représentation d'une zone d'écoulement d'allure plane par un réseau structuré de disques élémentaires.

Parmi les principales méthodes de caractérisation de la géométrie des milieux fracturés, inventoriées par Dershowitz et Einstein [1988], certaines, que ces auteurs qualifient d'*aggregate characterizations*, revêtent l'aspect particulier de reproduire les constantes géométriques fréquemment observées par le biais d'une interdépendance des propriétés attribuées aux fractures élémentaires. Alors que dans les approches dérivées de celle de Baecher, chacune des fractures est décrite séparément de telle sorte que leur ensemble constitue une représentation probable du milieu, il est fait appel dans l'élaboration d'un *système de joints* à des méthodes plus explicites imposant une structure a priori sans qu'il soit besoin de faire appel à des méthodes géostatistiques.

C'est par exemple en utilisant une grille de liens orthogonaux que Pine et Batchelor [1984] reproduisent le fait que le massif fracturé ressemble à un assemblage de blocs cubiques et modélisent en deux dimensions les expériences de stimulation hydraulique réalisées sur le site de *Rosemanovs (UK)*. L'orientation de cet espace à deux dimensions résulte alors du travail de localisation de la signature sismique des essais de stimulation hydraulique massive, qui fait apparaître deux zones sub-verticales parallèles dont l'extension dépasse plusieurs centaines de mètres. Cette idée d'un écoulement dominé par une ou plusieurs structures de grande extension se trouve conforté par le travail de Nicoll et Robinson [1990]. En effet, pour mener à bien l'interprétation du comportement thermique de longue durée de ce même doublet, ces auteurs ont dû bâtir leur modèle autour de grandes zones conductrices parallèles, et ceci en dépit de la nature apparemment très fracturée de leur milieu.

Puisqu'il s'avère que des écoulements significatifs peuvent s'établir préférentiellement dans de telles structures bidimensionnelles subverticales, essayons donc de représenter un horizon conducteur, non pas par un simple plan mais par un assemblage de fractures élémentaires définissant dans l'espace une structure d'allure bidimensionnelle, dont les dimensions épaisseur et extension maximale seraient par exemple dans un ordre un à dix. C'est ce schéma conceptuel que Armstead et Tester [1987, chap.10] dénomment *Vertical fracture-dominated network model*.

En raison de sa facilité de mise en œuvre, le choix s'est porté sur un réseau cubique. Les deux premiers axes de ce réseau définissent l'azimut et le pendage de la structure plane modélisée tandis que le troisième axe en donne la puissance. Un pas régulier, identique dans les trois directions, permet de peupler l'espace de sites qui représenteront les centres des disques élémentaires du modèle géométrique, leur direction normale étant prise au hasard suivant une répartition convenue à l'avance, voisine de celle de l'un des trois axes. Le rayon des éléments disques est tiré au hasard selon une loi de répartition Log-normale. Pour les besoins des exemples numériques, on choisira pour paramètres de cette loi un faible écart type et une valeur moyenne garantissant la percolation sans discuter les valeurs extrêmes qui permettraient d'atteindre cet objectif, ni même établir une relation statistique entre ces paramètres et la distance caractéristique qui sépare les noeuds du modèle. Ce pourrait être l'objet d'une étude spécifique.

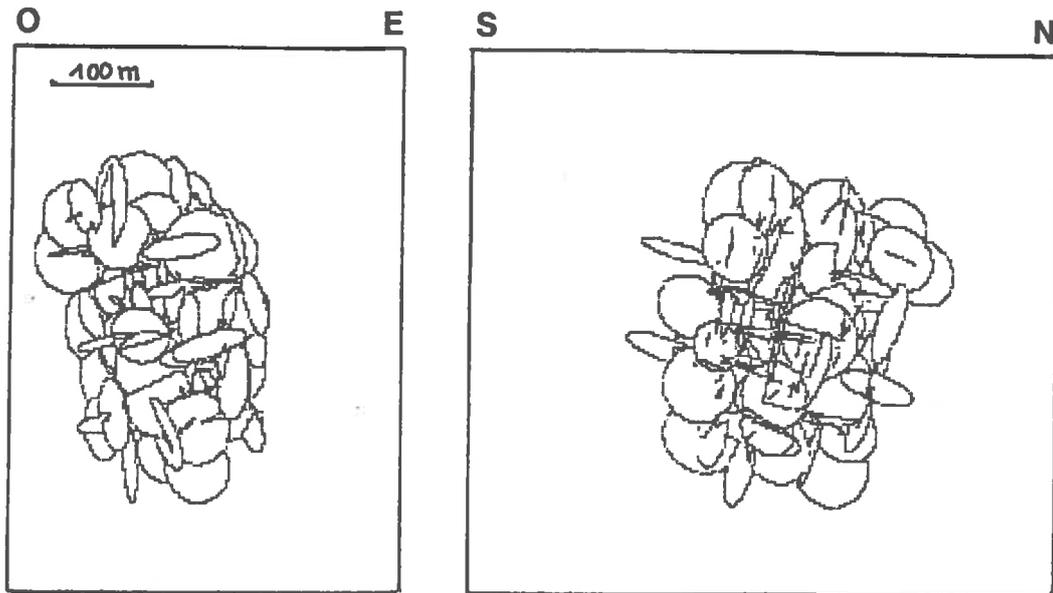


Figure IV.1 : vue de profil [Ox,Oz](a) et de face [Oy,Oz](b) d'un système fracturé de fort pendage (80°), construit à partir d'un maillage cubique d'arête 33m. Les éléments sub-horizontaux représentent 25% de la population totale et les éléments sub-parallèles à la face [Oy,Oz] 45%. Les 30% restant sont des éléments sub-verticaux parallèles à la troisième face [Ox,Oz]. Les rayons des disques mesurent en moyenne 30 m.

La figure [IV.1], montre par projection, de face et de profil, l'exemple d'un tel réseau de fractures. Seuls les éléments connectés sont représentés. Par des simulations de circulation d'eau à divers débits entre deux segments simulant des puits d'injection et de production, nous allons essayer d'illustrer le comportement hydro-mécanique d'une telle structure et essayer de discerner en quoi une telle structure se différencie de la fracture plane à faces parallèles qui intercepte un forage et qu'il est tentant de prolonger indéfiniment lors de l'établissement d'un modèle simple.

2. Exercice proposé. Application au site de Soultz sous Forêts

Ce paragraphe peut se concevoir comme un développement hydro-mécanique de l'étude menée au chapitre II, lors de laquelle il était apparu que les meilleures performances du doublet simulé étaient obtenues en présence d'un plan joignant les forages.

2.1. Mise en place des aspects géométriques.

2.1.1. Volume du réservoir fracturé simulé.

De même que sur le site britannique de *Rosemanoves*, il apparaît qu'à *Soultz sous Forêts* de grandes structures sub-verticales hydrauliquement conductives affectent la partie profonde du forage GPK1. Imaginons que ces fractures conductives soient la partie reconnue d'une structure plus intensément fracturée que le reste du massif, de grande ampleur et se prolongeant avec la même orientation générale sur plusieurs centaines de mètres, et supposons que l'on puisse la représenter par un assemblage de fractures élémentaires tel qu'il vient d'être envisagé. Fixons arbitrairement les ordres de grandeurs géométriques de cette structure en forme d'ellipsoïde aplati dont l'orientation sera précisée plus loin. Nous la situerons entre 1700 m et 2700 m de profondeur à l'aide des données suivantes :

extension verticale	800 m
extension transversale	400 m
épaisseur de la zone	100 m
distance caractéristique	33 m

Ce volume fracturé, englobant environ $12 \cdot 10^6 \text{ m}^3$ de roches, pourrait préfigurer le module élémentaire d'un échangeur de taille raisonnable au regard des objectifs scientifiques qui doivent nécessairement être atteints avant de se lancer dans des opérations de caractère industriel.

Deux éventualités concernant l'orientation relative de ce volume fracturé vis-à-vis de celle du tenseur des contraintes en place vont être envisagées. Les mesures *in situ* montrent sur ce site de *Soultz sous Forêts*, comme cela a déjà été observé sur celui du *Mayet de Montagne* ou celui de *Rosemanoves*, que ces deux directions ne coïncident pas. Nous avons retenu les possibilités réalistes que cette différence d'orientation soit de 15° ou de 30° , c'est-à-dire que la zone fracturée sub-verticale, telle qu'elle nous apparaîtrait au travers de mesures géophysiques, ait pour azimut l'une des directions N160 ou N175¹. Sub-vertical signifie ici un pendage de 80° .

¹ En pratique, une rotation permet de transformer une simulation d'azimut α en cette même alternative d'azimut $\alpha + \Delta\alpha$.

2.1.2. Définition des familles de fractures élémentaires peuplant le volume fracturé.

- *densité de fracturation*

La dimension caractéristique, (*i.e.* la distance entre les centres des disques élémentaires, ou la longueur des arêtes du maillage cubique support) qui fixe la densité de fracturation, vaut 33 *m*. Pour obtenir un réservoir ayant l'épaisseur voulue, les simulations mettent en œuvre cinq couches de nœuds, soit en moyenne un petit millier d'éléments.

- *orientation des disques*

Les orientations des disques centrés sur les nœuds du réseau cubique sont prises au hasard, voisines de l'une des trois directions de ce réseau², tout en respectant une répartition fixée à l'avance. Deux répartitions ont été testées. La première, inspirée des mesures d'orientation disponibles entre 1600 *m* et 2000 *m*, [Kappelmayer et Gérard, 1989] prévoit 45% d'éléments sub-verticaux de même azimut que celui de la zone fracturée modélisée (*N* 160 ou *N* 175), 30% d'éléments subverticaux perpendiculaires aux premiers cités et 25% d'éléments sub-horizontaux. La seconde est une répartition plus homogène de ces trois directions, selon les proportions respectives de 35%, 35% et 30%.

Nous procéderons dans chacun de ces deux cas de répartition à trois tirages aléatoires, ce qui définit six réseaux de fractures. Ce faible nombre de réalisations n'a évidemment pas de poids statistique mais à l'issue des simulations que l'on se propose d'effectuer, chaque cas pourra être examiné de façon détaillée.

- *extension des disques*

Nous ne testons pas la sensibilité du modèle à ce paramètre. Chaque rayon est le résultat d'un tirage au hasard dans une loi de répartition *Log-normale*, identique pour tous les tests. La valeur moyenne des rayons est de 30 *m*. L'écart type vaut 7,5 *m*.

- *choix de l'épaisseur des disques*

Cette grandeur est une constante du modèle et nous supposons que la valeur de 0,35 10^{-3} *m* est une bonne hypothèse de travail. Tous les disques de toutes les simulations auront donc la même conductivité hydraulique de référence, atteinte lorsque le bilan normal des contraintes est nul.

- *résumé des diverses situations géométriques évoquées :*

Le tableau suivant rassemble en les nommant les différentes alternatives géométriques dont on envisage l'étude.

Tab. IV.1 répartition*	$\Delta\alpha = 15^\circ$		$\Delta\alpha = 30^\circ$	
	1	2	1	2
tirage 1	al.1	al.4	al.1'	al.4'
tirage 2	al.2	al.5	al.2'	al.5'
tirage 3	al.3	al.6	al.3'	al.6'

² Un nombre aléatoire est pris dans $[0;1]$, ce qui permet de choisir suivant le pro-rata imposé, l'une des trois normales. On cherche alors un vecteur unitaire ne faisant avec le vecteur retenu qu'un angle inférieur à une constante donnée, par exemple 15° .

(*). Cf § IV.2.1.2. Répartition 1: distribution des normales suivant les proportions 45%, 30% et 25%. Répartition 2: distribution suivant les proportions 35%, 35% et 30%.

2.2. Attribution des propriétés mécaniques.

2.2.1. Le tenseur des contraintes

Cette zone fracturée est soumise à l'action du champ des contraintes naturelles, exprimées en $[MPa]$, qui est pour l'heure inconnu aux profondeurs supérieures à $2000m$, mais dont on estimera les deux valeurs principales horizontales σ_h et σ_H ainsi que la valeur principale verticale σ_V , en fonction de la cote $z[m]$, à partir des extrapolations suivantes :

$$\begin{cases} \sigma_H = 16 + 0,01z \\ \sigma_h = 6 + 0,01z \\ \sigma_V = 0,023z \end{cases} \quad (1)$$

Rappelons [Kappelmayer et Gérard 1989] que les mesures effectuées dans le forage GPK1 fournissent à deux kilomètres de profondeur les encadrements suivants : $24MPa < \sigma_h < 28MPa$, $27MPa < \sigma_H < 40MPa$ et $\sigma_V \approx 47MPa$. Quant à l'orientation de ces contraintes, on conservera celle du tenseur mesuré entre 1500 et $2000m$, donnée par une composante principale horizontale maximale σ_H orientée suivant la direction *Nord145*. Ce tenseur est considéré comme une donnée de l'exercice.

2.2.2. Rhéologie du massif granitique.

Les coefficients choisis pour caractériser l'élasticité de la matrice sont des hypothèses de travail. Les valeurs retenues sont un module d'Young E valant $30000MPa$ et un coefficient de Poisson ν de $0,3$.

2.2.3. Rhéologie des fractures élémentaires.

• Comportement sous contrainte normale

Concernant la quantification des espaces vides et la conversion de ce taux de surface en largeur d'écoulement utile en fonction du niveau de contrainte normale, il est fait usage de fonctions précisées par le schéma suivant. Elles sont analogues à celles présentées sur la figure [III.10(a),(b)] du paragraphe III.2.2.1. Les expressions analytiques retenues sont en fonction de la contrainte normale, $\sigma_n \rightarrow a(\sigma_n) = 0,4 \exp(-0,025\sigma_n) + 0,6$ et $a \rightarrow f(a) = \exp(-7,5(1-a)^{2,0})$. La raideur apparente initiale $E'_{(\sigma_n \rightarrow 0)}$ est fixée à $300MPa$. Cette raideur croît ensuite comme une fonction puissance pour valoir $10000MPa$ lorsque la contrainte normale atteint $30MPa$. Des tests d'injection permettraient sans doute de mieux cerner cet aspect de la modélisation. Nous avons simplement retenu, à la lumière des informations disponibles (Cf. §II.3.1.), des fonctions traduisant un comportement plus conducteur que celles qui ont été employées dans le paragraphe précédent, adressé au cas du granite de *Mayet de Montagne*.

• Comportement sous contrainte tangentielle

Les coefficients qui figurent dans le relation de *Mohr-Coulomb* citée au paragraphe 1.4.4. du chapitre III valent ici, $\operatorname{tg}\phi = 0,8$ et $S = 2,5MPa$. La valeur de l'angle de dilatation qui permet de convertir un déplacement relatif tangentiel en supplément

d'ouverture entre les deux épontes d'une fracture rugueuse est fixé à $\alpha_{dilat} = 2,5^\circ$. Plusieurs éventualités seront testées. En particulier on essaiera de mesurer l'effet d'une variation de l'angle de dilatance qui sera fixé à 5° , ainsi que les conséquences de la suppression de la cohésion des fractures, que l'on simulera en posant $S = 0$. Ces tests donneront lieu à deux nouvelles séries de calculs analogues à ceux qui sont prévus par la table IV.1.

2.3. Les simulations hydrauliques

2.3.1. Les limites hydrauliques du système

Nous distinguons les limites internes, qui sont en fait représentées par des forages, des limites externes constituées par l'enveloppe du volume fracturé.

- Les forages sont des segments verticaux, placés de telle sorte qu'ils interceptent le volume fracturé aux profondeurs respectives de [1900m, 2000m] et [2400m, 2500m]. Leur longueur a été choisie de façon que quatre disques élémentaires au moins les recoupent. Le segment qui traverse la partie haute du volume fracturé simule le puits d'injection tandis que l'autre segment puits figure la zone de production. La distance qui sépare l'entrée de la sortie du système est donc de l'ordre de 500 m.

- La limite extérieure est formée de tous les disques situés à la périphérie du volume fracturé simulé.

2.3.2. Conditions imposées sur les limites hydrauliques du système

- Le puits d'injection est une limite sur laquelle est imposé un débit. Ce débit prend successivement et pour chacune des configurations géométriques, cinq valeurs respectivement égales à 0,005, 0,010, 0,015, 0,020 et 0,025 $m^3 s^{-1}$.

- Le puits de production est une limite où la charge hydraulique est imposée et vaut 0 MPa. La limite extérieure est une surface à flux nul. Le débit produit sera toujours égal au débit injecté. Il s'agit donc de systèmes fermés, présentant plus d'analogies avec le site expérimental de *Fenton Hill (USA)* qu'avec celui de *Rosemanovs (UK)*.

2.3.3. Nature du fluide mis en circulation

Le calcul simule la mise en circulation d'un fluide newtonien de viscosité cinématique $\nu = 0,2510^{-6} m^2 s^{-1}$ et de masse volumique $10^3 Kg m^{-3}$, c'est-à-dire une eau ordinaire portée à une température uniforme voisine de 125 C.

2.3.4. Quels types de résultats obtenons-nous ?

Deux types de résultats nous parviennent. Tout d'abord des résultats locaux, par exemple ce qui se passe au puits d'injection, et ensuite des résultats globaux, comme une carte piézométrique intéressant tout le volume fracturé ou bien une carte signalant les disques ayant subi des cisaillements.

En particulier, on s'intéressera à la pression d'injection nécessaire à la mise en circulation du débit imposé et à la répartition de ce débit dans les différentes fractures entrantes interceptées, ce qui donne accès à l'impédance hydraulique globale du système. A partir de la cartographie des disques élémentaires ayant subi, sous un régime donné, des modifications de conductivité hydraulique dues aux effets mécaniques de cisaillement ou d'ouverture, et à partir de la cartographie des flux qui

transitent par chacun des disques du réseau, il devient possible de comparer les zones qui transmettent du fluide avec celles qui sont perturbées par le champ de pression.

Une comparaison sera également établie, pour chacune des deux éventualités d'orientation $N160$ et $N175$, entre le comportement moyen des trois alternatives proposées et le comportement de la fracture plane d'extension finie de même azimut et de pendage 80° soumise aux mêmes sollicitations hydrauliques, tous les paramètres physiques restant identiques. (Géométriquement, cette fracture plane correspond à la section médiane de l'ellipsoïde enveloppe des éléments disques qui le coupe suivant ces deux plus grandes dimensions. Elle ne se compose dans le modèle que d'une seule couche de noeuds, tous affectés de la même normale respectivement donnée par $N160, p80$ ou $N175, p80$).

2.4. Présentation des résultats des simulations prévues par la table IV.1

2.4.1. Exemple de l'allure géométrique d'un système de joints

Les quatre figures [IV.1,a,b,c,d], présentées en fin de ce chapitre illustrent par des projections l'un des réseaux de disques utilisés (ref. al.1 dans tab.IV.1). La figure [IV.1a] donne la position des centres des disques élémentaires après projection dans un plan dont le premier axe donne le Nord et le second la verticale. Les figures [IV.1b, 1c,1d] montrent séparément les trois familles de disques qui peuplent le volume modélisé. On constate immédiatement qu'aucun des ces sous réseaux n'est connecté, c'est à dire que le fluide devra nécessairement emprunter des disques appartenant aux deux familles moins bien orientées pour se frayer un passage entre l'entrée et la sortie du système.

2.4.2. Pressions d'injection nécessaires en tête de forage

La table IV.1(a) présentée ci-dessous donne les pressions d'injection calculées, exprimées en [MPa], dans chacun des cas al1, al2, al3, al'1, al'2 et al'3 prévus par la table IV.1. Ces alternatives correspondent à une distribution des orientations des disques élémentaires de type 1. Rappelons que dans ce calcul, le paramètre S vaut $2,5\text{MPa}$ et l'angle α_{dilat} vaut $2,5^\circ$.

Tab.IV.1(a)	$\Delta\alpha = 15$			$\Delta\alpha = 30$		
tirage	al.1	al.2	al.3	al.1'	al.2'	al.3'
$Q_{inj} = 0,005$	1,74	1,81	1,54	1,82	1,87	1,60
$Q_{inj} = 0,010$	3,32	3,47	2,97	3,50	3,62	3,11
$Q_{inj} = 0,015$	4,64	4,90	4,25	4,97	5,17	4,47
$Q_{inj} = 0,020$	5,50	6,16	5,32	6,24	6,51	5,66
$Q_{inj} = 0,025$	6,64	7,22	6,20	7,24	7,61	6,69

De même la table IV.1(b) donne les valeurs obtenues dans les situations al4, al5, al6, al'4, al'5 et al'6, qui correspondent à la seconde proposition de répartition des orientations des disques élémentaires.

Tab.IV.1(b)	$\Delta\alpha = 15$			$\Delta\alpha = 30$		
tirage	al.4	al.5	al.6	al.4'	al.5'	al.6'
$Q_{inj} = 0,005$	1,81	2,04	2,34	2,12	2,11	2,43
$Q_{inj} = 0,010$	3,47	3,89	4,37	4,04	4,05	4,64
$Q_{inj} = 0,015$	4,88	5,52	6,01	5,66	5,73	6,48
$Q_{inj} = 0,020$	6,06	6,90	7,46	7,00	7,17	7,66
$Q_{inj} = 0,025$	7,02	7,80	8,50	7,78	8,34	8,70

Au sujet du comportement du plan *équivalent*, nous avons obtenu les valeurs rassemblées dans la table IV.1(c) suivante :

Tab.IV.1(c)	$\Delta\alpha = 15^\circ$	$\Delta\alpha = 30^\circ$
$Q_{inj} = 0,005$	1,50	1,70
$Q_{inj} = 0,010$	2,81	3,21
$Q_{inj} = 0,015$	3,90	4,52
$Q_{inj} = 0,020$	4,60	5,28
$Q_{inj} = 0,025$	5,14	5,86

La figure [IV.2] rassemble les informations contenues dans les deux tables IV.1.(a) et (b) tandis que la figure [IV.3] donne la comparaison pour les deux différences d'orientation $\Delta\alpha = 15^\circ$ et $\Delta\alpha = 30^\circ$ entre le comportement moyen des trois tirages aléatoires du réseau et le comportement du plan correspondant.

