

Chapitre 3

Application de l'approche numérique à un site expérimental : le réservoir EGS de Rosamanowes (UK). Analyse de l'effet de la contrainte induite par le refroidissement sur la stabilité mécanique des fractures

3.1 - Introduction : présentation de la base de données utilisée

Après la mise à jour du code FRACAS et les vérifications menées sur des applications de type académique dans le chapitre 2, nous nous proposons d'effectuer une vérification à partir d'un modèle de terrain et de données *in situ*. Dans ce premier modèle 3D nous allons successivement simuler un réservoir, calculer le refroidissement, étudier le rôle de la contrainte thermique due au refroidissement de la roche, puis comparer les ruptures obtenues à ce qui a pu se passer sur le site. On se basera sur une expérience de terrain qui a en particulier consisté en un test de circulation fluide de longue durée, menée sur le site de Rosemanowes (Cornwall, UK) entre août 1985 et décembre 1988. Notre travail de modélisation numérique est divisé en deux parties, pour tester deux approches possibles.

- Dans la première approche nous nous sommes consacrés à la mise en place d'un couplage thermo-hydro-mécanique d'un modèle 3D à plusieurs fractures déterministes, déjà discuté dans la bibliographie. Cette approche comporte 11 fractures principales identifiées et dont la géométrie (longueur, rayon et orientation) et les propriétés physiques ont été tirées des observations et travaux antérieurs effectués sur ce site.
- Dans la deuxième approche mise en œuvre, on se basera sur la mise en place d'un modèle de couplage thermo-hydro-mécanique, dans un réseau aléatoire de fractures, qui aboutira à différentes descriptions des phénomènes de ruptures et micro-séismes dans le temps, suivant l'hypothèse simplificatrice faite pour décrire le scénario d'injection.

3.1.1 - Présentation du site HDR de Rosemanowes

En 1977, le site de Rosemanowes situé à l'extrême sud-ouest de la Grande Bretagne au centre de la région de Cornouailles a abrité le premier site Hot Dry Rock (HDR) européen sous la direction de l'Ecole de Mines de Camborne (CSM). Le cadre était une initiative de recherche et de développement (R&D) du gouvernement basée à l'époque, après le premier choc pétrolier des années 1970, sur la nécessité de développer de la technologie pour caractériser le fonctionnement d'un réservoir HDR. Le but de ce projet était de montrer qu'un échangeur thermique suffisamment large avec des propriétés hydrauliques acceptables pouvait être créé dans des roches à faible perméabilité et que des quantités de chaleur pouvaient être extraites du sous-sol de manière économique. L'accent a donc été mis sur les méthodes de stimulation des fractures naturelles permettant de faciliter l'écoulement dans le massif granitique. Le but était de façonner un réservoir géothermique artificiel. Le projet n'avait pas pour but de démontrer la faisabilité de production d'électricité à partir des températures atteintes (Figure 3.1), mais plutôt de mettre au point des techniques d'amélioration des performances des

réservoirs HDR. De plus, un large panel de méthodes d'investigation a été utilisé afin de caractériser le système tel que les diagraphies, la micro-sismicité, les traceurs, les tests en forage et la géochimie (Parker, 1999).

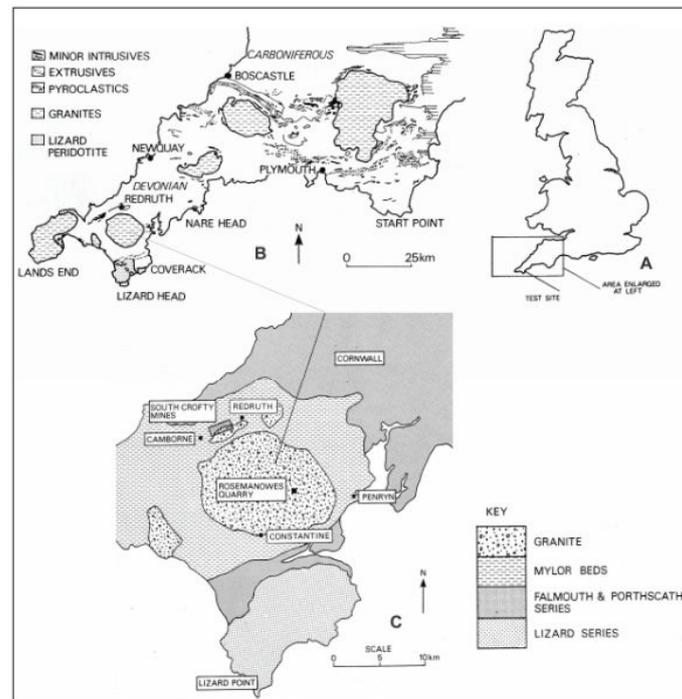


Figure 3.1 : Localisation du site HDR de Rosemanowe (Whittle & McCartney, 1989)