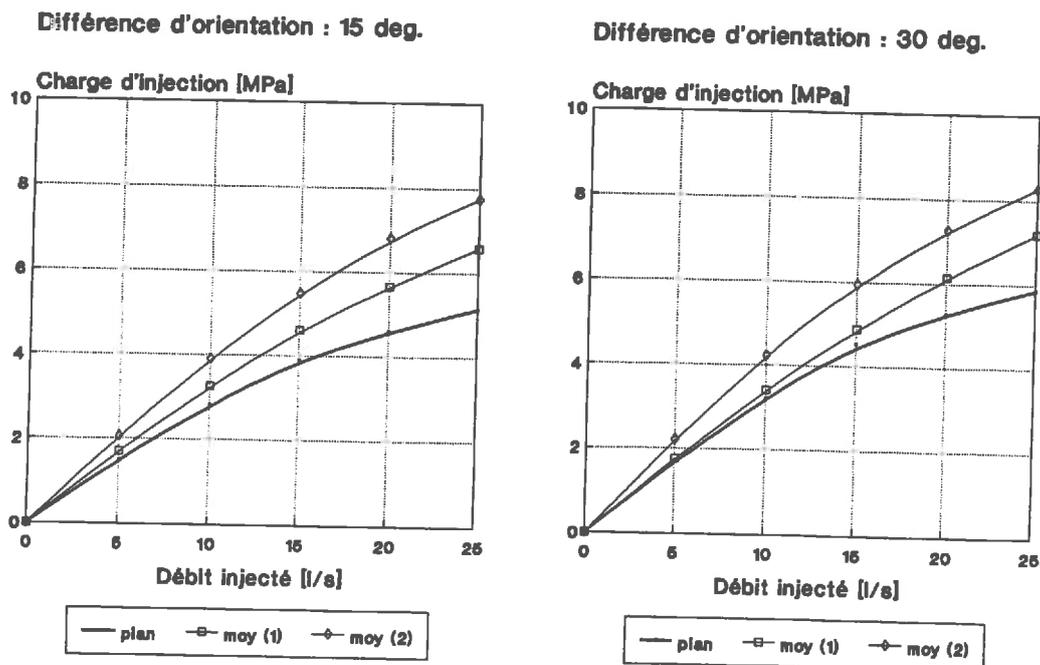
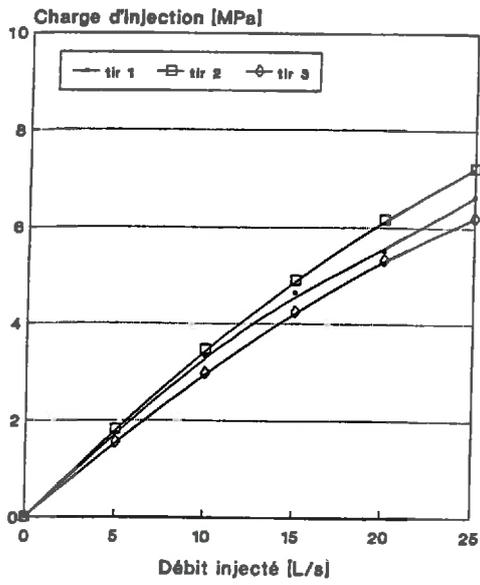
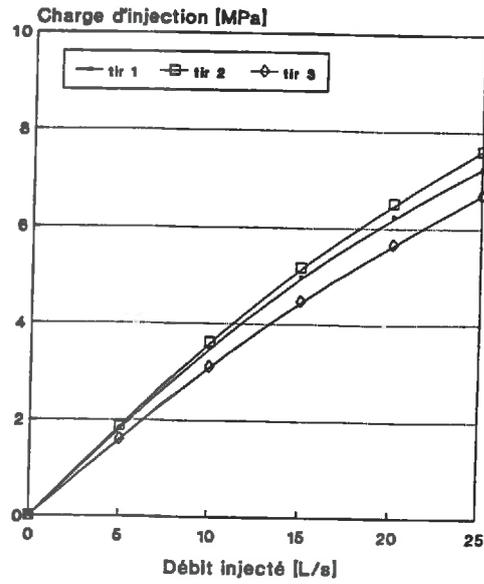


Figure [IV.3]. Pressions moyennes d'injection calculées pour des débits croissants injectés. Comparaison avec le cas plan.

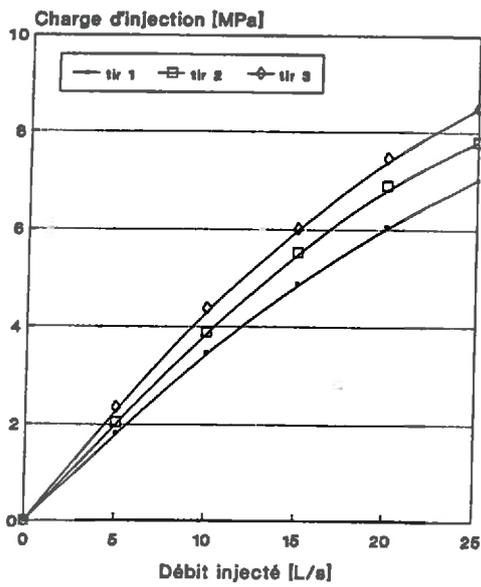
Azimet-Nord160, Orientation de type 1



Azimet-Nord175, Orientation de type 1



Azimet-Nord160, Orientation de type 2



Azimet-Nord175, Orientation de type 2

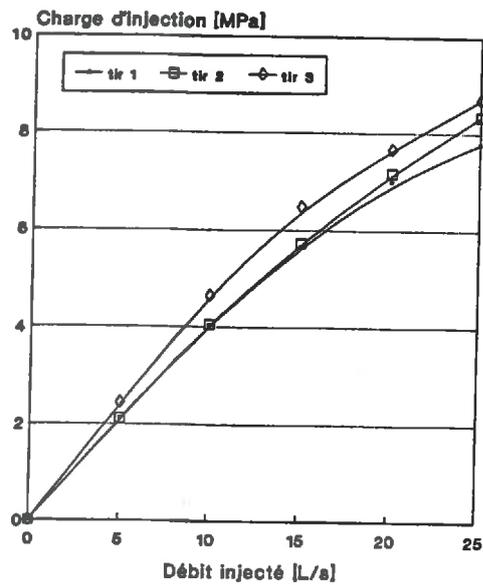


Figure [IV.2]. Charges hydrauliques calculées pour divers débits d'injection. Orientation globale du système de fractures suivant N160 et N175. Deux cas de répartition de la population de disques élémentaires.

Il apparait clairement que le système de joints, tel qu'il est ici appréhendé, est une structure offrant plus de résistance au passage du fluide que le système formé d'un seul plan de même extension, ce fait étant d'autant plus marqué que la proportion en éléments présentant une orientation a priori favorable diminue. C'est ce que montre la courbe dénommée *moy(1)* de la figure [IV.3] (i.e. resp. moyenne résultats des tirages al1, al2, al3 et al'1, al'2, al'3), toujours située en dessous de la courbe *moy(2)* qui s'adresse de manière analogue aux autres tirages aléatoires. La différence de charge hydraulique d'injection entre ces deux courbes est de l'ordre de 1MPa dès que le débit total injecté dépasse 15 ls^{-1} , ce que l'on pourrait associer à une différence relative d'impédance voisine de 15%.

A débit égal, les pressions d'injection sont d'autant plus élevées que l'orientation générale de l'écoulement s'éloigne de celle de la contrainte principale maximale horizontale, ce facteur semblant toutefois moins influent que le précédent.

2.4.3. Répartition du débit injecté dans les fractures qui interceptent la passe d'injection

La longueur de la passe d'injection est identique dans chacune des situations géométriques envisagées. Le nombre de fractures qui l'interceptent varie de quatre à sept. A l'aide de diagrammes en bâtons, nous présentons la répartition du débit entrant. Les hauteurs de ces bâtons sont exprimées en fractions du débit total injecté, de telle sorte que leur longueur cumulée vaille l'unité. Chaque diagramme comprend pour chaque entrée dans le réseau, deux bâtons juxtaposés correspondant respectivement aux régimes d'injection de 5 ls^{-1} et 25 ls^{-1} .

La figure [IV.4] rassemble les diagrammes relatifs aux simulations al1, al2, al3, al'1, al'2 et al'3 tandis que les autres simulations prévues dans la table IV.1 sont illustrées par la figure [IV.5]. Ces diagrammes confirment que souvent une fracture contribue elle seule à l'écoulement d'une grande partie ($> 50\%$) du débit injecté. Ils soulignent aussi le fait que certaines fractures participent de façon plus significative lorsque le débit total injecté est augmenté. Corrélativement d'autres voient leur contribution s'amoinrir.

2.4.4. Exemple de comparaison entre la localisation des éléments significativement conducteurs et celle des éléments sièges de phénomènes mécaniques.

Prenons la première des simulations effectuées, référencée *al.1* dans le tableau IV.1. Connaissant, pour chacun des cinq régimes de circulation, le débit qui transite dans chaque élément, il est possible d'extraire de la population totale, le sous-ensemble de disques traversés par un débit significatif, par exemple supérieur à dix pour cent du débit global injecté. D'une manière générale, moins de dix pour cent des éléments satisfont à ce critère. Deux cartes (figures [IV.6(a),(b)]) obtenues par projection sur un plan d'axes (Nord, z), illustrent ce propos relativement au débit de 5 ls^{-1} et 25 ls^{-1} .

Il apparaît sur la carte de droite ($Q_{inj} = 25 \text{ ls}^{-1}$) un second cheminement préférentiel, déjà esquissé sur la carte de gauche ($Q_{inj} = 5 \text{ ls}^{-1}$). Notons que dans les deux cas, un nombre non négligeable de joints peu favorablement orientés (ici non sub parallèle au plan de la projection) véhiculent un débit significatif, ce qui est une conséquence directe du modèle géométrique adopté. Les éléments a priori conducteurs ne peuvent être connectés entre eux que par le biais d'éléments qui présentent avec

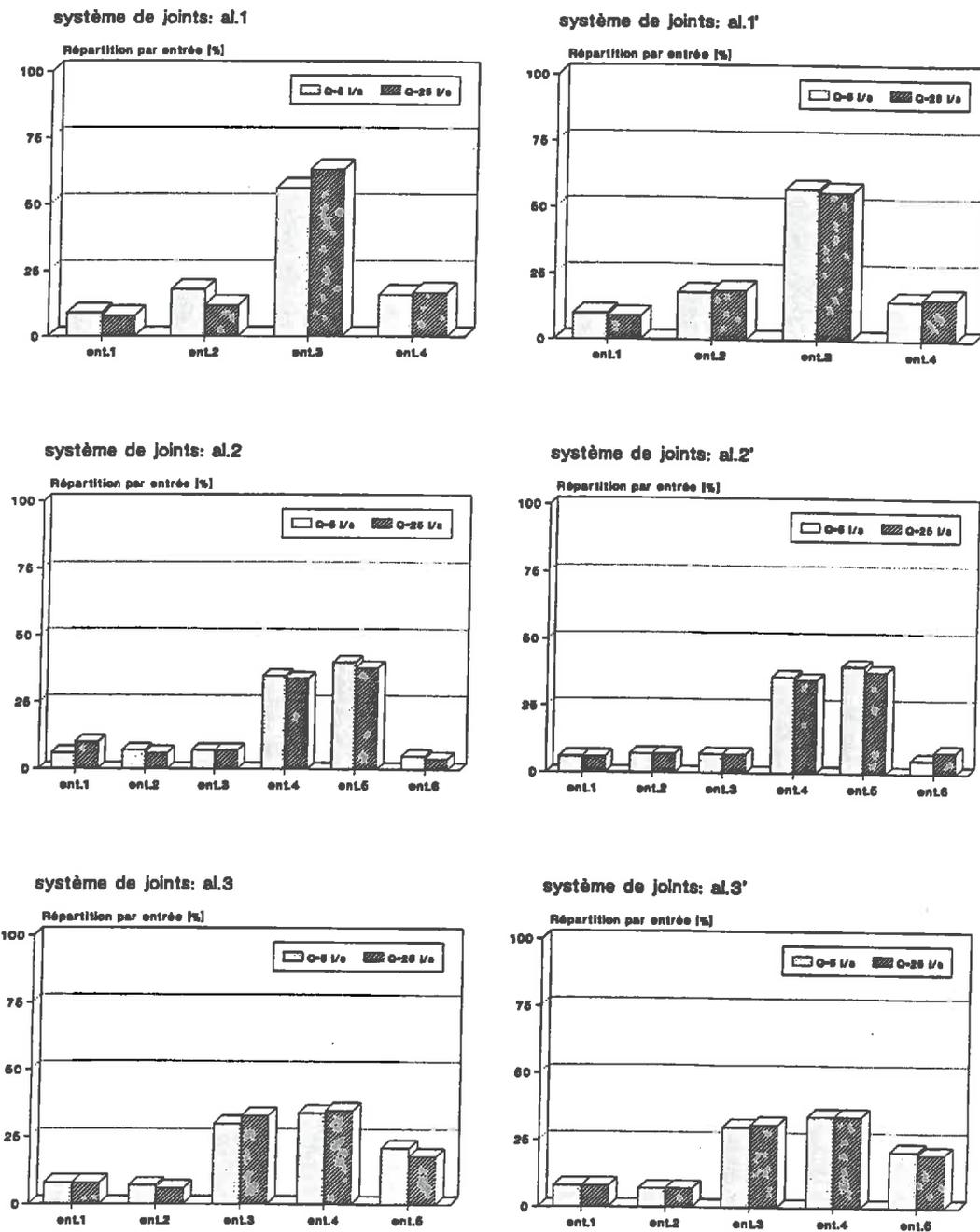


Figure IV.4 Distribution du débit total injecté dans les disques entrées du système, respectivement 5 l/s et 25 l/s. Cas des géométries al1, al2, al3, al'1, al'2, al'3.(Cf. Tab.IV.1)

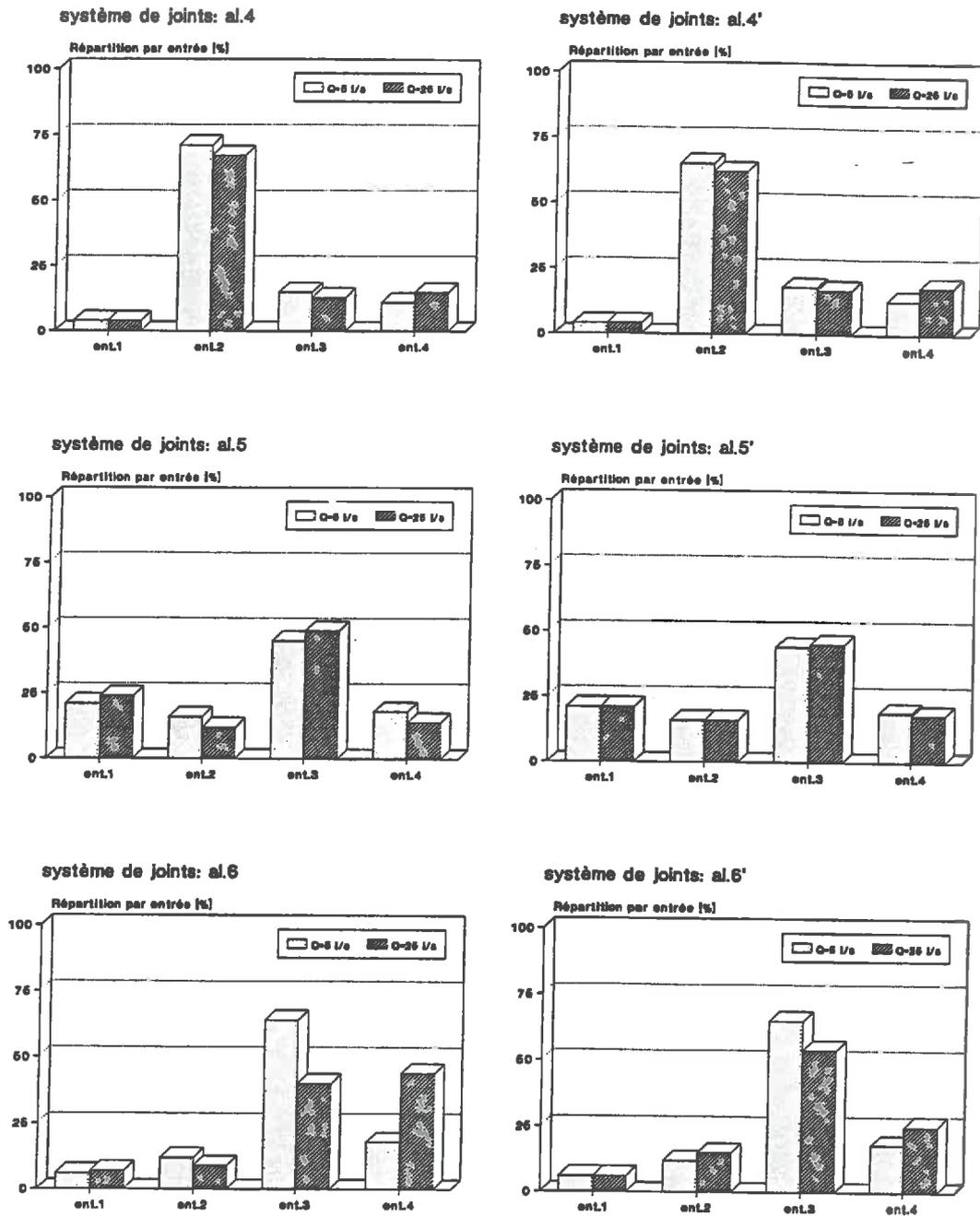


Figure IV.5 Distribution du débit total injecté dans les disques entrées du système, respectivement 5 l/s et 25 l/s. Cas des géométries al4, al5, al6, al'4, al'5, al'6.(Cf. Tab.IV.1)

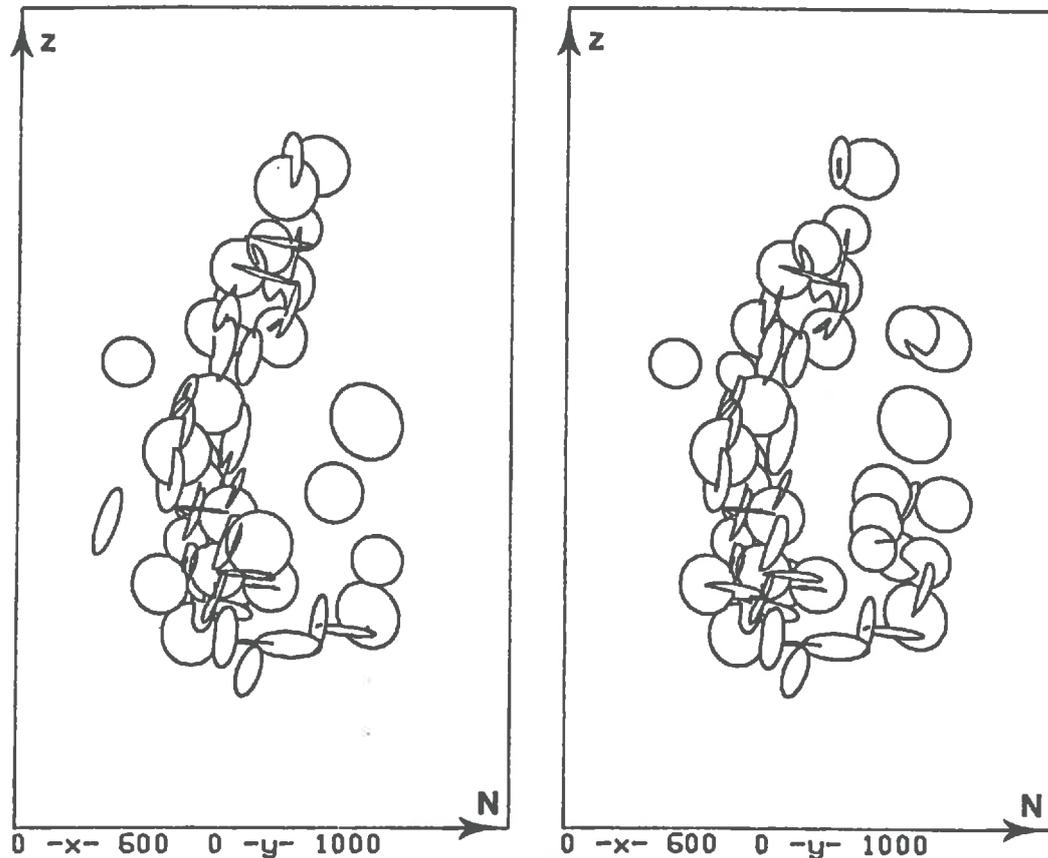


Figure IV.6(a),(b) éléments par lesquels transite un débit supérieur à 10% du débit total injecté, respectivement 5l/s(a) et 25l/s(b).

eux des différences d'orientation importantes donc moins bien orientés au regard du champ des contraintes en place. Voyons maintenant grâce à la figure [IV.7] quels sont et où se localisent les éléments de la carte [IV.6(b)] dont les épontes ont été l'objet de déplacements tangentiels à l'issue du calcul hydro-mécanique.

Le second cheminement préférentiel identifié sur la figure [IV.6(b)] se détache clairement sur la vue de profil [IV.7(b)]. Dans ce cas particulier, l'apparition de ce cheminement peut donc être associée aux effets des déplacements tangentiels libérés par l'élévation de pression, ce phénomène ayant ici un effet positif mais étant entièrement conditionné par la géométrie du réseau. Remarquons aussi que la plus forte proportion d'éléments pour lesquels des déplacements tangentiels ont été calculés, ne participe que peu aux écoulements. Les points représentés sur les figures [IV.7(a),(b)] sont les centres de tels disques par lesquels ne transite qu'un débit inférieur à 2% du débit global injecté.

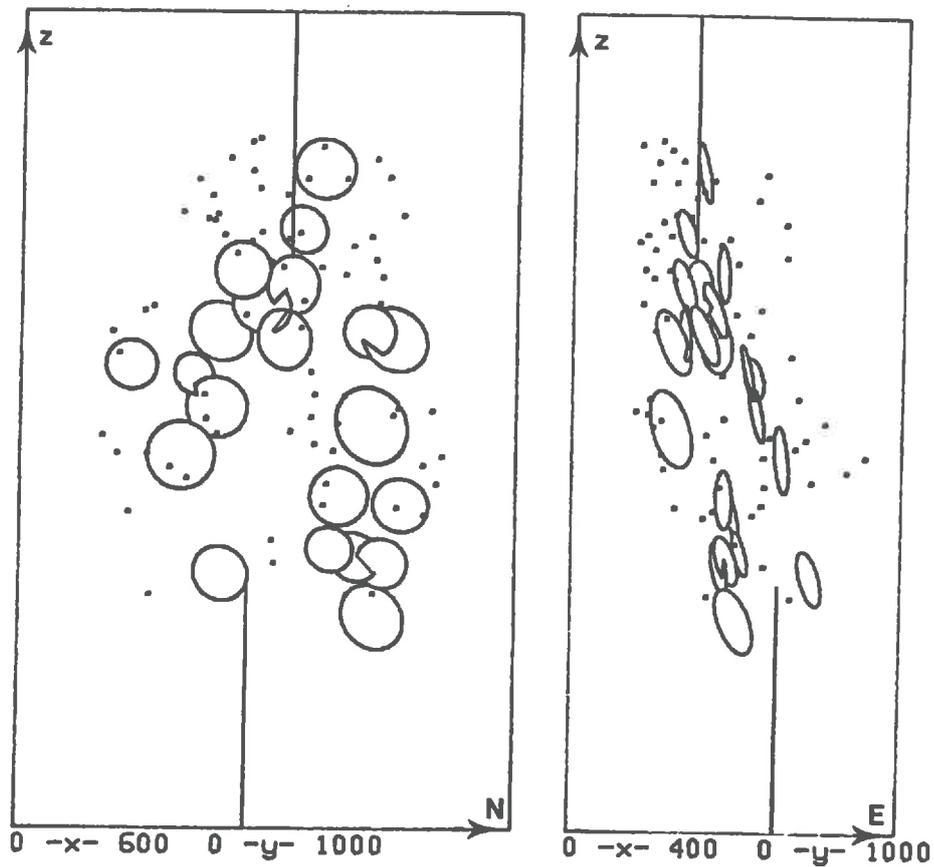


Figure IV.7(a),(b) Sous ensemble des disques de la carte IV.6(b) dont les surfaces ont subi des déplacements tangentiels. Projections sur (Nord,z)(a) et (Est,z)(b). Les points se réfèrent à des éléments ayant subi des déplacements tangentiels tout en ne participant que faiblement aux échanges de masse.

Des analyses semblables pourraient, bien sûr, être menées sur les autres situations étudiées et mettraient sans doute en évidence des comportements similaires.

2.5. Influence du paramètre S

Ce paramètre cohésion de la fracture vaut maintenant 0. Nous reprenons les géométries qui correspondent à une différence d'orientation de 15° entre contrainte horizontale maximale et azimut du système de joints subvertical. Muni de cette nouvelle valeur du paramètre S , nous obtenons en table IV.2(a) les nouvelles charges hydrauliques d'injection exprimées en $[MPa]$ à partir des simulations al7, al8, al9, al'7, al'8 et al'9 définies par la table IV.2.

Tab. IV.2	Répartition 1	Répartition 2
tirage 1	al.7	al.7'
tirage 2	al.8	al.8'
tirage 3	al.9	al.9'

Tab.IV.2(a)	Répartition 1			Répartition 2			Plan
tirage	al.7	al.8	al.9	al.7'	al.8'	al.9'	
$Q_{inj} = 0,005$	1,73	1,80	1,54	2,02	2,03	2,32	1,50
$Q_{inj} = 0,010$	3,28	3,38	2,94	3,74	3,84	4,27	2,81
$Q_{inj} = 0,015$	4,51	4,81	4,16	5,20	5,44	5,90	3,64
$Q_{inj} = 0,020$	5,75	6,11	5,27	6,43	6,84	7,00	4,37
$Q_{inj} = 0,025$	6,78	6,95	6,00	7,35	7,63	7,70	4,80

L'annulation du coefficient de cohésion se solde par un gain minime du niveau de la charge d'injection, estimé à $0,3MPa$. C'est que l'action de ce coefficient est pondérée par la valeur du taux de surface qui transmet les efforts tangentiels (Cf. eq. III.14b). Parce que les disques qui sont susceptibles de subir un glissement de leurs épontes sont peu contraints suivant leur direction normale, ce taux de surface de contact est faible, ce qui entraîne un amortissement de l'effet de cohésion et le peu de différence entre ces simulations et les précédentes.

Pour observer l'effet induit dans le cas d'une situation géométrique hydrauliquement moins favorable, nous avons repris les simulations al'4, al'5 et al'6 (i.e. répartition des normales des disques de type 2 et $\Delta\alpha = 30^\circ$) avec cette valeur nulle du coefficient S . Nous obtenons les chiffres de la table IV.2(b) que l'on peut comparer avec ceux de la table IV.1(b).

La différence maximale est de l'ordre de $0,5MPa$ ce qui montre que ce paramètre est peu influent pour ce type de configurations géométriques placées dans un champ de contraintes aussi anisotrope et possédant une aussi faible valeur principale minimale que celui qui est le nôtre. La figure [IV.8] s'adresse à cette dernière comparaison.

Tab.IV.2.(b)	Répartition 2, $\Delta\alpha = 30^\circ$			
tirage	al'4, S=0	al'5, S=0	al'6, S=0	Plan, S=0
$Q_{inj} = 0,005$	2,12	2,11	2,42	1,70
$Q_{inj} = 0,010$	3,97	4,0	4,54	3,20
$Q_{inj} = 0,015$	5,49	5,63	6,31	4,25
$Q_{inj} = 0,020$	6,71	7,07	7,49	5,07
$Q_{inj} = 0,025$	7,33	8,25	8,23	5,54

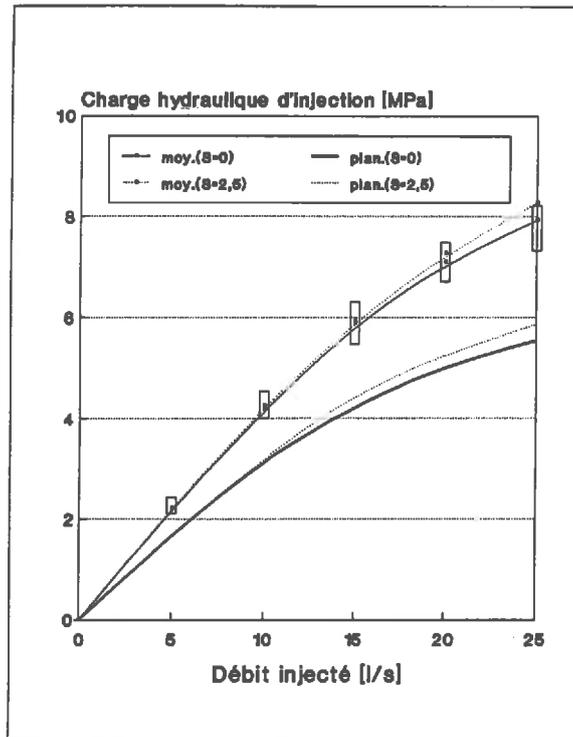


Figure IV.8: Influence du paramètre S sur la pression d'injection nécessaire à la mise en circulation de différents débits. Cas des réseaux orientés $N175$ et peuplé selon la répartition 2. Comparaison avec le plan correspondant.

2.6. Influence du paramètre angle de dilatation

Cette idée de dilatation de la dimension épaisseur d'une fracture associée à un glissement relatif de ces épontes est liée à l'idée même de rugosité de ces surfaces. Vouloir aborder cette question en définissant de manière indépendante un coefficient de friction (Cf. relation linéaire de Mohr-Coulomb) et un angle de dilatation fait donc preuve d'un désir de simplification extrême et on est loin des travaux de Barton et al.[1985] qui corrigent la rugosité et prévoient plusieurs valeurs de ces paramètres suivant l'historique des contraintes subies, en distinguant les comportements qui précèdent de ceux qui suivent une éventuelle rupture.

Suivons notre approche simplifiée et de même que dans le paragraphe précédent, envisageons les situations al.10, al.11, al.12, al.10', al.11' et al.12' obtenues à partir des simulations al.4,...,al.6' déjà définies en changeant la valeur du paramètre *angle de dilatation*. La nouvelle valeur testée est égale à 5° . Notons que pour un petit déplacement tangent donné, l'effet d'un doublement de la valeur de l'angle se traduit par un doublement de la contribution normale associée (Cf. chap.III, §2.2.2). Les résultats correspondant à cette dernière donne des paramètres sont rassemblés dans la table IV.3(a) et imagés par la figure [IV.9].

Tab. IV.3	Répartition 1	Répartition 2
tirage 1	al.10	al.10'
tirage 2	al.11	al.11'
tirage 3	al.12	al.12'

Tab.IV.3(a)- tirage	Répartition 1			Répartition 2			Plan
	al.10	al.11	al.12	al.10'	al.11'	al.12'	
$Q_{inj} = 0,005$	1,82	1,87	1,60	1,98	2,11	2,43	1,70
$Q_{inj} = 0,010$	3,50	3,61	3,11	3,80	4,04	4,62	3,21
$Q_{inj} = 0,015$	4,92	5,11	4,44	5,43	5,62	6,32	4,49
$Q_{inj} = 0,020$	5,88	6,36	5,54	6,90	6,99	7,53	5,13
$Q_{inj} = 0,025$	6,87	7,43	6,49	7,39	7,83	8,28	5,64

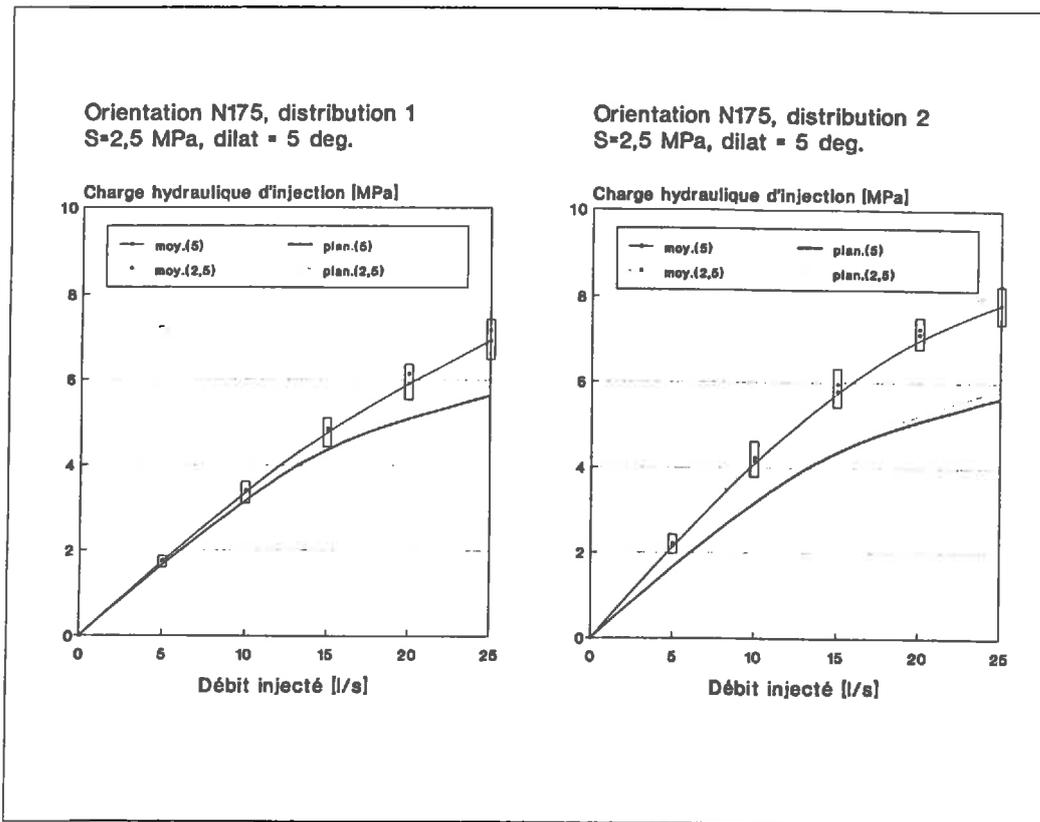


Figure IV.9 Effet d'une modification du coefficient *angle de dilatation* sur le comportement global du doublet simulé. Cas de l'orientation N175. Comparaison des résultats obtenus dans les deux cas de distribution des normales des disques élémentaires ainsi qu'avec le cas plan.

Les diagrammes comprennent, en traits continus, les résultats relatifs à la valeur 5° du coefficient testé, et en traits pointillés les résultats obtenus (Cf.tab. IV.1(b)) avec la valeur $2,5^\circ$. Les rectangles représentent, pour chaque débit testé, les valeurs calculées dans chacune des trois alternatives de chaque situation. L'effet d'une modification de ce paramètre n'est observable qu'à partir d'une valeur minimale du débit injecté comprise entre 10 ls^{-1} et 15 ls^{-1} . La pression d'injection correspondante, voisine de 5 MPa , est donc insuffisante pour que s'initient les phénomènes d'ouverture,

mais assez élevée pour que les phénomènes de cisaillement se déclanchent, permettant ainsi aux profils calculés de se différencier. La remarque fondée sur le fait que les changements apportés par une variation de ce paramètre sont de moindre importance que les différences inhérentes à la nature aléatoire des réalisations du réseau fracturé, tient toujours.

3. Conclusions

Dans le cadre d'un modèle géométrique supposé représentatif des massifs fracturés présentant trois familles de joints ici à peu près orthogonales deux à deux, ce qui correspondrait dans la réalité aux blocs que l'on observe fréquemment en carrière, s'assemblant en grandes structures d'orientation globale que les méthodes géophysiques devraient aider à préciser, plusieurs éventualités réalistes ont été proposées. Elles montrent l'effet de deux hypothèses différentes faites sur les densités relatives affectées aux différentes familles qui composent ces structures. De même jugera-t-on de l'influence de l'orientation générale de ces structures par rapport à celle du tenseur des contraintes.

Du trop petit nombre de simulations réalisées d'une situation donnée, il est difficile de conclure à la représentativité des résultats. La non-linéarité qui empêche d'étendre de manière simple à de forts régimes, des mesures obtenues à faible régime de circulation est cependant clairement établie. De même percevons-nous le fait que la densité en éléments d'orientation défavorable au regard de l'orientation de la composante principale minimale du champ des contraintes, éléments par ailleurs nécessaires à la connectivité du milieu, apparaît comme un facteur de raideur à l'échelle de la structure globale. Dans nos exemples, augmenter de 10% la population de ces éléments au détriment des éléments favorablement orientés, amène un surcroît de 15% de l'impédance hydraulique relativement au débit de circulation de 25 l s^{-1} . Une incertitude de l'ordre de 15° sur la connaissance de la direction moyenne de l'écoulement vis-à-vis de celle du tenseur des contraintes se traduit aussi par une variation du même ordre sur l'impédance hydraulique globale des réseaux testés. Dans toutes les situations envisagées, la fracture conductrice plane révèle, lorsque le débit mis en circulation est augmenté, des propriétés de conductivité hydraulique que le modèle de système de joint, toujours trop résistant, ne peut approcher. Prévoir l'impédance hydraulique globale d'un système de fractures ne peut donc être le fruit de l'interprétation de mesures locales obtenues sur les éléments les mieux orientés.

L'étude de sensibilité du modèle à certains des paramètres qui gouvernent localement le comportement mécanique d'une fracture appelle la remarque particulière que des variations autour de valeurs raisonnables issues d'avis experts ou de la littérature ne conduisent qu'à des variations mineures, en tous cas moins déterminantes sur le comportement global que le facteur géométrique.

Et l'homme raisonnable, [...], n'est pas moins raisonnable quand il se trompe, parce qu'il conserve l'ordre et la suite en ses idées imparfaites, mais correctement pensées. Je profite mieux à lire la physique céleste en Descartes qu'à la chercher dans un journal du matin.

ALAIN, *Propos sur l'éducation*, XXX.

Pour conclure

sur le programme expérimental,

Le programme expérimental de percolation forcée d'un fluide en milieu fracturé n'a certes pas atteint tous les objectifs escomptés. Le réservoir développé en moyenne profondeur sur le site du *Mayet de Montagne* n'a pas la surface d'échange thermique de 200 000 m^2 espérée. Il possède une impédance hydraulique, variant avec le débit d'injection entre 1 et 2 $MPa l^{-1} s$ et accuse un niveau de pertes en eau de 50% dès que les débits mis en circulation dépassent 15 $l s^{-1}$. Néanmoins l'ensemble des essais constitue l'exemple d'une recherche menée à son terme où toutes les phases, qu'elles se soient soldées par un succès ou par un échec, ont été franchies en bon ordre.

Trois étapes se dégagent. Il s'agissait dans un premier temps d'une phase de reconnaissance, c'est-à-dire déterminer à partir d'un premier forage, quelle était la morphologie du réseau de fractures existant dans ce massif, comment évoluait le champ de température avec la profondeur et comment se distribuait le champ des contraintes. Cette étape s'est concrétisée par le choix du lieu d'implantation du second forage du doublet et déjà pointait l'idée que l'hydraulique du massif allait être influencée par la présence de structures manifestement conductives.

La seconde phase a consisté en la réalisation de travaux de développement visant à améliorer l'efficacité hydraulique des fractures interceptant les forages. Deux moyens ont été successivement mis en œuvre. Tout d'abord les tests de stimulation hydraulique de fractures pré-existantes à l'aide de gels de moyenne viscosité, puis des tests de stimulation hydraulique de fractures pré-existantes avec adjonction d'un sable de soutènement, ce qui s'avère particulièrement efficace lorsque le puits traité est par la suite utilisé comme puits producteur. Enfin, l'injection à régime soutenu d'un grand volume d'eau apparaît également être un moyen d'améliorer les propriétés hydrauliques des fractures plus éloignées des forages. Dans ce cas, le mécanisme invoqué est celui du relâchement de tout ou partie des contraintes tangentielles supportées par ces fractures.

L'objet de la troisième phase était la caractérisation des performances hydrauliques, thermiques et mécaniques du réservoir ainsi créé, c'est-à-dire estimer son impédance hydraulique et évaluer sa surface utile d'échange thermique. Pour ce faire, un sens de mise en circulation du doublet a été sélectionné. Le second forage est devenu le forage d'injection de la boucle. Le régime jugé optimal a été maintenu durant plusieurs semaines et se caractérise par une impédance de $1,70 \text{ MPal}^{-1}\text{s}$ et un taux de perte en eau de 33% relativement au débit de circulation de $7,50 \text{ ls}^{-1}$. Deux interprétations indépendantes conduisent à une surface d'échange thermique voisine de $0,15 \text{ km}^2$.

sur la conception d'un modèle de comportement hydraulique et mécanique,

L'analyse de l'ensemble des caractéristiques géométriques disponibles ainsi que celle des comportements hydrauliques observés a orienté notre recherche vers une approche discrète où les fractures sont individualisées, pouvant même être obtenues par des procédures stochastiques. L'allure des diagrammes liant pressions et débits a conduit à introduire une dépendance non linéaire entre ces deux variables. Les études de comportements locaux évoquées par la littérature amènent alors à considérer que le fluide circule dans des chenaux eux-mêmes inscrits dans les plans des fractures, l'étendue et les propriétés de connexion de ces chenaux entre eux étant fortement dépendants de la pression du fluide. Ce phénomène, associé à la présence de surfaces de contact entre les épontes, a été appréhendé par l'utilisation d'expressions analytiques dont l'ajustement repose sur des tests locaux qui, il est vrai, sont pour l'instant rarement disponibles, en écartant l'idée de l'écoulement uniformément réparti entre faces parallèles planes.

L'ensemble des concepts issus des observations a permis d'élaborer un modèle numérique de comportement du système fracturé global *matrice + fractures*, dont les équations sont couplées. Interviennent l'élasticité de la matrice, le taux de surface accessible au fluide dans le plan des fractures et la loi de débit d'une fracture affectée de ce taux de surface accessible au fluide. Ces deux dernières quantités sont dépendantes du champ de pression du fluide.

La tentative de validation, à partir de l'ensemble des données recueillies sur le site de *Mayet de Montagne*, atteste que les divers concepts introduits sont réalistes mais souffre d'un manque de définition de l'aspect géométrique ainsi que du peu de connaissances acquises au sujet des lois rhéologiques locales utilisées.

et sur l'usage de ce type de modèles.

De l'ensemble du travail se dégagent quelques certitudes qui devraient permettre de mieux orienter les expérimentations spécifiques à l'étude des comportements suspectés d'un milieu réel. Outre le facteur orientation géométrique, que l'on sait bien observer en forage, il est indispensable de connaître *in situ* le comportement local des joints soumis à l'effet d'une pression fluide croissante et ce, à partir de leur chargement initial, et y compris à l'aide de tests d'injection à faibles débits. Quantifier le fait qu'une fracture s'ouvre n'en est pas moins important mais devenant dans ce cas très conductrice, son influence sur les propriétés globales d'un système diminue. On bute alors, dans le cas d'un réseau de fractures, sur les propriétés des éléments les

moins conducteurs, qui sont en même temps les moins connus et qui deviennent ainsi les plus contraignants. C'est ce que les expériences numériques conduites au dernier chapitre tendent à montrer.

Notons que la taille modeste du système fracturé du *Mayet de Montagne* et le fait que l'on connaisse entrées et sorties inclinait à penser qu'une validation à l'aide d'une approche déterministe était possible. Nous avons constaté le rôle déterminant de la partie inconnue du réseau de fractures. L'importance de cette partie du réservoir qui ne coïncide pas avec les zones d'accès, ces dernières feront de toutes façons l'objet de travaux de développement, ne pourra que s'accroître lorsqu'il s'agira d'étudier des systèmes réels de plus grande échelle. Cela renforce l'intérêt d'un travail d'expérimentation numérique tel que celui qui a déjà été ébauché. Ce milieu que l'on ne connaîtra véritablement jamais, peut en effet faire l'objet de multiples hypothèses, intéressant tant sa géométrie que sa rhéologie. L'apport d'un modèle est alors de dissocier, pour un critère de succès préalablement établi, les situations que l'on peut accepter de celles que l'on doit éviter. L'intérêt de l'approche statistique qui en découle réside dans l'estimation de la probabilité de se trouver dans une situation favorable.

ANNEXE I

Interprétation des débitmétries
obtenues en phase d'injection
dans le forage INAG III.9.

- Mesures des 2 et 18 Juillet 1987 -

1. Débitmétrie du 2 Juillet 1987

Cette mesure est destinée à fournir directement la répartition du débit injecté en tête du puits INAG III.9 dans les différentes fractures offertes à l'écoulement. Le débit injecté est constant ($60,0 \text{ m}^3\text{h}^{-1}$, $11,3 \text{ MPa}$) tout au long de la mesure qui débute dès le franchissement de l'obturateur hydraulique. Ce dernier point garantit que la première valeur de rotation enregistrée est relative au débit total injecté.

Quatre calibrages de l'outil de mesure réalisées à débit nul en remontant et en descendant l'outil ainsi qu'à débit constant en remontant puis en descendant l'outil entre 665 m et 710 m montrent la linéarité de la réponse en rotation vis-à-vis de la vitesse de déplacement et du débit mesuré. Ces tests de calibrations sont illustrés par la figure [1].

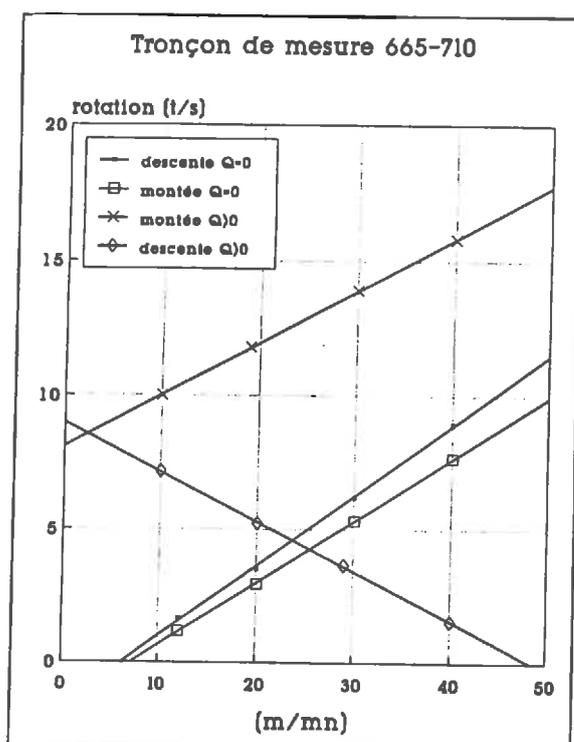


Figure 1: Tests de calibration du micromoulinet. Section du forage utilisée pour des mesures : $665 \text{ m} - 710 \text{ m}$

L'écoulement est supposé turbulent jusqu'au fond du forage. En effet, le nombre de *Reynolds* de l'écoulement dans un tel forage de diamètre moyen 156 mm est supérieur à la valeur critique de transition $R_{critique} = 2000$ dès que le débit dépasse $1 \text{ m}^3\text{h}^{-1}$. La vitesse maximale du fluide ne diffère donc que très peu de sa valeur moyenne, ce qui assure que la vitesse de rotation mesurée par l'hélice du micro-moulinet est bien représentative de l'écoulement dans la section de forage considérée.

Les trois grandeurs qui interviennent peuvent donc être liées par la forme linéaire suivante:

$$N[t/s] = a + b \cdot V[m/mn] + c \cdot Q[m^3h^{-1}]$$

où a , b , c sont trois constantes à déterminer.

$b = \frac{\partial N}{\partial V}$ est obtenu en calculant la pente de la calibration dynamique numéro 3. La valeur trouvée est 0,20.

Les calibrations à débit nul montrent que $N = 0$ t/s lorsque $Q = 0 \text{ m}^3 \text{ h}^{-1}$ et $V = 7 \text{ m/mn}$, ce qui fournit une première relation entre a et b .

$$a + 7b = 0$$

Une deuxième relation entre a et c est déduite de la diagraphie elle-même à la cote 607 m où $N = 12,6$ lorsque $Q = 60$ et $V = 10$ soit :

$$a + 60b + 10c = 12,2$$

La forme linéaire s'écrit donc:

$$N = -1,40 + 0,20 V + 0,20 Q$$

Le fait que le coefficient a soit négatif signifie qu'il existe un seuil en dessous duquel le micro-moulinet ne tourne pas.