3.1.2 - Bref historique du programme expérimental

Le site de Rosemanowe fait partie des sites de travail sur la géothermie dite à l'époque des « Roches Chaudes et Sèches » où une étude des circulations à long terme (3 années) a été réalisée en différentes étapes (Phase A, B, C), avec un ensemble complet de données pour qualifier l'évolution des variables de pression, débit, température, concentration en traceurs, ainsi que le suivi des microséismes, dans l'espace et dans le temps, pendant certaines opérations particulières de développement du réservoir.

3.2.1.1 - La première phase

La phase 1 du projet a débuté en 1977 jusqu'en 1980 avec le forage des deux puits de 300 m de profondeur. Ces forages ont démontré la possibilité d'établir une circulation d'eau entre les deux puits, en faisant une stimulation hydraulique des fractures naturelles, et que l'utilisation des explosifs n'était pas nécessaire (Parker, 1999).

3.2.1.2 - La phase 2 A : réservoir formé par le doublet RH11 et RH12

La phase 2A a débuté en 1980 avec le forage de deux puits (RH11, RH12), aux alentours de 2000 m de profondeur verticalement, ce qui apparaissait comme une profondeur rassemblant les conditions favorables pour une éventuelle exploitation commerciale, à l'exception des conditions de températures trop faibles (Parker, 1999). Ces puits sont déviés de 30° vers le NW par rapport à la verticale en fond du puits (Figure 3.2) et recourent un jeu de fractures sub-verticales, organisé en deux familles quasi-orthogonales. Au total les puits RH11 et RH12 sont séparés d'une distance de 300 m. La température mesurée au fond du puits était de l'ordre de 79°C à 80°C. Un programme d'extension et de développement du réservoir a été mené, durant lequel les fractures naturelles ont subi des stimulations hydrauliques avec un volume d'eau de 30 000 m³ dans le puits RH12. Le débit d'injection maximum était de 90 l/s avec une pression atteignant le 14 MPa au puits d'injection RH12 (test référencé RT2A046).

Ces stimulations massives du puits RH12 ont montré que le réservoir avait une performance hydraulique très faible, c'est-à-dire une impédance très importante (1.5 MPa/(l/s)) et un fort niveau de pertes du fluide injecté (70 à 75 %). L'analyse des phénomènes micro-séismiques a montré que la perte de l'eau était due à l'extension du réservoir vers le bas jusqu'à des profondeurs de 3 à 3.5 km (Batchelor, 1983). L'analyse des localisations des sources et des mécanismes de rupture, reprise en 1994, montre que les surfaces ayant joué sont sub-verticales, d'orientation moyenne N170, ce qui est très voisin de l'orientation d'une des deux familles de fractures sur ce site. Cette direction est significativement différente de l'orientation de la contrainte majeure sur ce site, plutôt proche de N135. Le mécanisme présenté par Richards et al. (1994) est que les phénomènes couplés hydro-mécaniques se passent sur l'une des deux familles : les ruptures se produisent donc sur les fractures de cette famille qui supportent les forts cisaillements et les fortes pressions se seraient propagées par des fractures plus faciles à ouvrir supportant la plus petite contrainte normale, N135. L'ensemble des essais réalisés a montré aux promoteurs de ce projet qu'il n'était pas approprié de réaliser une modélisation du réservoir dans le but d'une exploitation commerciale.

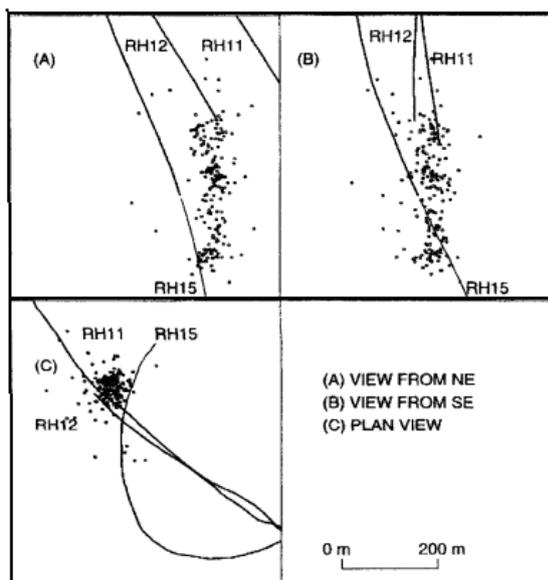


Figure 3.2 : Localisation des trajectoires des puits RH11, RH12 et RH15 et des activités micro-sismiques induites durant la phase 2B (Parker, 1999)