Deux mesures obtenues avec des vitesses d'outil différentes, 10 m/mn et 20 m/mn permettent de préciser les cotes où s'effectuent les pertes d'eau : 628 m, 647 m, 654 m, 659 m, 720 m, 728 m, 739 m, 743 m, 764 m et 783 m. La mesure ne permet pas de savoir ce qui se passe à des cotes inférieures. Le niveau 758 m n'apparaît pas sur ces profils que l'on présente sur la figure [2].

Les perturbations enregistrées entre 647 m et 660 m résultent vraisemblablement des travaux de réalésage du puits survenus à la suite des essais de 1986. A ces profondeurs d'importantes variations de diamètres peuvent perturber l'écoulement. Le tableau suivant présente la distribution de débits obtenue.

Tronçon	Rotation	Débit	Rotation	Débit	Débit moyen
[m]	10m/mn	[m ³ /h]	20m/mn	[m ³ /h]	[m ³ /h]
602-629	12,6	60,0	14,5	59,5	59,7
629-647	11,3	53,5	13,2	53,0	53,2
647-653	10,9	51,5	12,7	50,7	51,1
655-657	9,0	42,0	11,0	42,0	42,0
664-719	8,3	38,5	10,1	37,5	38,0
719-727	7,6	35,0	9,3	33,5	34,2
728-738	6,7	30,5	8,2	28,5	29,5
738-741	5,7	25,5	7,6	25,0	25,2
744-762	3,4	14,0	5,1	12,5	13,2
763-783	3,2	13,0	4,7	10,5	11,3

La distribution des débits partiels en pourcentage par niveau injecté est donc donnée par le tableau suivant. La dernière colonne représente l'impédance d'entrée de chaque zone où l'écoulement s'est établi, obtenue en divisant la pression d'injection appliquée en tête de puits par le débit localement injecté. Les zones de moindre impédance sont clairement identifiées. Nous retiendrons les cotes 628 m, 654 m, 743 m ainsi que la partie inférieure du forage.

Niveau injecté	Débit injecté	Taux	Impédance	
[m]	[m ³ /h]	[l/s]	[MPa l ⁻¹ s]	
629	6,50	1,80	10	6,3
647	2,25	0,62	3	18,2
654	9,10	2,52	15	4,5
659	4,00	1,10	7	10,2
719	3,75	1,05	6	10,7
727	4,75	1,32	8	8,6
738	4,25	1,18	9	9,6
743	11,25	3,12	19	3,6
764	2,00	0,55	3	20,5
< 783	11,20	3,11	19	3,6

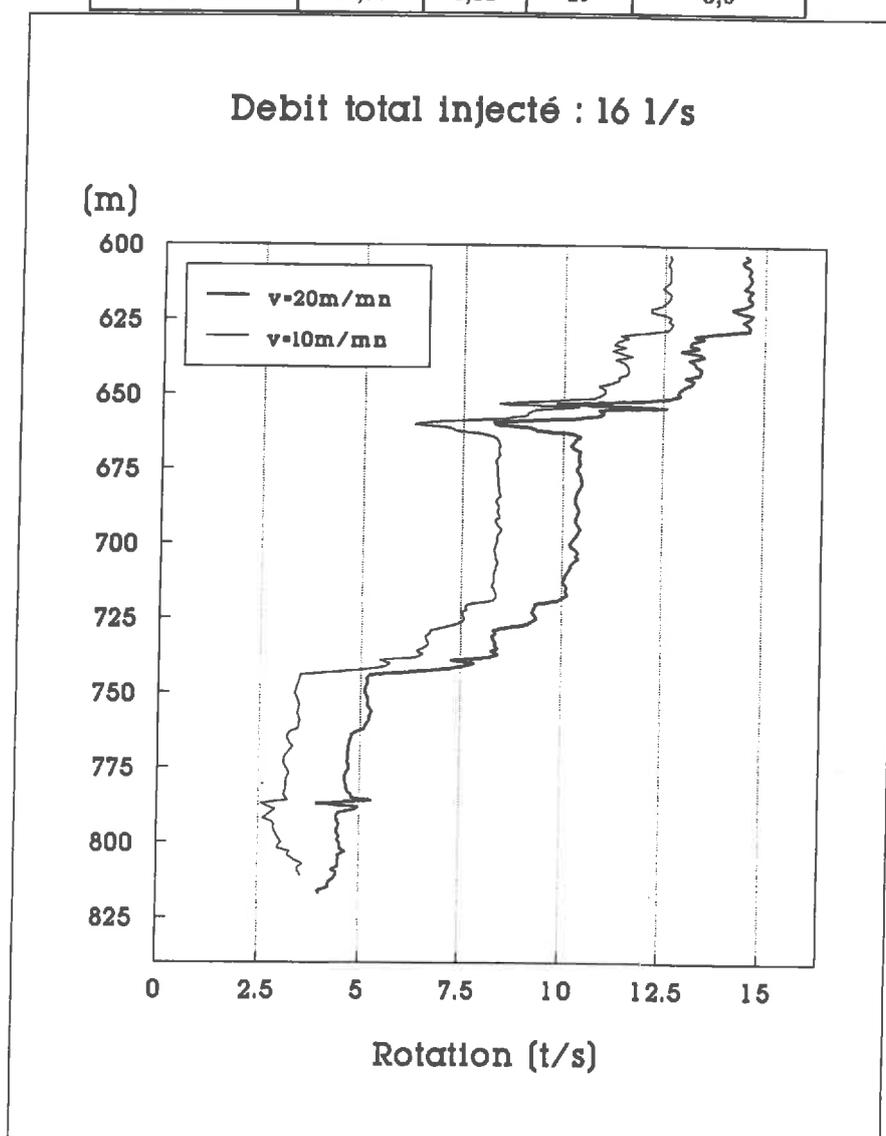


Figure 2 : Débitmétriques enregistrées dans le forage III.9, avec un débit injecté de 60 m³/h. Vitesse descendante du micromoulinet respectivement égale à 20 m/mn (profil a) et 10 m/mn (profil b).

2. Débitmétrie du 18 Juillet 1987

Une seconde débitmétrie en phase d'injection s'est déroulée dans ce même forage INAG III.9 alors que le débit injecté était de $27 \text{ m}^3\text{h}^{-1}$. La mesure très bruitée commence à 627 m , se termine à 815 m mais nous ne disposons pas d'autant de précision quant aux calibrations que dans le cas précédent. En particulier il n'y a pas d'information à débit nul. Par contre une mesure statique a été obtenue à la profondeur de 618 m . Ces renseignements sont rapportés sur la figure [3].

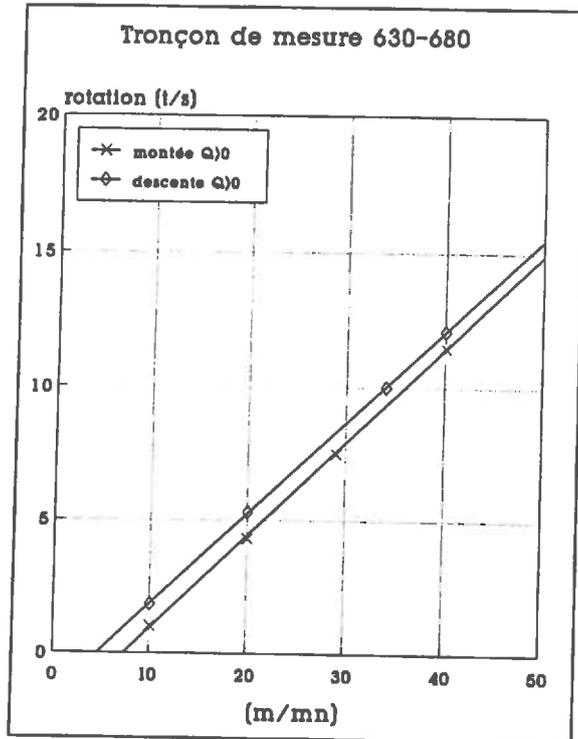


Figure 3: Tests de calibration du micromoulinet. 18 juillet 1987

La relation entre N , V , et Q peut toujours être mise sous la forme linéaire suivante:

$$N[t/s] = a + b \cdot V[m/mn] + c \cdot Q[m^3/h]$$

b est déterminé par la pente de la courbe d'étalonnage du micromoulinet et vaut 0,37.

D'après l'interprétation précédente, aucun débit n'a été injecté entre l'obturateur et 628 m . Ce test se déroulant avec une pression d'injection plus faible, $8,60 \text{ MPa}$, il est logique de penser qu'il en est encore de même. Supposant encore que la fracture identifiée par le test précédent à 628 m absorbe toujours 10% du débit injecté, on peut associer la vitesse de rotation lue à 630 m et le débit de $27 \times 0,90 = 24,3 \text{ m}^3/\text{h}$. Tenant compte de la vitesse de translation de la sonde, égale à 21 m/mn , la première relation entre les coefficients a et c se présente donc sous la forme:

$$a + 24,3 c = 6,52$$

La seconde relation nécessaire qui fait défaut, est celle qui lie a et b indépendamment de c . On ne dispose pas d'étalonnage à débit nul mais l'on connaît la réponse statique du

micromoulinet à 618 m qui est de 7,5 t/s. Supposant que le débit à cette cote soit de 27 m³/h on est conduit à:

$$a + 27 c = 7,5$$

La relation cherchée est donc:

$$N = -2,22 + 0,38 V + 0,36 Q$$

Les pertes d'eau qui apparaissent sur la diagraphies sont localisées aux profondeurs suivantes (figure [4]) : 648 m, 654 m, 713 m, 758 m, 784 m, 800 m et 810 m. La cote 743 m apparaît de façon curieuse puisqu'après son franchissement le micromoulinet retrouve la vitesse de rotation qu'il avait juste avant.

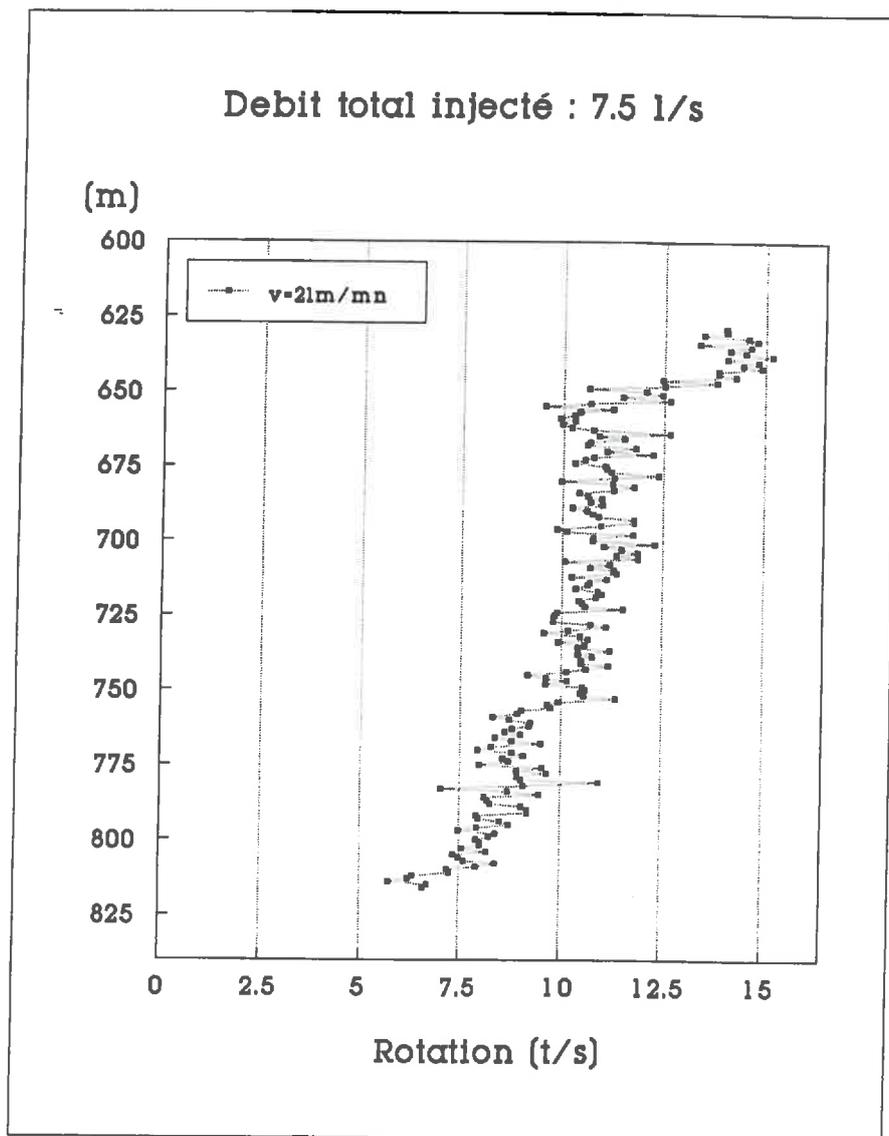


Figure 4 : Débitmétries enregistrées dans le forage III.9, au débit injecté de 27 m³/h. Vitesse descendante du micromoulinet égale à 20 m/mn .

La distribution du débit injecté en fonction de la profondeur se fait donc de la façon suivante :

Tronçon	Rotation	Débit		Niveau	Taux	Impédance
		[m ³ /h]	[l/s]			
[m]	[t/s]			[m]	[%]	[MPa t ⁻¹ s]
602-628	-	27,0	7,50	628	10	11,5
628-647	14,5	24,3	6,75	648	26	4,4
648-654	12,0	17,3	4,80	654	5	22,9
654-713	11,5	15,9	4,41	713	10	11,5
713-758	10,5	13,2	3,67	758	15	7,6
758-784	9,0	9,0	2,50	784	5	22,9
785-800	8,5	7,6	2,11	800	5	22,9
800-810	8,0	6,2	1,72	810	15	7,6
< 810	6,5	2,1	0,58	<810	8	14,3

La comparaison entre ces deux distributions montrerait que la part de débit injecté en profondeur sous la cote 783 m est relativement plus importante lorsque la pression d'injection est plus faible (28% au lieu de 18%). Inversement les portions de puits voisines de 720 m et 730 m, cotes où ont été effectués des tests de fracturation hydraulique absorberaient une part relative plus élevée lorsque les pressions d'injection sont plus fortes (40% au lieu de 25%).

Rappelons aussi que dans des conditions d'injection voisines de celles de ce second test, la fracture présente à 648 m n'absorbait lors de la débitmétrie de Juin 1986 que 10% du débit injecté contre 26% au cours de ce nouvel essai. Cette interprétation doit cependant être considérée avec prudence étant donnée la qualité de l'enregistrement et l'insuffisance de l'étalonnage.

ANNEXE II

**Interprétation des thermométries
obtenues en phase de circulation
dans le forage INAG III.8.**

Période du 15 Juin au 19 Août 1987

1. Objectif du travail

L'objectif est d'utiliser l'évolution au cours du temps des mesures de température de l'eau s'écoulant dans la partie ouverte du puits de production afin d'en déduire les débits effectivement produits par chacun de ses niveaux producteurs. Les diagraphies thermiques présentent l'avantage d'être peu sophistiquées, économiques en matériel et personnel, et de pouvoir être mises en œuvre rapidement dans un forage équipé de tubes de production de faible diamètre.

2. Présentation des mesures

2.1. Dispositif expérimental

Le matériel de diagraphie utilisé comprenait essentiellement :

- une sonde de mesure de masse 28kg, de diamètre 1"11/16, munie d'une tête de sonde à 4 conducteurs répondant à la norme G.O. 1"OD et équipée d'une sonde platine de type Pt100 de constante de temps 4,2s et d'un transducteur 4 - 20mA. La sonde décèle des variations de température de 0,01°C et sa précision relative est meilleure que 0,05°C.
- un treuil et son système électronique de régulation comportant 950m de câble de diagraphie 3/16" à quatre conducteurs et un pied de câble de type G.O.1"OD.
- un sas amovible avec presse-étoupe hydraulique conçu de façon que l'extraction du pied de câble se fasse sans son démontage. Il est équipé d'un dispositif de support de poulie supérieure et d'un moyen de levage. Ce sas est destiné à la réalisation de mesures de type diagraphie en phase de production.
- une acquisition analogique. Le convertisseur analogique-numérique programmable disponible sur le site étant réservé à l'acquisition de données dont le pas d'échantillonnage était plus lâche n'a pu être utilisé.

2.2. Mode opératoire

La réalisation d'une mesure consiste à déplacer à vitesse constante la sonde tout au long de la partie ouverte du forage qui nous intéresse. Les vitesses de déplacement ont été choisies de telle sorte que le capteur puisse être continuellement en équilibre thermique avec le fluide. Le puits observé étant producteur, le sens du déplacement est aussi souvent que possible descendant. Cependant, à cause de certaines avaries techniques de régulation de la vitesse du treuil, certains profils ont été obtenus en remontant l'outil. Ceci n'est en rien dommageable à la mesure car les vitesses de remontée du fluide se sont avérées plus élevées.

L'enregistrement analogique se fait en continu et un *topeur* permet de graduer la courbe en fonction de la profondeur lue sur le compteur du treuil. Les profondeurs annoncées sont mesurées par rapport au sommet du tubage et représentent des longueurs de câble déroulé.

2.3. Liste des mesures effectuées

Les mesures qui seront interprétées sont relatives à la troisième période de circulation qui dura du 15 Juin au 19 Août 1987, ainsi qu'à la phase de dégorgeement qui suivit. Rappelons que le puits d'injection est le puits *INAG III.9* et que la production se fait par la partie ouverte du forage *INAG III.8* soit entre 780 m et 402 m. Au total, 24 profils ont été acquis.

DATE		PRODUCTION	INTERVALLE	VITESSE	
Jour	Heure	[m ³ /h]	[m]	[m/mn]	sens
3/06		0,00	415-765	3	↘
15/06	22h30-0h35	7,80	410-756	3	↘
18/06	23h35-1h40	15,80	410-765	3	↘
20/06	8h-11h	16,50	410-766	3	↘
22/06	21h-23h30	19,50	410-766	3	↘
25/06	22h15-0h25	23,10	410-765	3	↘
1/07	22h-0h45	30,90	410-652	3	↘
		30,90	765-630	3	↗
3/07	14h-17h	29,20	425-765	3	↘
6/07	9h40-11h40	21,10	765-410	3	↗
9/07	10h-12h30	17,10	765-425	3	↗
11/07	22h-23h15	16,00	765-420	3	↗
14/07	16h-18h30	17,80	755-420	3	↗
16/07	15h-17h	17,60	765-410	3	↗
21/07	17h30-18h30	17,90	650-765	3	↘
	21h-23h	17,90	765-415	3	↗
29/07	10h30-12h	18,30	701-765	3	↘
	14h15-16h15	18,30	765-408	3	↗
31/07	21h30-24h	17,50	766-410	3	↗
5/08	23h30-2h	18,70	766-620	3	↗
		18,70	620-485	15	↗
		18,70	485-410	3	↗
11/08	10h30-11h30	18,70	766-657	3	↗
	14h15-15h35	19,20	660-410	3	↗
13/08	22h-1h	24,50	735-766	5	↘
		24,50	766-410	3	↗
17/08	15h-17h	16,25	766-410	3	↗
19/08	9h-11h30	15,70	766-420	3	↗
20/08	15h30-17h30	0,00	766-420	3	↗
27/08	17h-19h	2,50	410-766	5	↘
13/09		1,40	405-766	3	↘
20/10		0,35	406-766	3	↘

Le tableau présenté ci-dessus fait état des dates de ces mesures, du sens du mouvement de la sonde et des régimes hydrauliques correspondant.

Tous ces profils sont présentés sur les planches *I* à *III*. Ils présentent tous des anomalies de température à des cotes fixes que l'on interprète comme des niveaux d'arrivée d'eau. La marque thermique résultant de la première phase d'injection d'Avril est très visible sur tous les profils et ne s'estompe que très lentement. Les cotes 713 m et 754 m n'étaient pas connues comme productrices sur la thermométrie de 1986 et résultent vraisemblablement des opérations de stimulation réalisées en Mai et Juin. Les cotes communes à tous les profils sur lesquelles le travail portera, sont les suivantes :

409 m, 438 m, 471 m, 632 m, 639 m, 644 m, 649 m, 661 m, 674 m, 713 m, 754 m, 764 m.

Chaque valeur, arrondie à la valeur entière la plus proche ne peut être tenue pour la cote exacte où physiquement la fracture recoupe le forage car elle résulte de l'observation d'un phénomène de mélange par turbulence de deux flux distincts portés à des températures distinctes. On remarquera qu'une cote peut apparaître sur certains profils et ne pas se signaler sur d'autres. Ainsi l'anomalie identifiée à la profondeur 674m n'est pas visible sur la thermométrie du 29 Juillet. L'évolution du profil au cours du temps montre qu'à cette date la température de l'eau produite par cette fracture devait être très voisine de l'eau transitant dans le forage à cette profondeur.

3. Modélisation des transferts d'énergie

Les transferts de chaleur considérés sont liés à l'écoulement ascendant du fluide, ce mouvement étant provoqué par des différences de charge imposées le long du forage. Il s'agit donc d'un problème de convection forcée qui relève de la mécanique des fluides classique. La solution proposée diffère de celle que suggèrent Michel et Haenel [1984] qui s'inspirent du travail de Murphy et Lawton [1977]. Leur approche est basée sur l'étude des variations du gradient de température avec la profondeur, les calculs analytiques montrant que sous certaines conditions, la valeur du gradient de température dans un tronçon de forage est directement liée au débit qui y transite.

3.1. Hypothèses sur le régime d'écoulement dans le forage

Pour ce problème d'écoulement d'eau dans un sondage vertical, les variations de la masse volumique avec la pression et la température sont négligeables. L'équation de continuité en régime permanent s'écrit donc simplement à partir de la vitesse du fluide V sous la forme:

$$\operatorname{div} V = 0$$

D'un point de vue dynamique, on retiendra que le régime d'écoulement est le plus souvent turbulent. En effet dans un forage de diamètre 159 mm, le nombre de *Reynolds*¹ qui caractérise à lui seul la nature de l'écoulement dépasse la valeur critique de 2000, en deçà de laquelle l'écoulement est qualifié de laminaire, dès que le débit dépasse 1 m³/h. Cette hypothèse de travail conduit de fait à ne pas résoudre l'équation de *Navier Stokes* pour le calcul du profil des vitesses du fluide dans chaque section de forage et à simplement considérer la valeur moyenne de cette vitesse, supposée égale dans toute la section du forage.

3.2. Les phénomènes d'échange thermique

Considérons maintenant les phénomènes d'échange de chaleur dans un tronçon de forage. L'équation de la chaleur dans le fluide en mouvement doit être écrite sous la forme (1): Dans tout ce qui suit, les variables seront affectées des indices m , p , f lorsqu'elles seront relatives respectivement à la matrice rocheuse, à la paroi du puits ou au fluide.

$$(1) \quad \frac{\partial T_f}{\partial t} + \vec{V} \cdot \overrightarrow{\operatorname{grad}} T_f = \alpha_f \Delta T_f$$

T_f désignant la température du fluide et α_f sa diffusivité thermique, et ΔT_f le laplacien de cette fonction température.

¹ Nombre adimensionnel pouvant s'interpréter comme rapport des forces d'inertie aux forces de viscosité et valant $Re = \frac{VL}{\nu}$, V étant la vitesse du fluide, ν sa viscosité cinématique et L une dimension caractéristique de l'écoulement, comme le diamètre du forage.