3.1.2.3 – La phase 2B : réservoir formé par le doublet RH12/RH15

Dans la phase 2B (1983, 1986), il fut alors décidé que la région micro-sismiquement active devrait être explorée d'une manière beaucoup plus approfondie, en faisant le forage d'un troisième puits (RH15), et QUE celui-ci devrait être foré d'une manière déviée pour intercepter le nuage des sources micro-sismiques au-dessous du puits RH12, en supposant que la zone interceptée soit la zone où la perméabilité serait la plus importante (Figure 3.2). L'open hole du puits RH12 commence à 1798 m en longueur forée et à 1748 m en profondeur verticale avec une orientation N310°E-60° (Markland, 1991). Le puits RH15 a été foré à une profondeur de 2600 m verticalement et la température au fond du puits était de 100°C. Les principaux objectifs de cette partie étaient donc d'augmenter le débit de production, d'augmenter la surface d'échange thermique pressurisée et de faire baisser l'impédance hydraulique de 1.8 à 0.1 MPa/kg/s.

Pour améliorer la connexion entre le puits d'injection (RH12) et le nouveau puits de production (RH15), ce dernier a subi une stimulation hydraulique, en faisant une injection de 5500 m³ d'un gel visqueux de viscosité moyenne (50 MPa/s) avec un débit moyen de 200 l/s (test référencé RT2B022). C'était alors l'opération de fracturation hydraulique la plus importante réalisée en Europe (Batchelor, 1983). Suite à cette opération, la zone de circulation développée est apparue plus compacte et le réservoir plus perméable avec une perte de fluide moins importante, de l'ordre de 20 %. La micro-sismicité résultante a montré l'existence d'une zone en forme de tube stimulé entre les puits RH12 et RH15 et que cette zone était plus dense en sismicité que celle produite dans la phase 2A par des opérations similaires, mais faites à l'eau.

Finalement, la partie la plus basse du puits RH15 a été forée perpendiculairement à la direction de RH12. Ce nouveau réservoir, formé par le doublet RH12/RH15, est hydrauliquement différent du réservoir initial (RH11/RH12). Le nouveau réservoir est plus petit que l'ancien, le volume de l'ancien réservoir était estimé à peu près à 5 millions m³ d'après les données micro-séismiques générées par la stimulation hydraulique (Nicol et Robinson, 1990). Dans le cadre de notre thèse nous allons nous intéresser davantage au réservoir formé par les puits RH12/RH15. Les résultats de la phase 2B ont été décrits en détail par Parker (1989) et ont été rediscutés par Richards et al. (1994).

3.1.2.4 - La phase 2C : Présentation des résultats des expériences de longue circulation

La phase de circulation à long terme a débuté en août 1985. Cette phase avait pour principal objectif l'évaluation des propriétés de réservoir et de la connectivité des puits RH12/RH15 c'est-à-dire de déterminer la performance hydraulique et thermique du système. Le puits RH11 situé au-dessus est utilisé dans l'établissement des bilans de masse, car il draine néanmoins une faible partie des quantités injectées.

Une gamme de débits de circulation a été testée, pour l'étude de l'impédance hydraulique du système en fonction de la pression pendant la première année. Les débits ont été modifiés, principalement en vue d'augmenter progressivement le débit d'injection. Le débit d'injection a ensuite été maintenu constant pendant une période suffisamment longue pour produire approximativement des conditions de régime stationnaire, et pour permettre de faire des tests de traçage, observer l'arrivée du front thermique au puits de production RH15, et également effectuer des diagraphies, des débitmétries, pour compléter les mesures en continu en tête de forage (mesure des paramètres de production, mesure de la température du fond du puits), et l'échantillonnage pour les analyses chimiques, ainsi que le maintien de la surveillance sismique du réservoir (Parker, 1989). Les Figure 3.3 et Figure 3.4 résumant cet ensemble sur les 3 années de tests. Les données ne sont malheureusement pas disponibles sous forme numérique. En particulier on notera que l'activité sismique n'est donnée que grâce au nombre d'événements détectés au cours du temps, mais pas par les paramètres de moment ou de magnitude. Cependant nous notons dès à présent que cette activité sismique n'est pas constante dans le temps. Des bouffées d'activités sont visibles à au moins deux périodes, en relation avec des pressions élevées, inférieures aux pressions de stimulation atteintes dans les 5 premiers jours, dans le réservoir, et une certaine activité semble se maintenir pendant la dernière année, alors que le régime hydraulique est proche d'un état stationnaire.