Cette équation doit être complétée par une condition sur les parois solides. On distinguera pour ce faire la température de paroi θ_p et la température du fluide T_f . Dans la couche au contact de la paroi, la température varie de θ_p à T_f . On considèrera alors que les échanges de chaleur sont de type radiatif [Berest 1988], c'est-à-dire que le flux de chaleur qui traverse la paroi provenant du solide $-\lambda_m \overrightarrow{\text{grad}} \theta_m \cdot \vec{n}$ (le gradient de température est calculé du côté du solide), est proportionnel à l'écart entre la température de paroi et la température du fluide, soit :

$$\lambda_m (\overrightarrow{\text{grad}} \theta_m \cdot \vec{n}) + A(\theta_p - T_f) = 0$$

Le coefficient d'échange A [$Wm^{-2}K^{-1}$] est une inconnue. La solution consiste à lier A aux autres données caractéristiques en particulier aux nombres adimensionnels Re et P par l'intermédiaire d'un autre nombre adimensionnel Nu construit à partir de A , de la conductivité thermique du fluide λ_f [$Wm^{-1}K^{-1}$] et d'une longueur caractéristique D [m]. Cette constante A est chez certains auteurs dépendante du temps. Becker et al.[1983] utilisent la formulation $A(t) = A_0(1 - e^{-\beta t})$ où A_0 et β sont des constantes qu'ils déterminent à l'aide de la connaissance de l'évolution de la température de la paroi.

$$Nu = \frac{AD}{\lambda_f}$$

Dans le cas d'un écoulement turbulent en forage, la relation $Nu = f(Re, P)$ s'écrit :

$$Nu = 0,024 Re^{0,8} P^{0,5} \quad (\text{formule de Dittus et Boelter})$$

avec Nombre de Reynolds $Re = \frac{VD}{\nu}$

Nombre de Prandtl $P = \frac{\nu}{\alpha_f}$

et Vitesse du fluide V [m/s]

Diamètre du forage D [m]

Viscosité cinématique du fluide ν [m^2/s]

Diffusivité thermique du fluide α_f [m^2/s]

Capacité calorifique massique du fluide γ_f [J/Kg/K]

Masse volumique du fluide ρ_f [Kg/ m^3]

La température de paroi θ_p est aussi une inconnue. Pour la calculer il suffit d'écrire l'équation de la chaleur dans la matrice avec $\theta_m = \theta_p$ et $\Phi = A \cdot (\theta_p - T_f)$ comme conditions à la limite de température et de flux à la surface de séparation. Il faut ensuite résoudre ce problème couplé fluide/solide.

3.3. Adaptation des équations au problème constitué par un puits producteur.

3.3.1. Cas d'une portion de forage située entre deux niveaux producteurs

Un puits producteur peut être considéré comme une suite de tronçons séparés par les niveaux producteurs. Le débit qui transite par chacun de ces tronçons est constant et est égal à la somme des débits fournis par les fractures productrices inférieures. Dans une telle portion de forage les équations précédemment décrites s'appliquent et permettent de calculer le profil de température de la colonne fluide.

On procèdera cependant de manière approchée en ne résolvant pas l'équation de la chaleur complète pour le fluide en mouvement, mais en écrivant un bilan en régime permanent sur un tronçon cylindrique de rayon R , délimité par les cotes z et $z + dz$ de la façon suivante :

S_e : surface d'échange = $2\pi R dz$

Φ : flux provenant du solide = $A(\theta_p(z) - T_f(z))$

soit en un intervalle de temps δt

$$\Phi S_e \delta t + \rho_f \gamma_f Q (T_f(z + dz) - T_f(z)) \delta t = 0$$

Connaissant les expressions de Re , P , Nu , ce bilan peut se présenter comme suit :

$$(2) \quad 4 Nu (T_f(z) - \theta_p(z)) + Re P D \frac{\partial T_f}{\partial z} = 0$$

Par ailleurs on négligera dans l'équation de la chaleur écrite pour le massif le terme relatif à la conduction verticale, ce qui conduit en adoptant un système de coordonnées cylindriques à la formulation suivante :

$$(3) \quad \frac{\partial \theta_m}{\partial t} = \alpha_m \left(\frac{\partial^2 \theta_m}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \theta_m}{\partial r} \right)$$

Les conditions à la frontière fluide/solide sont exprimées par :

$$(4) \quad \lambda_m \left(\frac{\partial \theta_m}{\partial t} \right)_{r=R} = \frac{\lambda_f}{D} Nu (\theta_p - T_f)$$

avec $\lambda_m [W m^{-1} k^{-1}]$ conductivité thermique du massif
et $\lambda_f [W m^{-1} K^{-1}]$ conductivité thermique du fluide

La résolution simultanée des équations (2), (3), (4) à une profondeur donnée z permet donc de calculer la valeur de la température du fluide ainsi que le profil de température dans le massif.

3.3.2. Cas d'un niveau producteur

Un tel niveau est le siège d'un mélange de deux débits portés à des températures différentes, le premier provenant du niveau considéré et le second résultant du mélange des eaux produites par les niveaux inférieurs et ayant déjà subi des échanges thermiques sur la longueur de puits parcourue. Ce mélange de quantités de chaleur est supposé se réaliser de façon instantanée et à la profondeur même où a lieu la production. L'égalité écrite pour rendre compte de ce phénomène est simplement :

$$Q \cdot T_{inf} + \delta Q \cdot T_{frac} = (Q + \delta Q) \cdot T_{mélange}$$

Est notée T_{inf} la température du débit Q avant que n'ait lieu à la cote z_{frac} l'apport de quantité de chaleur dû au débit δQ de température T_{frac} . Le mélange qui en résulte est un débit $(Q + \delta Q)$ de température $T_{mélange}$.

La distribution des quantités δQ que l'on désire appréhender apparaît ici associée à une distribution de température T_{frac} qu'il faudra déterminer simultanément. Ces quantités seront considérées comme les paramètres à optimiser, les quantités δQ étant soumises à une contrainte supplémentaire puisque le débit total produit en tête de puits est connu à tout instant.

4. Résolution numérique des équations

La méthode adoptée pour résoudre numériquement le système d'équations (1), (2), (3) est celle des différences finies. Le système de coordonnées adopté est un système cylindrique

axé sur le forage. Les approximations des dérivées sont du second ordre et proviennent de développements de *Taylor* des fonctions concernées.

4.1. Maillage de l'espace

L'espace est découpé en mailles rectangulaires de surface variable. La distance entre les points de calcul dans la dimension radiale r décroît à mesure que l'on se rapproche du forage de façon à mieux rendre compte des flux conductifs lorsqu'ils sont importants. La discrétisation spatiale dans la direction verticale z est à pas constant. Les nœuds de ce réseau maillé constituent l'ensemble des points de calcul.

Dans ce qui suit les indices i, j, k affectés à la variable température θ_m sont relatifs respectivement à la profondeur, la dimension radiale et le temps : i croît avec la profondeur, j avec la distance au puits et k avec le temps.

4.2. Discrétisation des équations

L'équation (2) relative au bilan d'énergie pour le fluide contenu dans un tronçon de forage compris entre les cotes $z(i+1)$ et $z(i)$ s'écrit à l'instant $k+1$ sous la forme (2') :

$$(2') \quad \frac{(T_f(i+1) - T_f(i))}{(z(i+1) - z(i))} + \frac{4Nu}{PReD}(\theta_p(i) - T_f(i)) = 0$$

L'équation (3) relative à la conduction de la chaleur dans une direction normale au puits est traitée suivant un schéma implicite et donne à l'instant $k+1$, pour un point courant j de cote i , l'expression suivante :

$$(3') \quad \frac{1}{\alpha_m \delta t} (\theta_m(j, k+1) - \theta_m(j, k)) = \frac{2}{r(j+1) - r(j-1)} \left(\frac{\theta_m(j+1, k+1) - \theta_m(j, k+1)}{r(j+1) - r(j)} \right) \\ + \frac{2}{r(j+1) - r(j-1)} \left(\frac{\theta_m(j-1, k+1) - \theta_m(j, k+1)}{r(j) - r(j-1)} \right) \\ + \frac{1}{r(j)} \left(\frac{\theta_m(j, k+1) - \theta_m(j-1, k+1)}{r(j+1) - r(j-1)} \right)$$

L'équation (4) décrivant les transferts à la paroi se discrétise à l'instant $k+1$ et à la cote i suivant :

$$(4') \quad \frac{\lambda_m(\theta_m(1) - \theta_p)}{(r(1) - R)} + \frac{\lambda_f Nu}{2R}(T_f - \theta_p) = 0$$

4.3. Conditions aux limites

Les échanges thermiques sont supposés se produire à l'intérieur d'un domaine cylindrique dont un ordre de grandeur du rayon est obtenu à partir de la valeur du coefficient de diffusivité thermique du granite. Par exemple, après une durée δt de trois mois, le rayon de la zone thermiquement perturbée est environ de $\sqrt{\alpha_m \cdot \delta t} = 3,5 \text{ m}$. Au-delà de ce rayon qui a été fixé pour la suite à 10 m , la température est fixée à sa valeur initiale, puis une condition de flux nul est imposée au cours du temps, ce que l'on exprime simplement en posant dans (3'), $\theta_m(n-1, k+1) = \theta_m(n, k+1)$, n étant le nombre de nœuds de calcul suivant la direction radiale.

La température de l'eau entrant dans le premier élément de puits est fixée au cours du temps à la valeur mesurée en fond de forage.

4.4. Conditions initiales

Le champ de température initial est déduit de la connaissance du gradient géothermique local. Une perturbation thermique a ensuite été superposée à cet état initial de façon à simuler l'effet des phases d'injection, de dégorgeement et de production qui ont précédé la période de mesure. (Une approche numérique identique à celle-ci a été utilisée, avec un débit et une température d'injection imposés au cours du temps et provenant des observations des essais correspondants).

4.5. Déroulement du calcul

Le calcul débute par le fond du forage où la température est imposée égale à la valeur mesurée. La discrétisation des équations suivant le schéma implicite précédemment décrit par les équations (2'), (3') et (4') conduit alors à l'écriture à chaque niveau $z(i)$ d'un système d'équations linéaires tridiagonal. Celui-ci est résolu par décomposition de la matrice en produit de deux matrices triangulaires l'une inférieure unitaire et l'autre supérieure. Cet algorithme est peu sensible aux erreurs d'arrondi et économique en calcul. Le résultat est le champ de température qui règne dans la matrice, la valeur de la température de paroi ainsi que celle du fluide à la cote $z(i)$. La procédure est appliquée à chaque cote de calcul en tenant compte lors du franchissement des niveaux producteurs de l'équation du mélange et des nombres adimensionnels Re , P et Nu . Le résultat est donc un profil de température du fluide circulant dans le forage en fonction de la profondeur.

5. Résultats des simulations

5.1. Méthode utilisée pour le calage de chaque profil

Chaque proposition de partition d'un débit Q en n débits $\delta q(i)$ affectés des températures $T_{frac}(i)$ mène à un profil de température $T_f(z)$. Le nombre n représente le nombre de fractures produisant dans l'intervalle de mesure : le $n^{ième}$ couple $(\delta Q, T_{frac})$ représente de façon globale le fond du forage et ne simule donc pas une vraie fracture. Ce profil calculé est comparé au profil mesuré correspondant. Un critère de moindres carrés est établi dans chaque tronçon de puits délimité par deux fractures puis de façon globale ce qui permet de juger de la qualité des valeurs proposées et suggère les corrections à apporter.

On trouvera la figure (1) un exemple de profil calculé juxtaposé au profil mesuré correspondant [29 juillet 1987].

Néanmoins il convient de remarquer que si n est le nombre des arrivées d'eau, il y a $n - 1$ valeurs de température et n valeurs de débit à trouver. Pour ce faire, nous disposons de $n - 1$ équations de *mélange*, de n tronçons de puits où ont lieu des échanges thermiques et d'une condition liant les n valeurs δQ . Le problème semble donc être suffisamment contraint pour fournir une solution unique. L'ajustement est obtenu de façon empirique par une procédure d'essai-erreur. Les plus petits incréments utilisés sont de $0,05^\circ C$ pour les températures et de $1 l/mn$ pour les débits.

5.2. Paramètres physiques intervenant dans le calcul

Les valeurs numériques non tabulées des différentes grandeurs physiques intervenant au cours des calculs résultent de mesures effectuées sur le site des essais lors de campagnes de mesures antérieures (voir par exemple Hosanski [1980]).

Les valeurs suivantes ont été adoptées :

gradient géothermique moyen	[C/m]	0,032
Diffusivité thermique de l'eau α_f	[m ² /s]	1,45 10 ⁻⁷
Conductivité thermique de l'eau λ_f	[W/m/K]	0,6
Viscosité cinématique de l'eau à 30°C	[m ² /s]	0,83 10 ⁻⁶
Diffusivité thermique du granite α_m	[m ² /s]	1,4 10 ⁻⁶
Conductivité thermique du granite λ_m	[W/m/K]	3,34
Rayon du forage R	[m]	0,08

5.3. Résultats

L'outil mathématique précédemment décrit a permis d'interpréter 19 profils de température enregistrés du 15 Juin au 19 Août 1987. Le nombre des niveaux producteurs a été fixé à 11. Il s'agit des 11 profondeurs déjà citées au paragraphe 2.2. Les résultats sont proposés avec une précision de 0,1 m³/h sur les débits et de 0,05°C sur les températures.

5.3.1. Evolution des températures de production de chaque niveau producteur

L'évolution en température de l'eau produite par chaque niveau producteur est présentée par deux graphiques complémentaires. Le premier (figure 2) montre la variation par niveau en fonction du temps. On y remarque le comportement différencié des niveaux profonds 764 m, 754 m, 713 m et 675 m et surtout le fait que la température de production à 754 m soit inférieure à celle trouvée à 713 m.

Le second graphique (figure 3) montre la plage de variation de température de production par niveau en fonction de la profondeur. On constate que les niveaux profonds produisent une eau de température nettement inférieure à celle déduite du gradient géothermique. De même, il apparaît que les fractures supérieures localisées aux profondeurs 471 m et 438 m produisent une eau ayant d'abord transité par des horizons plus profonds, probablement voisins de 600 m, avant de rejoindre plus rapidement ces exutoires. Il pourrait donc s'agir des flux injectés dans la partie supérieure de la passe d'injection du puits *III.9* située entre 600 m et 654 m.

5.3.2. Evolution des débits produits

Les diagrammes présentés comportent 19 colonnes soit une par diagraphie. Chaque colonne est découpée en 11 blocs, soit un bloc par fracture productrice. Une fracture productrice est toujours représenté par la même nuance de grisé et possède toujours la même place dans chaque colonne. Enfin la hauteur de chacun des blocs élémentaires est proportionnelle au débit produit par la fracture correspondante. La hauteur totale est donc proportionnelle au débit total produit.

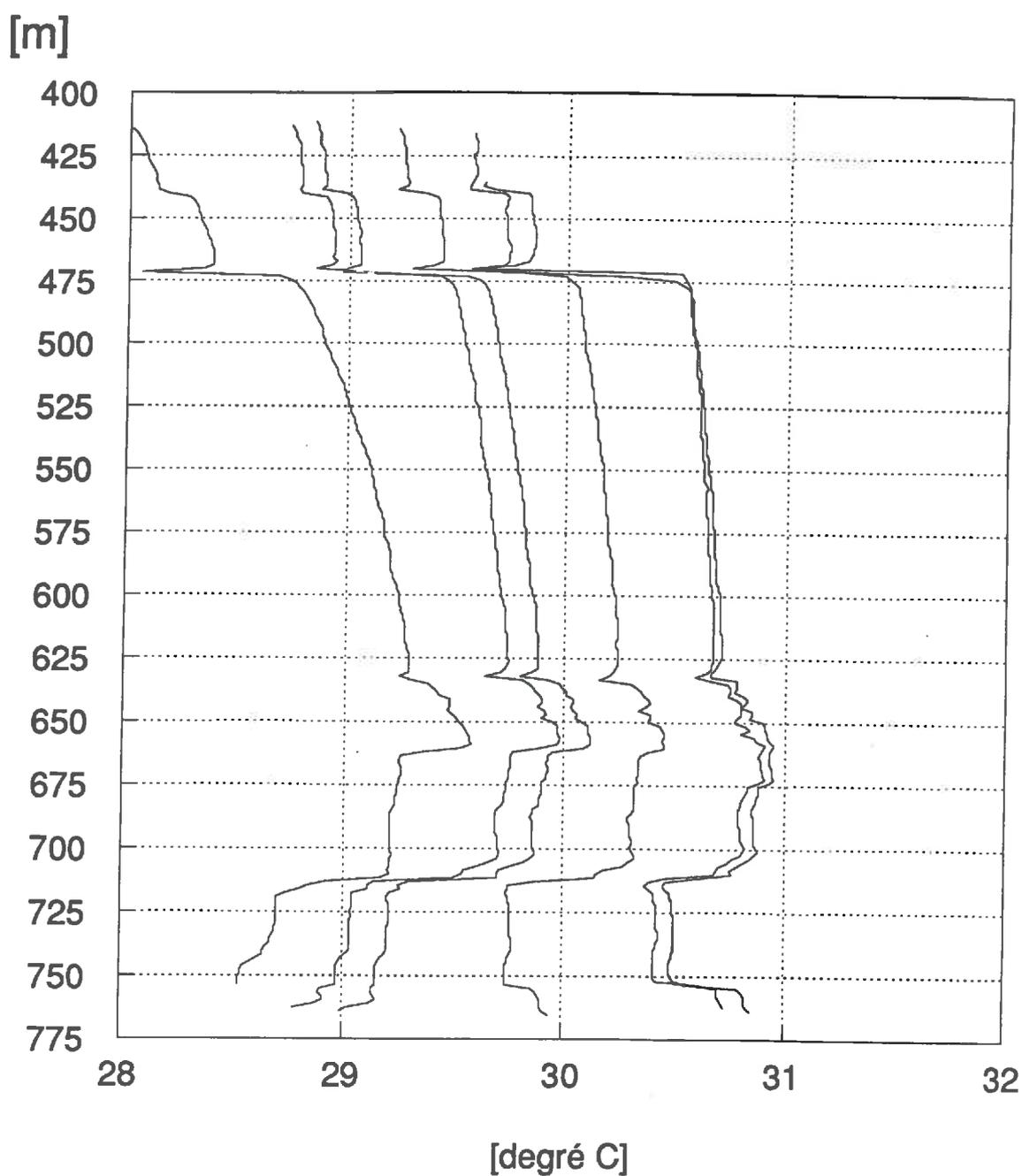
Le premier résultat (figure 4) est l'importance de la contribution des niveaux présents à 754 m et 713 m. En rapportant les débits produits au débit pompé dans le puits d'injection du doublet nous faisons apparaître le taux de restitution efficace.

Enfin chaque colonne peut être normée. La hauteur d'un bloc élémentaire représente donc le pourcentage d'eau produite à la cote correspondante relativement au débit total produit. La figure (5) illustre cette mise en forme du résultat. Faisant abstraction de la première et de la dernière diagraphie, obtenues dans des conditions non stationnaires, il est clair que la distribution du débit est peu variable au cours du temps. Ainsi 42 % du débit produit provient selon cette interprétation d'une profondeur supérieure ou égale à 713 m et 30 % des

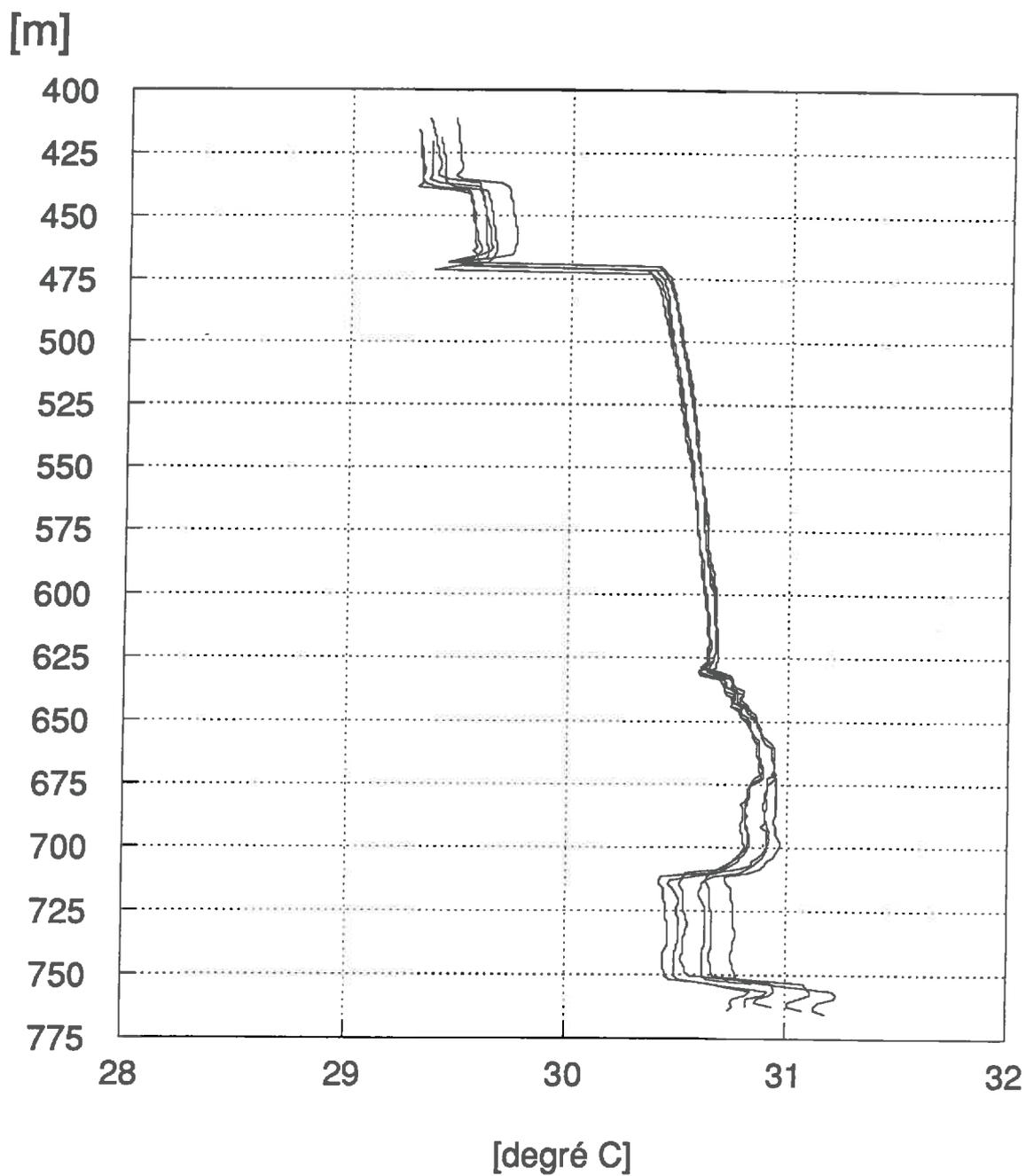
deux niveaux supérieurs. En particulier aucun drain ne semble jouer un rôle privilégié lors des phases de circulation à plus forts débits.

Cette dernière remarque suggère que le champ de pression qui règne au voisinage du puits de production ne permet pas aux fractures qui le recourent de changer de façon différenciée de conductivité hydraulique. Les effets mécaniques induits par la pression d'injection ne seraient localisés qu'au voisinage du puits d'injection du doublet.

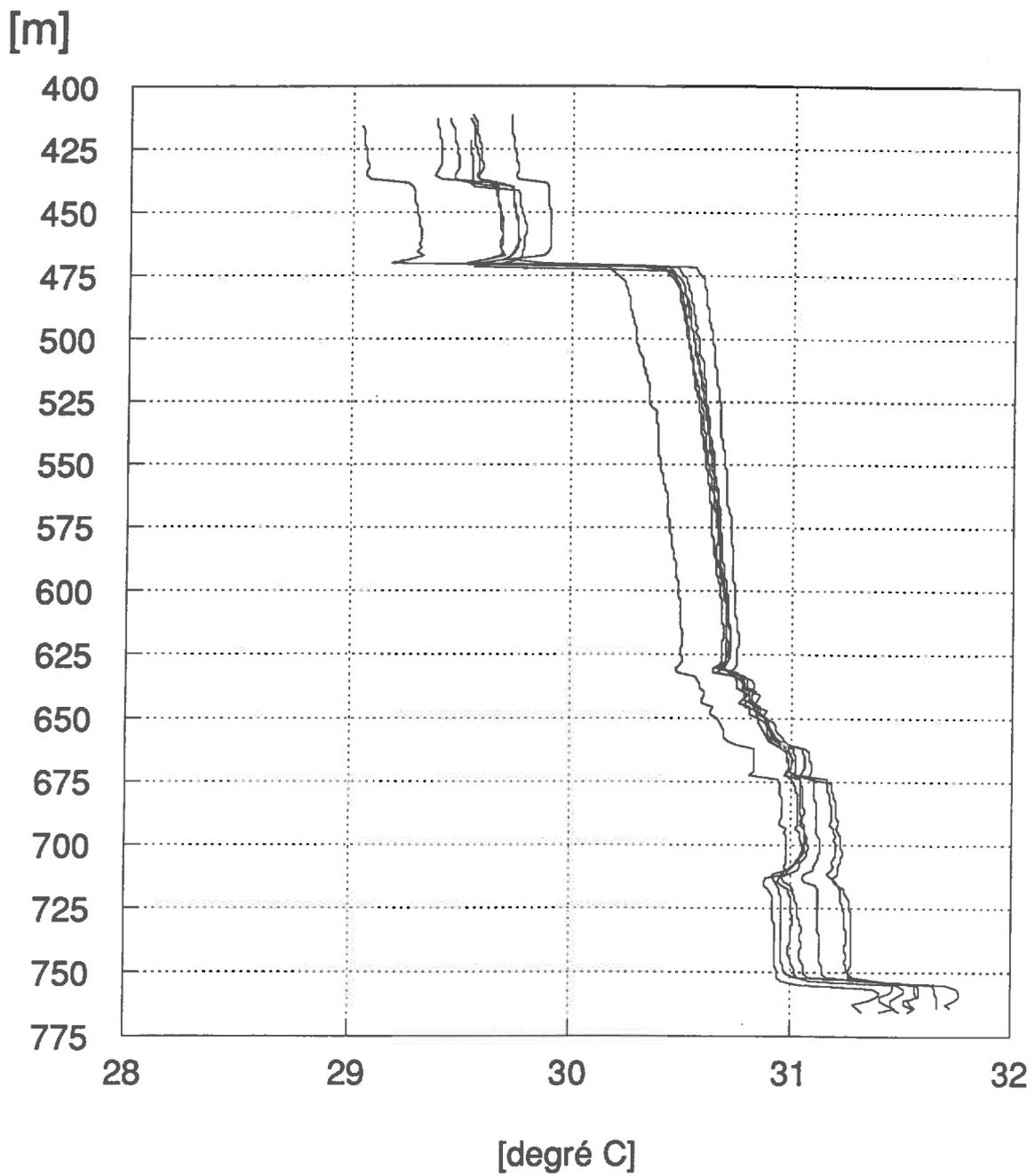
Profils de température du 15-06,18-06,20-06,25-06,01-07,03-07



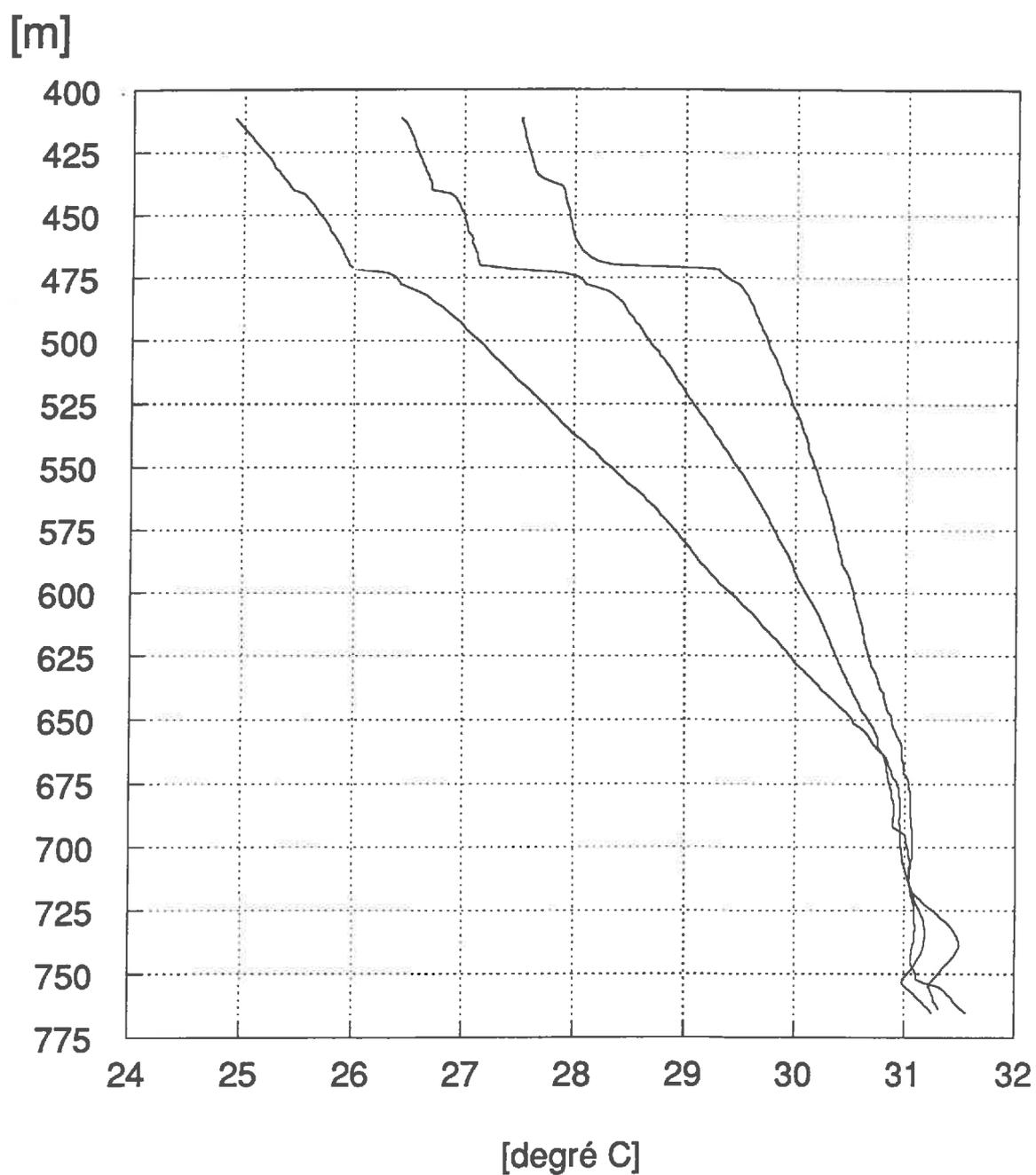
Profils de température du 06-07,09-07,11-07,14-07,16-07,21-07



Profils de température du
29-07,31-07,5-08,11-08,13-08,17-08,19-08



Profils de température du 27-08,13-09,20-10



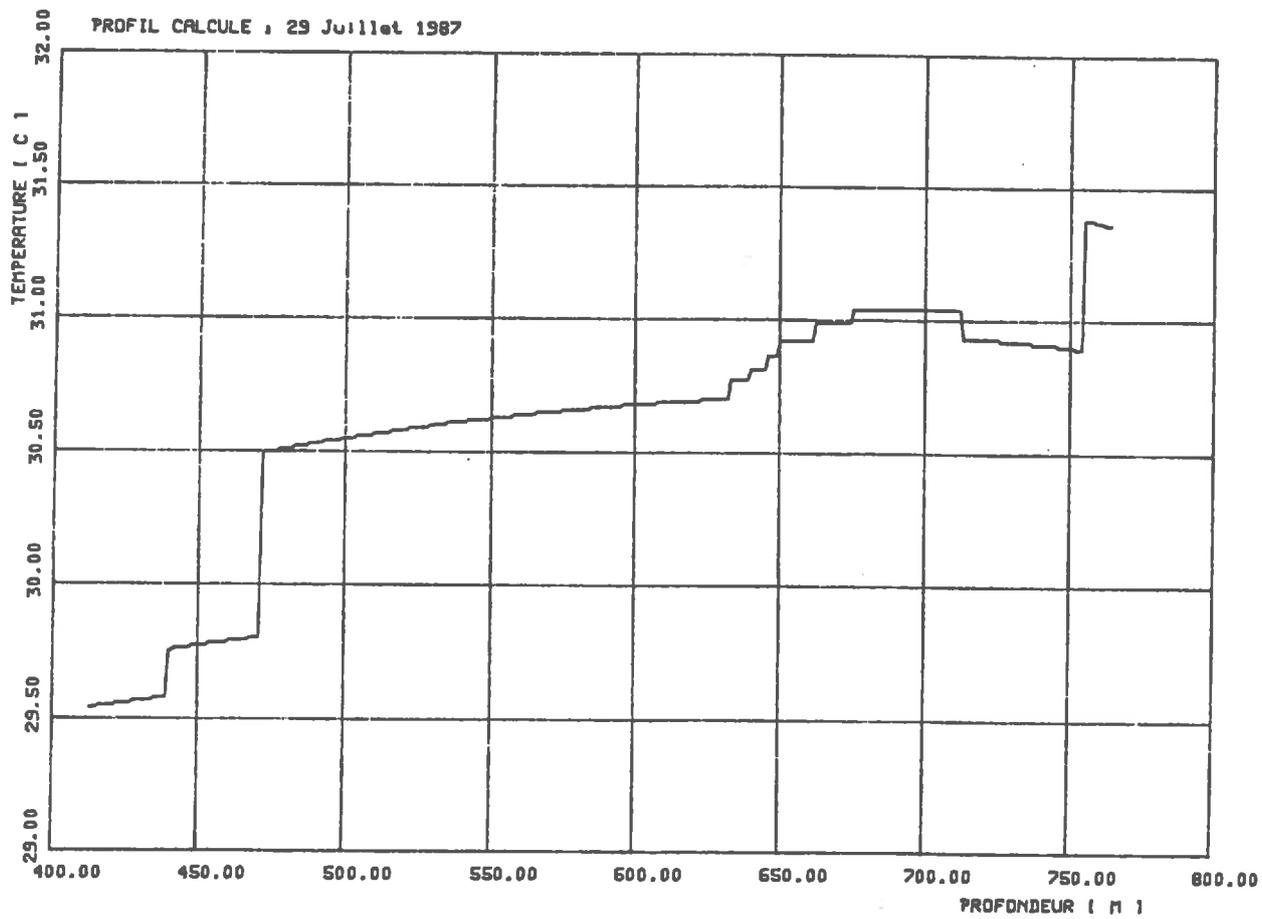
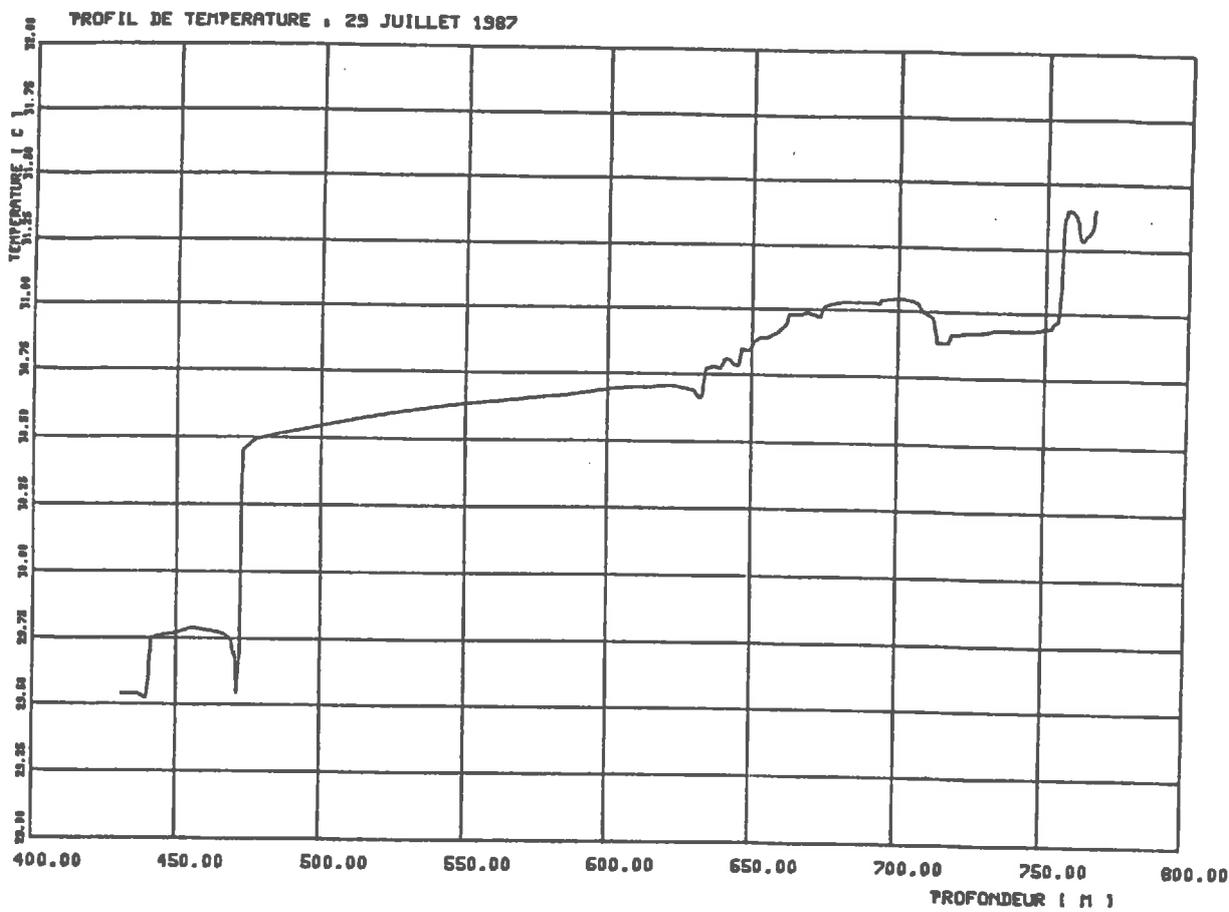


FIGURE 1

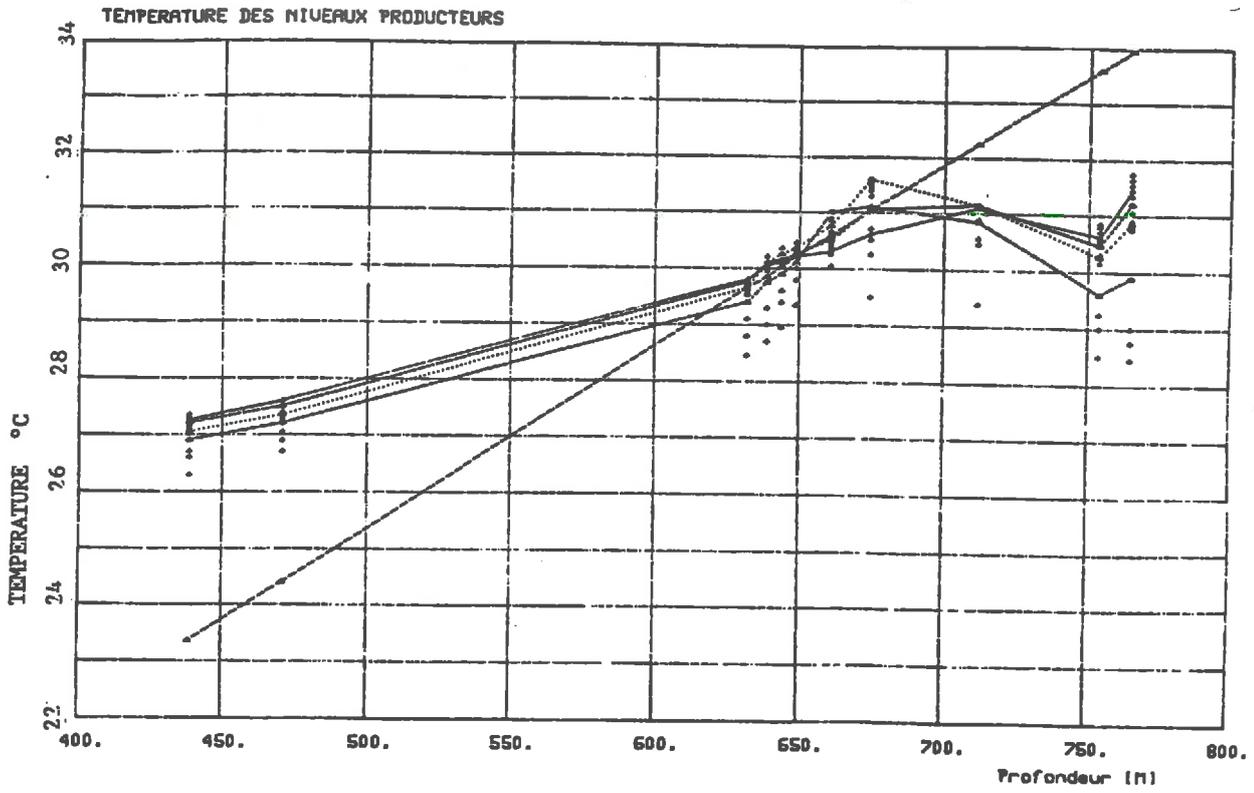


FIGURE 2

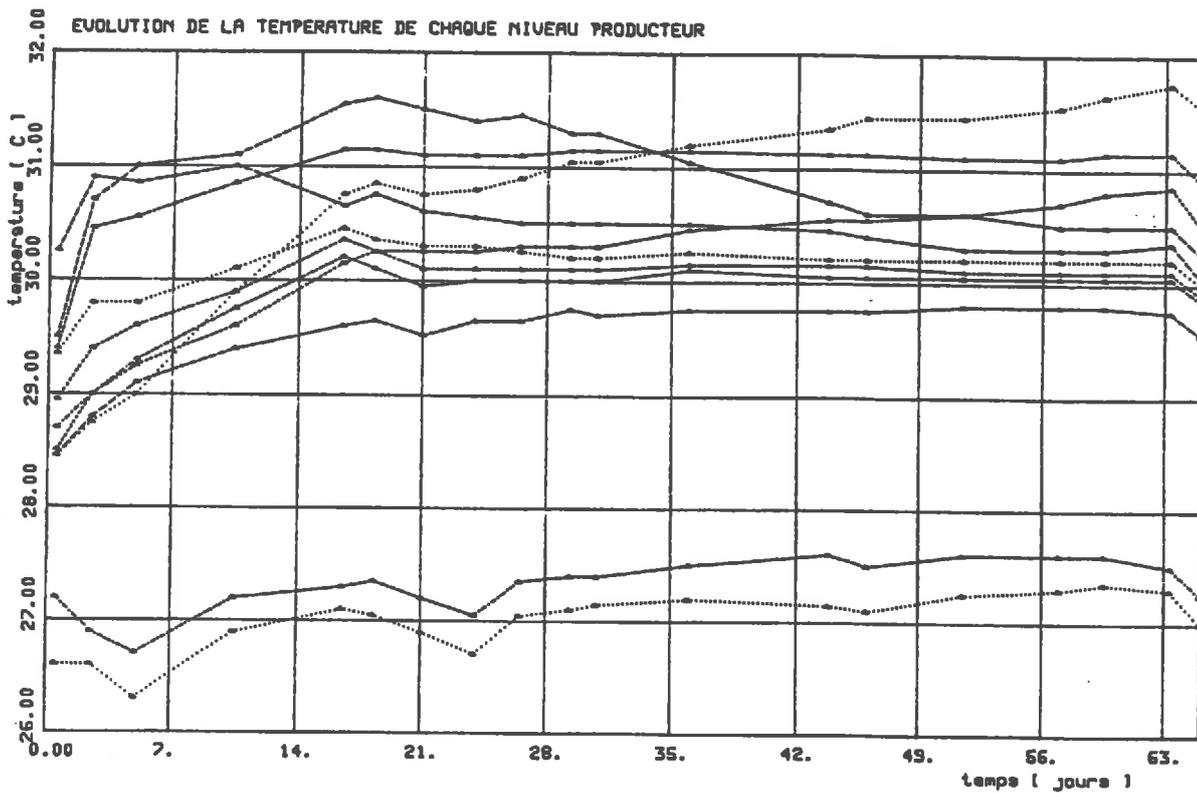


FIGURE 3

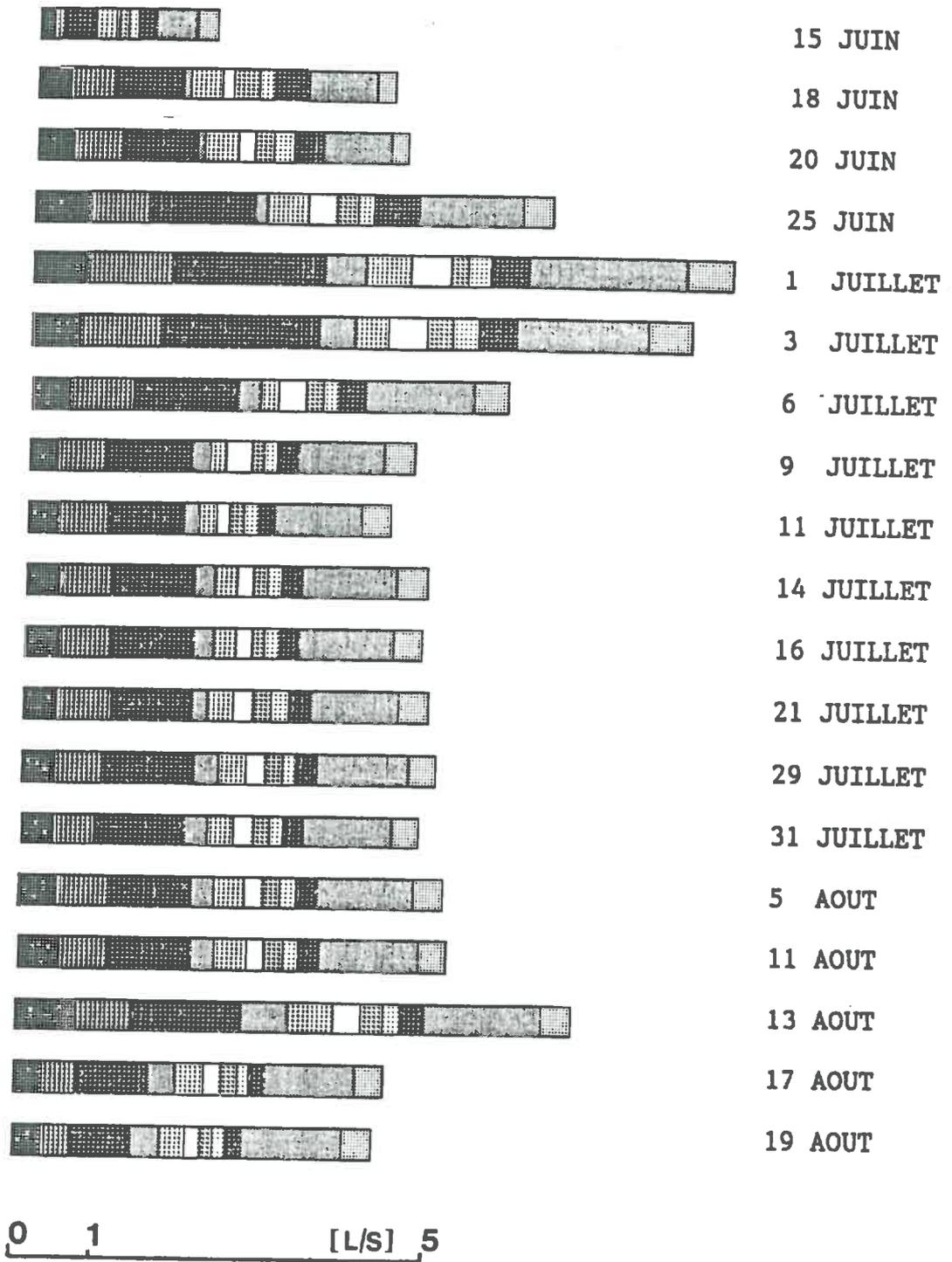


FIGURE 4

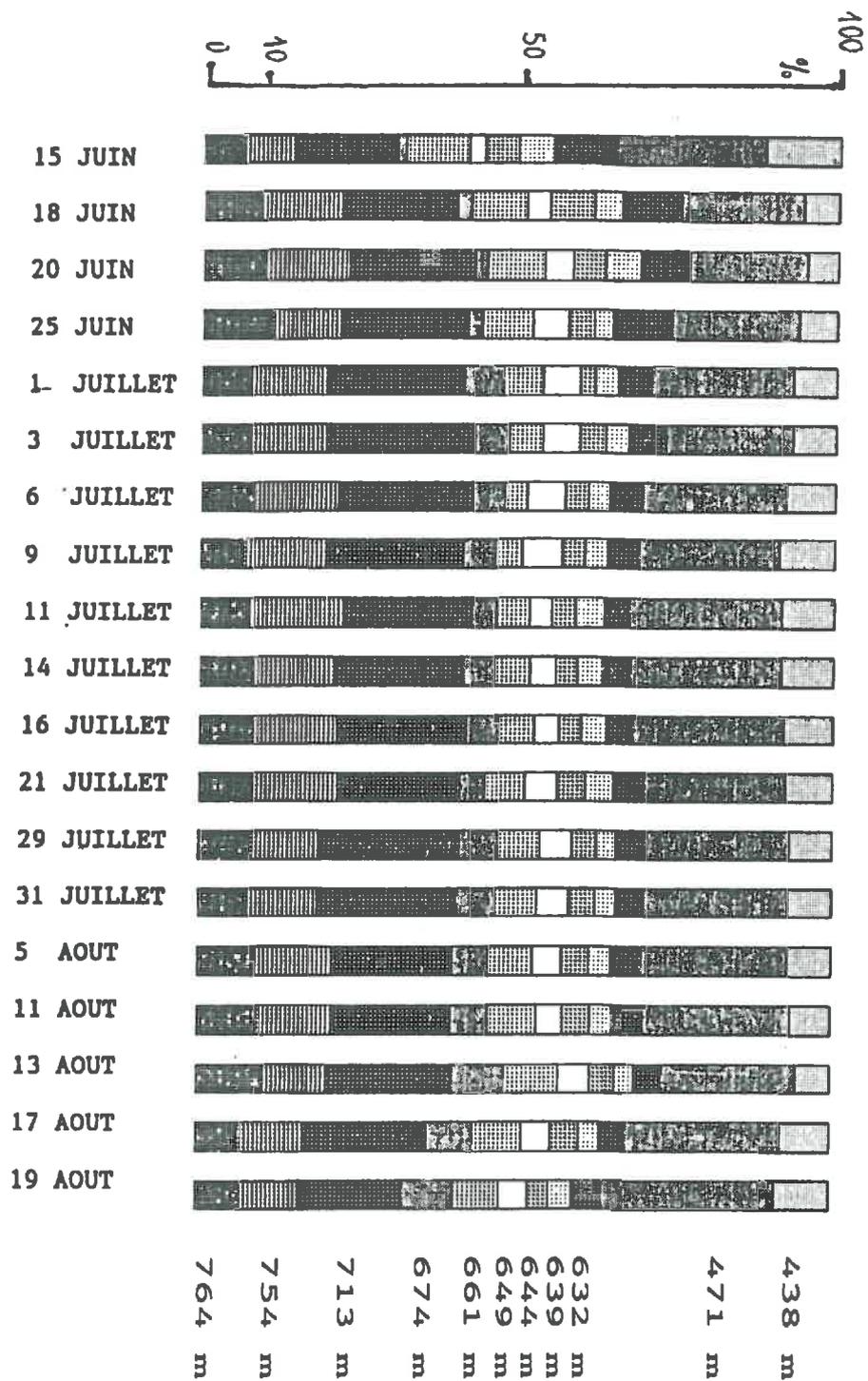


FIGURE 5

ANNEXE III

Détails sur la méthode
d'intégration numérique.

Cas quasi-singuliers dus à la position du point source

Position du problème

Cette note vise à préciser comment sont obtenus les coefficients d'influences permettant d'établir les relations linéaires de la forme (III.11), entre déplacements unitaires et contraintes induites (Cf. Chap III §1.4), dans le cas où le point de calcul se trouve dans un proche voisinage de l'élément de sommation. Ces fonctions, définies puisque leur pôle n'appartient pas au domaine d'intégration, posent difficultés lorsqu'il s'agit de les évaluer par des méthodes classiques de quadrature numérique (Gauss-Legendre), car elles peuvent présenter de grandes variations au voisinage de ces points.

Nous présentons ici une méthode développée par Telles [1987] puis reprise par Cerrolaza et Alarcon [1989] qui s'adresse au calcul d'intégrale du type $\int_{-1}^1 f(\eta)d\eta$ pour lesquelles la fonction f présente une singularité en η_s d'ordre $\alpha < 2$. Cette singularité est à l'extérieur du domaine d'intégration chez Telles. Cerrolaza et al. montrent comment on peut résoudre les cas où $\eta_s \in [-1; 1]$. Cette dernière formulation est alors étendue au cas des sommes doubles sur un domaine $[a, b] \times [a, b]$.

La transformation bi-cubique, appliquée lorsque le pôle se trouve dans l'élément d'intégration.

Posons $I = \int_{-1}^1 f(\eta)d\eta$. Evaluer I revient à calculer la limite de l'expression $I_a + I_b = \int_{-1}^{\eta_s - \varepsilon} f(\eta)d\eta + \int_{\eta_s + \varepsilon}^1 f(\eta)d\eta$ lorsque $\varepsilon \rightarrow 0$. L'idée utilisée par les auteurs cités en référence est d'appliquer pour le calcul de chacune des deux nouvelles intégrales, non pas directement une quadrature ordinaire à n points de Gauss-Legendre, mais une quadrature qui opère sur une transformation $\eta(\xi)$ de la position $\xi_i \in [-1; 1]$ des n points de Gauss utilisés qui satisfasse à deux conditions :

- faire en sorte que les nouveaux points de calculs $\eta(\xi_i)$ soient, dans chaque intervalle $[-1, \eta_s - \varepsilon]$ et $[\eta_s + \varepsilon, 1]$, plus resserrés au voisinage de la singularité η_s , et pas symétriquement disposés autour de 0, comme l'étaient les points ξ_i dans l'intervalle $[-1, 1]$,
- faire en sorte que les distances entre les points de calculs $\eta(\xi_n)$ pour I_a et $\eta(\xi_1)$ pour I_b et le point singulier η_s soient identiques dans le calcul de I_a et celui de I_b .

Pour satisfaire ces conditions, Cerrolaza et al. retiennent pour le calcul de I_a et I_b deux transformations η_a et η_b de forme polynomiale de degré trois dont ils déterminent les huit coefficients en résolvant successivement deux systèmes d'équations:

pour l'intervalle $\eta \in [1, \eta_s]$, on a $\eta_a(\xi) = a_a \xi^3 + b_a \xi^2 + c_a \xi + d_a$ avec :

$$(1) \quad \begin{aligned} \eta_a(-1) &= -1 \\ \eta_a(1) &= \eta_s \\ \eta_a(\xi_n) &= \eta_s - \varepsilon \\ \left(\frac{\partial \eta_a}{\partial \xi} \right)_{\xi=1} &= 0 \end{aligned}$$

pour l'intervalle $\eta \in]\eta_s, 1]$, on a $\eta_b(\xi) = a_b \xi^3 + b_b \xi^2 + c_b \xi + d_b$ avec :

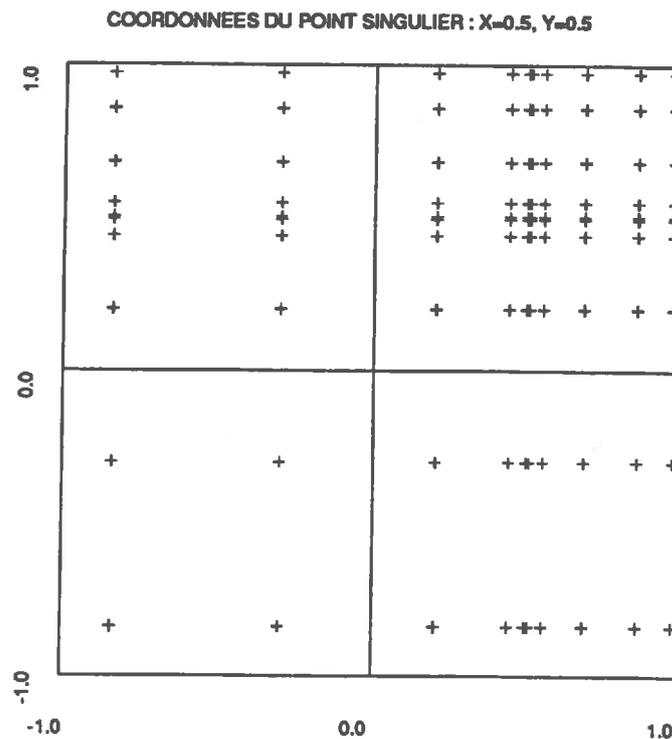
$$(2) \quad \begin{aligned} \eta_b(-1) &= \eta_s \\ \eta_b(1) &= 1 \\ \eta_b(\xi_1) &= \eta_s + \varepsilon \\ \left(\frac{\partial \eta_b}{\partial \xi} \right)_{\xi=-1} &= 0 \end{aligned}$$

La résolution de (1) conduit aux quatre coefficients du polynôme utilisé à gauche de la singularité tandis que la résolution de (2) fournit l'expression du polynôme utilisé à droite de la singularité. Les fonctions jacobiniennes $J(\xi)$ de ces transformations $\eta(\xi)$ s'en déduisent simplement par dérivation et l'évaluation numérique de I à l'aide de n points de Gauss (ξ_k) affectés des pondérations (w_k) (positions et poids se trouvent aisément dans la littérature sous forme tabulée), s'obtient suivant la sommation (3) :

$$(3) \quad I = \sum_{k=1}^{k=n} w_k [f(\eta_a(\xi_k))J_a(\xi_k) + f(\eta_b(\xi_k))J_b(\xi_k)]$$

Exemple d'application en deux dimensions.

Le précédent développement est appliqué suivant chaque direction d'intégration pour le cas des sommes doubles. A titre d'exemple, la figure [1] montre la disposition des points d'intégration dans le cas du calcul de $I = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \frac{\partial x \partial y}{\sqrt{(x-x_0)^2 + (y-y_0)^2}}$ où $x_0 = 0,5$ et $y_0 = 0,5$.



Nous obtenons, à l'aide de 5 points de Gauss, donc 100 points de calculs, et une valeur du paramètre $\varepsilon = 0,005$ assez grande pour que les points se distinguent sur le graphique, la valeur $I_{num.} = 6,357$ alors que la valeur théorique déduite de l'intégration analytique de cette fonction vaut $I_{anal.} = 3 \text{Log} \left(\frac{1+\sqrt{2}}{\sqrt{10-1}} \right) - \text{Log} \left(\frac{\sqrt{2}-1}{\sqrt{10+3}} \right) \approx 6,326$ ce qui représente une erreur relative voisine de 0,5%.

Cet exemple d'une singularité en $\frac{1}{\sqrt{x}}$ a une portée démonstrative limitée puisque les intégrales qui vont être traitées ne sont pas singulières. Nous l'appliquerons cependant chaque fois que le point source se projettera à l'intérieur du domaine d'intégration profitant ainsi de la symétrie de la répartition de ces points de calculs dans le voisinage d'un point où la fonction à intégrer est susceptible de varier de façon importante comme le font les fonctions

en $\frac{1}{((x-a)^2 + b)^{1.5}}$, $\frac{1}{((x-a)^2 + b)^{2.5}}$ et $\frac{1}{((x-a)^2 + b)^{3.5}}$.

ANNEXE IV

Caractéristiques géométriques
des fractures utilisées
pour la modélisation
de l'échangeur
- Mayet de Montagne -

Forme des fractures

Les structures planes qui forment les éléments du réseau fracturé sont assimilées à des portions de plan de contour elliptique. Cela permet de définir une grande variété de régions fermées à l'aide de peu de paramètres; deux angles, deux points et une longueur, représentant respectivement azimuth et pendage du plan support, position des foyers et demi grand-axe de l'ellipse contour. Les angles seront en degrés et les longueurs exprimées en mètres.

Repérage dans l'espace

Le repère dans lequel sont exprimées les coordonnées de ces éléments géométriques est rectangulaire, de normale ascendante suivant la direction verticale, les axes x et y pointant respectivement vers l'est et le nord géographique. Le sol constitue l'origine de l'axe vertical. On trouvera ci-après la table 1 qui présente les zones ouvertes des forages INAG III.8 et III.9, la table 2 qui précise la géométrie des fractures interceptant le puits d'injection III.9, la table 3 qui s'adresse aux fractures interceptant le puits de production III.8 et la table 4 qui rassemble les autres fractures.

Table 1	coordonnées en plan		cotes haute et basse	
INAG III.8	100	240	-400	-780
INAG III.9	138	155	-600	-840

Table 1 : Définition des segments "forage"

Table 2	orientation		foyer 1			foyer 2			1/2 g.a.
numéro	az./Nord	pend.	x_1	y_1	z_1	x_2	y_2	z_2	a [m]
1	130	140	138	155	-628	131	165	-625	25
2	82	44	138	155	-640	143	160	-644	25
3	160	105	138	155	-654	140	150	-653	25
4	97	83	138	155	-781	160	153	-787	25
5	175	80	138	155	-805	135	175	-798	50
6	86	95	138	155	-830	148	155	-838	25

Table 2 : Définition des fractures connectées à l'entrée du système.

Table 3	orientation		foyer 1			foyer 2			1/2 g.a.
numéro	az./Nord	pend.	x_1	y_1	z_1	x_2	y_2	z_2	a [m]
7	80	30	100	240	-438	110	240	-437	25
8	170	86	101	220	-430	125	231	-790	200
9	127	100	100	240	-635	90	246	-641	25
10	17	95	100	240	-673	105	250	-694	25
11	130	85	104	237	-713	146	204	-732	40
12	86	95	110	240	-765	135	240	-785	60

Table 3 : Définition des fractures connectées à la sortie du système.

Table 4	orientation		foyer 1			foyer 2			1/2 g.a.
	numéro	az./Nord	pend.	x ₁	y ₁	z ₁	x ₂	y ₂	z ₂
13	165	60	155	135	-650	170	85	-653	45
14	86	95	135	210	-800	175	210	-832	50
15	170	105	155	145	-835	140	225	-838	50

Table 4 : Définition des fractures connectées ou non à d'autres limites hydrauliques du système.

BIBLIOGRAPHIE

- Abelin H., L. Birgersson, T. Agren and I. Neretnieks, A channeling experiment to study flow and transport in natural fractures. *Material Research Society Symposium Proceedings, on Scientific Basis for Nuclear Waste Management XII*, ed. W. Lutze and R.C. Ewing, vol.127, 661-668, Berlin, 10-13 Oct., 1988
- Andersson J. and B. Dverstorp, Conditional simulations of fluid flow in three-dimensional networks of discrete fractures. *Water Resour. Res.*, vol 23, n 10, 1876-1886, 1987
- Armstead H.C.H. and J.W. Tester, Heat Mining. A new source of energy. *E&FN Spon Ltd, London, 1987*
- Asgian M and P.A. Cundall, A numerical model of fluid-flow in deformable naturally fractured reservoirs. *International workshop on forced fluid flow through strong fractured rock masses. Garchy, April 1987*
- Baecher G.B., N.A. Lanney and H.H. Einstein, Statistical Description of Rock Properties and Sampling - *Proceedings of the 18th U.S. Symposium on Rock Mechanics, American institute of Mining Engineers - 5C1-8, 1977*
- Bandis S., A.C. Lumsden and N. Barton, Fundamentals of rock joint deformation. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, vol.20, 249-268, 1983
- Barenblatt G.I., Iu.P. Zheltov and N. Kochina, Basic concepts in the theory of seepage of homogeneous liquids in fissured rocks. *Prikl. Mat. Mekh.*, 24, 852-864, 1960
- Barton N., S. Bandis and K. Bakhtar, Strength, deformation and conductivity coupling of rock joints. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech.*, vol.22, 121-140, 1985
- Bear J., Dynamics of fluids in porous media. *American Elsevier, 1972*
- Becker N.M., R.L. Bivins, Y.C. Hsu, H.D. Murphy, A.B. White, Jr and G.M. Wing, Heat diffusion with time-dependent convective boundary conditions, *Int. J. for Num. Meth. in Engineering*, vol.19, 1871-1880, 1983
- Berest P., La thermomécanique des roches. *Editions du B.R.G.M., Orléans, 1988*
- Bernaodat F., Contribution à l'étude de l'exploitation de la chaleur des roches chaudes et sèches. *Thèse de l'Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, Dec. 1983*
- Berthomieu G and P. Jouanna, Stability of rock faces subjected to temperature change. Application to hot dry granite. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech.*, vol.21, no.5, 277-287, 1984
- Billiaux D., Hydrogéologie des milieux fracturés. Géométrie, Connectivité et Comportement hydraulique. *Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, Février 1990*
- Billiaux D., J. Desroches, S. Gentier et L. Bertrand, Détermination des caractéristiques mécaniques d'une fracture naturelle dans le granite du Mayet de Montagne. *Rapport B.R.G.M., n° R 30297 GEG-4S-89, Dec. 1989*
- Blanc P., E. Charlaix, E. Guyon, C. Leroy, E. Clement, J.P. Hulin, P. Rigord, S. Roux, Critical effects in the permeability of heterogeneous porous media. Groupe poreux P.C. *Proc. of International workshop on Forced fluid flow through strong fractured rock masses, Garchy, April 1987*
- Bourke P.J., Channeling of flow through fractures in rock. *HARWELL R12905, May 1987*

- Bouteca M., Fracturation hydraulique : calcul de la propagation d'une fracture induite dans un massif rocheux. *Thèse de l'Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, Sept. 1987*
- Broadbent S.K. and J.M. Hammersley, Percolation processes I. *Proc. of Camb.Phil. Soc.* 53, 629-641, 1957
- Bruel D., Exploitation de la chaleur des roches chaudes et sèches. Compte rendu des essais réalisés au Mayet de Montagne du 16 mars au 20 octobre 1987. *Rapport C.I.G., Ecole des Mines de Paris LHM/RD/87/95, 1987*
- Bruel D. et D. Launay, Exploitation de la chaleur des roches chaudes et sèches. Compte rendu des essais réalisés au Mayet de Montagne du 4 juin au 7 juillet 1986. *Rapport C.I.G., Ecole des Mines de Paris LHM/RD/86/87, 1986*
- Cacas M.C., E. Ledoux, G. de Marsily, B. Tillie, A. Barbreau, E. Durand, B. Feuga, P. Peaudecerf, Modelling fracture flow with a discrete fracture network: calibration and validation. 1. The flow model. *Water Resources Research, vol.26, no.3, 479-489, 1990.*
- Cacas M.C., E. Ledoux, G. de Marsily, A. Barbreau, P. Calmels, B. Gaillard, R. Margrita, Modelling fracture flow with a discrete fracture network: calibration and validation. 2. The transport model. *Water Resources Research, vol.26, no.3, 491-500, 1990.*
- Cacas M.C., Développement d'un modèle tridimensionnel stochastique discret pour la simulation de l'écoulement et des transferts de masse et de chaleur en milieu fracturé. *Thèse de l'Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, Juin 1989.*
- Cerrolaza M. and E. Alarcon, A bi-cubic transformation for the numerical evaluation of the Cauchy principal value integrals in boundary methods. *Int. J. Numer. methods eng., vol.28, 987-999, May 1989*
- Charlaix E., E. Guyon and N. Rivier, A criterion for percolation threshold in a random array of plates. *Solid State Communications, vol.50, no.11, 999-1002, 1984.*
- Charlaix E., E. Guyon and S. Roux, Permeability of a random array of fractures of widely varying apertures. *Transport in porous media, vol.2, 31-43, 1987*
- Chuveau J., S. Bigot, P. Toulhoat et M. Treuil, Etude hydrodynamique, à l'aide de traceurs, du doublet géothermique du Mayet de Montagne. *Laboratoire de géochimie comparée et systématique, Université Pierre et Marie Curie, Projet Mayet de Montagne, Etude in situ de la percolation forcée d'eau en milieu granitique. Rapport final ed. par Cornet, Sept. 1988*
- Cook N., L. Pyrak-Nolte, L. Myer and D. Hopkins, Laboratory Investigations of Hydrological and Mechanical properties. *Proc. of Second Berkeley Symposium on Topics in Petroleum Engineering. March 1988*
- Cook A.M., L. Myer, N. Cook and F. Doyle, The effects of tortuosity on flow through a natural fracture. *Report L.B.L.-94720, 172-175, Earth Sciences Division, Berkeley, California, 1989*
- Cook N., C.F. Tsang, Coupled processes in geomechanics. *in Coupled processes associated with nuclear waste repositories, ed. by Chin-Fu Tsang, Academic Press, 1987*
- Copgo Hunting, *Book 1, basics of production logging interprétation. 1984*
- Cornet F.H., Projet Mayet-de-Montagne. Etude in-situ de la percolation forcée d'eau en milieu granitique. *Rapport final. Institut de Physique du Globe de Paris, Laboratoire de Sismologie, Septembre 1988.*
- Cornet F.H., J. Jolivet and J. Mosnier, Identification and hydraulic characterization of fractures in boreholes. *Proc. VI^{ème} Congrès de mécanique des roches. Thème 1. Montréal 1987*
- Cornet F.H., Géothermie Profonde Généralisée. Site du Mayet de Montagne. *Rapport d'avancement des travaux pour la période 1/4/85-1/9/86, Laboratoire de sismologie, Institut de Physique du Globe de Paris, 1986*

- Cornet F.H. and B. Valette**, In situ stress determination from hydraulic injection test data. *J. Geophys. Res.* vol.89, 11527-11537, 1984
- Crouch S.L.**, Solution of plane elasticity problems by the displacement discontinuity method. *Int. J. Num. Meth. Eng.* vol.10, 301-343, 1976
- Cundall P.A.**, Fluid-Rock Interaction Program (FRIP) manual. *Internal report. University of Minnesota, dept. of Civil and Mineral Engineering, 1982*
- Dash Z.V., H.D. Murphy and G.M. Cremer**, Hot dry rock geothermal reservoir testing: 1978-1980. *L.A.N.L. Rep. LA-9080-SR, Los Alamos, NM, USA. nov. 1981*
- Desroches J. and F.H. Cornet**, Channeling and stiffness effects on fluid percolation in jointed rocks. *Proc. of International Conference on Rock Joints, June 4-6, Loen, Norway, Barton and Stephansson ed., 527-534, 1990*
- Dershowitz W.S. and H.H. Einstein**, Characterizing Rock Joint Geometry with joint system models. *Rock Mechanics and Rock Engineering* 21, 21-51, 1988
- Dershowitz W.S.**, Rock Joint Systems, *Ph. D. Thesis, department of civil engineering, Massachusetts Institute of Technology, Jan. 1985*
- Didier J**, *Annales de la faculté des Sciences, Université de Clermont Ferrand, no. 23- Géologie Minérale, fasc.7, 1964*
- Elsworth D.**, Theory of Thermal Recovery From a Spherically Stimulated Hot Dry Rock Reservoir, *J Geophys. Res.* vol.94(B2), 1927-1934, 1989
- Elsworth D., and R.E. Goodman**, Hydromechanical Modelling of fractured rock masses using coupled numerical schemes. *Coupled Process Associated with Nuclear Waste Repositories, Edited by Chin-Fu Tsang. Academic Press Inc., London, 1987*
- Gangi A.F.**, Variation of whole and fractured porous rock permeability with confining pressure. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech.*, vol.15, 249-257, 1978
- Genter A.**, Géothermie Roches Chaudes et Sèches: le granite de Soultz sous Forêts (Bas Rhin, France). Fracturation naturelle, altérations hydrothermales et interaction eau-roche. *Thèse de doctorat de l'Université d'Orléans, 201p, 1989*
- Gentier S.**, Morphologie et comportement hydromécanique d'une fracture naturelle dans un granite sous contrainte normale. Etude expérimentale et théorique. *Thèse de doctorat de l'Université d'Orléans, Mars 1986*
- Germain P.**, Mécanique des milieux continus. *Masson & Cie, Ed. Paris 1962*
- Goblet P. et E. Cordier** : Interprétation de plusieurs essais de traçage réalisés en 1987 au Mayet-de-Montagne en vue de déterminer la géométrie d'un échangeur thermique de type Roches Chaudes et Sèches. *Rapport interne CIG, Ecole des Mines de Paris, LHM/RD/89/22, Janvier 1989*
- Gringarten A.C., P.A. Witherspoon and Y. Ohnishi**, Theory of heat extraction from fractured hot dry rock, *J. Geophys. Res.*, vol.80(8), 1120-1124, 1975.
- Hopkirk R.J. and L. Rybach**, Modelling pressure behavior in artificially stimulated rock masses. Matching field pressure records. *Proc. of International workshop on Forced fluid flow through strong fractured rock masses, Garchy, April 1987*
- Hosanski J.M., F. Bernaudat, E. Ledoux and A. Ribstein**, Transferts thermiques en milieu fissuré, *Annales des Mines, 93-102, Mai-Juin 1984.*
- Hosanski J.M. et E. Ledoux**, Etude in situ d'un doublet hydrothermique dans un massif granitique artificiellement fracturé. *Ann. Géophys.*, t.38, fasc.3, 449-458, 1982
- Hosanski J.M.**, Contribution à l'étude des transferts thermiques en milieu fissuré. *Thèse de Docteur Ingénieur, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, Sept. 1980*

- Huyakorn P.S. and G.F. Pinder**, Computational methods in subsurface flow, *Academic, New York, 1984*
- Huyakorn P.S., B.H. Lester and J.W. Mercer**, An efficient finite element technique for modeling transport in fractured porous media. 1. Single Species Transport. *Water Resour. Res.*, vol.19, no.3, 841-854, June 1983
- Huyakorn P.S., B.H. Lester and C.R. Faust**, Finite element technique for modeling groundwater flow in fractured aquifers. *Water Resour. Res.*, vol.19, no.4, 1019-1035, Aug. 1983
- Jaeger J.C. and N.G.W. Cook**, Fundamentals of rock mechanics, *Chapman and Hall, third edition, London, 1979*
- Julien Ph**, De la contribution de mécanismes au foyer dans le calcul du champ de contrainte. Application au cas de la sismicité induite. *Thèse de doctorat de l'université Paris VI, 1987*
- Kappelmayer O. and A. Gérard**, The european geothermal project at Soultz-sous-Forêts. *Proc. of Fourth international seminar on the results of E.C. Geothermal energy research and demonstration, Florence, 27-30 April 1989.*
- Lombardi G.**, La perméabilité et l'injectabilité des massifs rocheux fissurés. *Revue Française de Géotechnique*, no.51, 5-29, Avril 1990
- Louis C.**, Introduction à l'hydraulique des roches. Article principal. *Thèse de Doctorat d'état de l'Université Pierre et Marie Curie, Paris VI, Avril 1976*
- Long J.C. and D. Billaux**, From field data to fracture network modeling: an example incorporating spatial structure. *Water Resour. Res.*, vol. 23, no.7, 1201-1216, July 1987
- Marsily G. de**, Flow and transport in fractured rocks: connectivity and scale effect. *Proc. of Int. Ass. Hydrogeologists, Hydrogeology of rocks of low permeability, Tucson, Vol XVII, 267-277, 1985*
- Marsily G. de**, Hydrogéologie quantitative, *Masson Ed, Paris, 1981*
- Martel L. et J. Yin**, Ecoute micro-sismique au Mayet de Montagne. Essais hydrauliques d'Avril à Août 1987. *Laboratoire de sismologie, Institut de Physique du Globe de Paris, Projet Mayet de Montagne, Etude in situ de la percolation forcée d'eau en milieu granitique. Rapport final ed. par Cornet, Sept. 1988*
- Mosnier J.**, Détection électrique des fractures naturelles ou artificielles dans un forage. *Annal. Géoph.* 38, 537-540, 1982
- Murphy H.D., J.W; Tester, C.O. Grigsby and R.M Potter**, Energy extraction from fractured geothermal reservoirs in low-permeability crystalline rock. *J. Geophys. Res.*, vol.86, 7145-7158, Aug. 1981
- Neretnieks I.**, Channeling in crystalline rocks. It's possible impact on transport of radionuclides from a repository. *Proc. Colloque international. Impact de la physico-chimie sur l'étude, la conception et l'optimisation des procédés en milieu poreux naturel. Nancy, Juin 1987.*
- Nicol D.A. and B.A. Robinson**, Modelling the heat extraction from the Rosemanovs HDR reservoir. *Geothermics*, vol.19, no.3, 247-257, 1990
- Parker R.H.**, Hot Dry Rock geothermal energy. Phase 2B final report of the Camborne School of Mines project. *Vol 1&2 Pergamon Press. Oxford, 1989*
- Person M. and G. Garven**, Hydrologic constraint on the thermal evolution of the Rhine Graben, *Geophysical Monograph series 47, International Union of Geodesy and Geophysics, Vol. 2. A.G.U., 35-58, 1989*
- Pine R.J. and A.S. Batchelor**, Downward migration of shearing in jointed rock during hydraulic injections. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech.*, vol.21, 249-263, oct 1984

- Raven K.B. and J.E. Gale, Water flow in a natural rock fracture as a function of stress and sample size. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech.*, vol.22, 251-261, 1985
- Robinson B.A., A discrete fracture model for a Hot Dry Rock geothermal reservoir. *Proc of C.S.M. int. conf., Hot Dry Rock geothermal energy, U.K. June 1989*
- Robinson P.C., Connectivity, Flow and Transport in Network Models of Fractured Media. *Ph.D Thesis, St Catherine's College, Oxford University, TP1072, May 1984.*
- Rouleau A., Statistical characterization and numerical simulation of a fracture system. Application to groundwater flow in the Stripa granite. *Ph.D. Thesis, Waterloo, Ontario, 1984*
- Sauty J.P. and A.C. Gringarten, A theoretical study of heat extraction from aquifers with uniform regional flow. *J. Geophys. Res. vol.80, no.35, 4965-4972, 1975*
- Shapiro A. and J. Andersonn, Steady-state fluid response in fractured rock. A boundary element solution for a coupled, discrete fracture continuum model. *Water Resour. Res.*, vol.19, 959-969, 1983
- Sinha K.P., Displacement discontinuity technique for analysing stresses and displacements due to mining in seam deposits. *Thèse PHD, Université du Minnesota. Mars 1979*
- Sneddon, The distribution of stress in the neighbourhood of a crack in an elastic solid. *Proc. Roy. Soc. London, Ser A187, 1946*
- Snow D.T., Anisotropic permeability of fractured media. *Water Resour. Res.*, vol.5(6), 1279-1289, 1969
- Sun, Theoretical size of hydraulically induced horizontal fractures and corresponding surface uplift in an idealized medium. *J. Geophys. Res.*, vol.74, no.25, 1969
- Telles J.F.C., A self-adaptative coordinate transformation for the efficient evaluation of general boundary element integrals. *Int. J. numer. methods eng.*, vol.24, 937-959, May 1987
- Thiercelin M., Fracture toughness and hydraulic fracturing. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech.*, vol.26 177-183, July 1989
- Thomas A., Structure fractale de l'architecture du champs de fractures en milieux rocheux. *C.R. Acad. Sc. Paris, t 304 série II n°4, 181-186, 1987*
- Touboul E., Un modèle de propagation de fracture hydraulique dans un milieu élastique tridimensionnel. *Thèse de l'Ecole Centrale de Lyon, 1986*
- Tsang Y.W. and C.F. Tsang, Flow channeling in a single fracture as a two-dimensional strongly heterogeneous permeable medium. *Water Resour. Res.*, vol.25, no.9, 2076,2080, Sept. 1989
- Tsang Y.W. and P.A. Witherspoon, Hydromechanical behavior of a deformable rock fracture subject to normal stress. *J. Geophys. Res. vol.86, no.B10, 9287-9298, 1981*
- Tsang Y.W., C.F. Tsang, F.V. Hale, L. Moreno and I. Neretnieks, Channeling characteristics of flow and solute transport through a rough surface fracture. *Report LBL-23195, Earth Sciences Division, Berkeley, California.*
- Tsang Y.W. and P.A. Witherspoon, Effects on fracture roughness on fluid flow through a single deformable fracture. *Proc. of Hydrogeology of rocks of low permeability, Tucson, 1985*
- Vouille G. Etude des caractéristiques hydrauliques et thermomécaniques d'un granite fracturé. *Proc. of Technical session on rock mechanics, "Advance in laboratory sample testing", Bruzelles, Avril 1983*
- Walsh J.B., Effect of pore pressure and confining pressure on fracture permeability. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech.*, vol.18, 429-435, 1981
- Witherspoon P.A., J.S.Y. Wang, K. Iwai and J.E. Gale, Validity of cubic law for fluid in a deformable rock fracture. *Water Resour. Res.*, vol.16, n.6, 1016-1024, Dec. 1980

Table des matières

Introduction 1

- *des motivations*
- *un concept*
- *les réalités*
- *des outils d'interprétation*
- *le travail effectué*

Chapitre premier

1. Investigations à faible profondeur. Développement du site - Mayet de Montagne - de 1978 à 1982 11

1.1. Situation géographique et géologique 11

1.2. Principaux résultats et acquis méthodologiques des campagnes d'essais réalisées sur le site, de 1978 à 1982 12

1.2.1. Identification des paramètres thermiques d'un milieu rocheux fracturé par une méthode de type - puits unique -.

1.2.2. Réalisation de liaisons hydrauliques entre deux puis trois forages

1.2.3. Etude du comportement thermique d'un doublet. Cas de la fracture unique.

1.2.4. Détermination des caractéristiques mécaniques usuelles du granite du Mayet de Montagne

2. Investigations à la profondeur de 800 mètres menées sur le site du Mayet de Montagne de 1984 à 1987 19

2.1. Implantation du doublet de forages 19

2.2. Reconnaissance du milieu fracturé à partir du forage INAG III.9 21

2.3. Stimulations hydrauliques et tests de production 22

2.3.1. Mode opératoire

2.3.2. Les différents tests réalisés

2.3.3. Essai de production

2.4. Caractérisation des liaisons hydrauliques développées. Essais de circulation	24
2.4.1 Test de circulation du puits III.9 vers le puits III.8. Juin 1986	
• <i>Bilan hydraulique après dégorgeement</i>	
• <i>Interprétation de la sismicité induite observée</i>	
2.4.2. Essai de circulation du puits III.8 vers le puits III.9. Avril 1987	
• <i>Phase de circulation</i>	
• <i>Bilan hydraulique</i>	
• <i>Résultat du suivi micro-sismique</i>	
2.4.3. Phase de circulation de moyenne durée du puits III.9 vers le puits III.8. 8-29 Mai 1987	
• <i>Traitement du puits III.8 et dispositifs d'injection et de production.</i>	
• <i>Mise en circulation du doublet</i>	
• <i>Bilan hydraulique</i>	
2.5. Optimisation de l'échangeur. Caractérisation des propriétés mécaniques et thermiques de sa configuration finale par un essai de circulation de longue durée	34
2.5.1. Traitement du puits de production III.8	
2.5.2. Nouvelle configuration du dispositif de production de III.8	
2.5.3. Essai de circulation	
• <i>Débitmétrie dans INAG III.9 en phase d'injection au débit de 16,7ls⁻¹</i>	
2.5.4. Obtention d'un régime de circulation quasi-permanent. Multi-traçage chimique (2 Juillet-31 Juillet)	
2.5.5 Nouveaux tests à différents régimes d'injection (3 Août-19 Août)	
• <i>Transferts de pression dans le massif</i>	
• <i>Nouvelle phase de circulation</i>	
2.5.6. Bilan hydraulique et suivi thermique	
2.5.7. Diagraphies réalisées dans le puits de production au cours de la phase de longue circulation	
• <i>Débitmétrie</i>	
• <i>Thermométries</i>	
2.6. Dégorgeement du massif. 20 Août- 30 Novembre 1987	42
2.6.1. Opération de dégorgeement	
2.6.2. Thermométries réalisées pendant la mise en dégorgeement du massif	
2.6.3. Bilan en eau général	
2.7 Autres résultats: inclinométrie et sismicité induite	44
2.8. Interprétation des débitmétries obtenues dans le forage d'injection INAG III.9 ...	45
2.9. Interprétation des thermométries obtenues dans le forage de production INAG III.8 pendant la phase de circulation de longue durée	47
2.9.1. Localisation des venues d'eau	
2.9.2. Interprétation quantitative des profils de température	
2.9.3. Résultats de l'interprétation des profils de température	
3. Discussion des résultats obtenus	51

3.1. Aspects géométriques	51
3.2. Aspects hydro-mécaniques	52
3.2.1. La diversité des comportements locaux	
3.2.2. L'idée d'impédance hydraulique d'un échangeur	
• <i>le concept d'impédance hydraulique.</i>	
• <i>Effet des travaux de développement sur d'impédance hydraulique.</i>	
• <i>Evolution du paramètre impédance pour divers régimes d'injections.</i>	

Chapitre deuxième

1. Principes de la modélisation d'un milieu fracturé par une approche discrète et stochastique.	60
1.1 Introduction	60
1.2. Description du modèle	61
1.2.1 Présentation du modèle géométrique	
• <i>Nombre de disques et localisation de leur centre</i>	
• <i>Orientation des fractures</i>	
• <i>Dimension des fractures</i>	
• <i>Densité de fracturation et extension</i>	
• <i>Superposition d'éléments structuraux particuliers</i>	
1.2.2. Présentation du modèle hydraulique	
1.2.2.1 Principes	
1.2.2.2. Schématisation des liaisons hydrauliques. Loi de l'écoulement	
1.2.2.3. Choix de la loi de distribution des conductivités hydrauliques	
1.2.3. Modèles dérivés	
1.2.3.1. Le modèle de transport de particules	
1.2.3.2. Le modèle de transport et d'échange de chaleur	
• <i>Principe</i>	
• <i>Equations</i>	
• <i>Phénomènes convectifs dans la fracture et condition à la paroi</i>	
2. Application à la modélisation d'essais in-situ réalisés au Mayet de Montagne. Usage interprétatif de la méthode	71
2.1. Aspects géométriques	71
• <i>Etendue géométrique du domaine modélisé</i>	
• <i>Choix du réseau de fractures</i>	
2.2. Aspects hydrauliques	73
• <i>Choix de la distribution des conductivités hydrauliques</i>	
• <i>Affectation des conditions aux limites imposées pour la résolution du problème hydraulique en régime permanent</i>	

2.3. Résultats des simulations d'écoulements.	74
2.4. Simulation du transport de particules.	76
2.5. Résultats des calculs de vieillissement du doublet	78
2.6. Discussion sur l'ordre de grandeur des surfaces d'échanges thermiques	81
3. Application à la simulation d'un doublet fictif à grande profondeur. Usage prédictif de la méthode	82
3.1. Mesures et calibration des paramètres	82
• <i>Tests hydrauliques.</i>	
• <i>Estimation des propriétés hydrauliques du massif à 2000 mètres de profondeur</i>	
3.2. Etude du comportement hydraulique d'un doublet.	83
3.2.1. Objectif	
3.2.2. Déroulement des calculs	
3.2.3. Aspects géométriques	
• <i>Limites géométriques</i>	
• <i>Fracturation</i>	
• <i>Représentation des puits</i>	
3.2.4. Propriétés hydrauliques	
• <i>Conductivité hydraulique</i>	
• <i>Conditions hydrauliques imposées aux limites du modèle</i>	
3.2.5. Simulations de différents niveaux de stimulation du réservoir fracturé	
3.2.6. Influence d'une importante structure plane perméable.	
3.3. Simulations du vieillissement thermique du réservoir fracturé	89
3.4. Une alternative au schéma classique du doublet	90
4. Discussion	92

Chapitre troisième

1. Analyse de l'aspect mécanique	96
1.1. Introduction	96
1.2. Equations de l'élastostatique	96
1.3. Dislocation d'une portion de surface d'extension finie en milieu infini. Modélisation d'une fracture.	98
1.4. Développement d'une procédure numérique tridimensionnelle pour le calcul des contraintes induites par une distribution de sauts de déplacement	100
1.4.1. Définitions des paramètres géométriques	
1.4.2. Tenseur des contraintes induit en un point par une discontinuité de déplacement uniforme sur un élément de surface Γ^k	

1.4.3 Cas de n éléments de surfaces Γ^k . Calcul du vecteur contrainte normale induit sur chaque élément	
1.4.4. Conditions imposées sur les éléments de surface. Rhéologie d'un joint	
1.4.5. Assemblage du problème complet	
• <i>Assemblage</i>	
• <i>Résolution</i>	
1.4.6. Utilisation des déplacements induits calculés	
1.4.7. Calcul des coefficients d'influence	
1.5. Tests du modèle. Problèmes à solution analytique connue	108
• <i>Fracture circulaire entièrement ouverte</i>	
• <i>Fracture de grande extension partiellement ouverte sur une portion circulaire</i>	
2. Couplage hydromécanique	116
2.1. Aspect géométrique	116
2.2. Loi de l'écoulement	116
2.2.1. Au sujet de la largeur des liens	
2.2.2. Au sujet de leur épaisseur	
2.2.3. Procédure pour l'ajustement du paramètre épaisseur	
2.3. Assemblage du problème hydraulique global	120
2.3.1. Equation de conservation	
2.3.2. Conditions aux limites	
2.3.3. Résolution numérique du système d'équations linéaires	
2.4. Résolution d'un problème hydro-mécanique couplé	122
2.4.1. Ce dont on dispose	
2.4.2. Procédure itérative proposée	
3. Exemples d'application	123
3.1. Illustration de la nature non-linéaire de la loi de débit utilisée. Cas simple de l'écoulement radial sous contrainte normale	123
3.2. Exemple de comportement d'un milieu fracturé aléatoire	124
4. Application aux cas - Mayet de Montagne -	127
4.1. Géométrie du système hydraulique	127
• <i>Le pourquoi du point de vue déterministe</i>	
• <i>Repérage des éléments géométriques</i>	
4.1.1 Représentation des forages	
4.1.2. Représentation des zones hydrauliquement conductrices vues à partir des forages	
• <i>Fractures recoupant le puits d'injection INAG III.9</i>	
• <i>Fractures recoupant le puits de production INAG III.8</i>	
• <i>Fractures simulant les zones conductrices mais ne recoupant pas les forages</i>	
4.1.3. Première idée sur les extensions	

4.2. Propriétés hydro-mécaniques	130
4.2.1. Propriétés mécaniques de la matrice	
4.2.2. Tenseur des contraintes	
4.2.3. Propriétés mécaniques des fractures	
4.2.4. Propriétés hydrauliques des fractures	
4.3. Simulations numériques du fonctionnement du doublet	133
4.3.1. Nature des calculs effectués	
• <i>Affectation des conditions aux limites hydrauliques</i>	
• <i>Les différents régimes hydrauliques testés</i>	
4.3.2. Premiers ajustements effectués	
4.4. Résultats obtenus pour des simulations d'injection à débits plus élevés	137
4.4.1. Résultats globaux, vus des forages. Charge hydraulique d'injection, taux de restitution	
4.4.2. Répartition des flux dans les fractures interceptant les forages	
4.5. Commentaires	140

Chapitre quatrième

1. Représentation d'une zone d'écoulement d'allure plane par un réseau structuré de disques élémentaires.	143
2. Exercice proposé. Application au site de Soultz sous Forêts .	145
2.1. Mise en place des aspects géométriques.	145
2.1.1. Volume du réservoir fracturé simulé.	
2.1.2. Définition des familles de fractures élémentaires peuplant le volume fracturé.	
• <i>densité de fracturation</i>	
• <i>orientation des disques</i>	
• <i>extension des disques</i>	
• <i>choix de l'épaisseur des disques</i>	
• <i>résumé des diverses situations géométriques évoquées dans la table IV.1</i>	
2.2. Attribution des propriétés mécaniques.	147
2.2.1. Le tenseur des contraintes	
2.2.2. Rhéologie du massif granitique.	
2.2.3. Rhéologie des fractures élémentaires.	
• <i>Comportement sous contrainte normale</i>	
• <i>Comportement sous contrainte tangentielle</i>	
2.3. Les simulations hydrauliques	148
2.3.1. Les limites hydrauliques du système	
2.3.2. Conditions imposées sur les limites hydrauliques du système	
2.3.3. Nature du fluide mis en circulation	

2.3.4. Quels types de résultats obtenons nous ?	
2.4. Présentation des résultats des simulations prévues par la table IV.1	149
2.4.1. Exemple de l'allure géométrique d'un système de joints	
2.4.2. Pressions d'injection nécessaires en tête de forage	
2.4.3. Répartition du débit injecté dans les fractures qui interceptent la passe d'injection	
2.4.4. Exemple de comparaison entre la localisation des éléments significativement conducteurs et celle des éléments sièges de phénomènes mécaniques.	
2.5. Influence du paramètre cohésion S	156
2.6. Influence du paramètre angle de dilatation	158
3. Conclusions	160
Conclusion	161
• <i>sur le programme expérimental</i>	
• <i>sur la conception d'un modèle de comportement hydraulique et mécanique</i>	
• <i>sur l'usage de ce type de modèles</i>	

Annexes	../..
Bibliographies	../..
Table des matières	../..