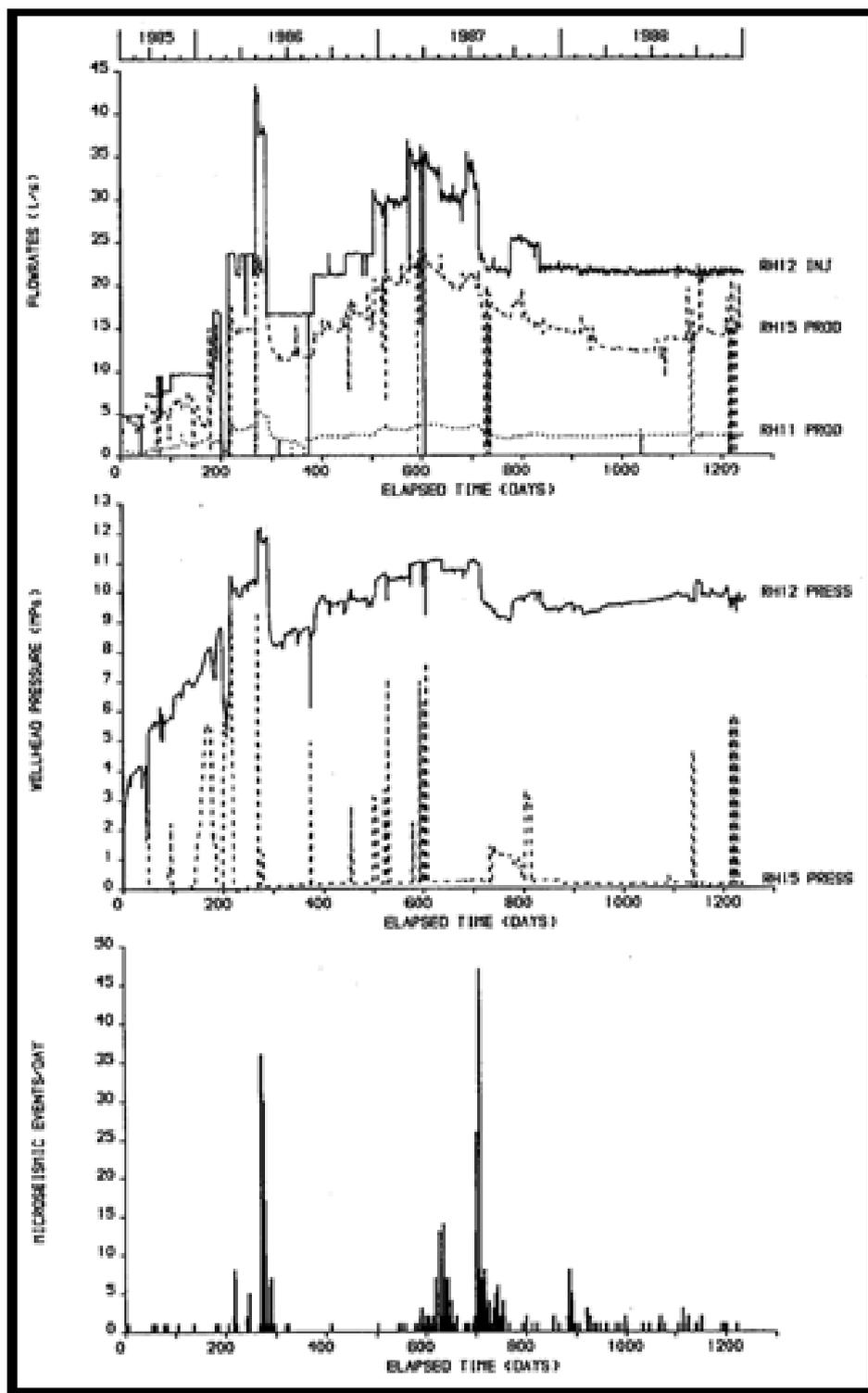


Figure 3.3 : Pression, débit, nombre des événements micro-séismiques par jour, du 7 août 1985 au 31 décembre 1988 (Baria et Green, 1989)

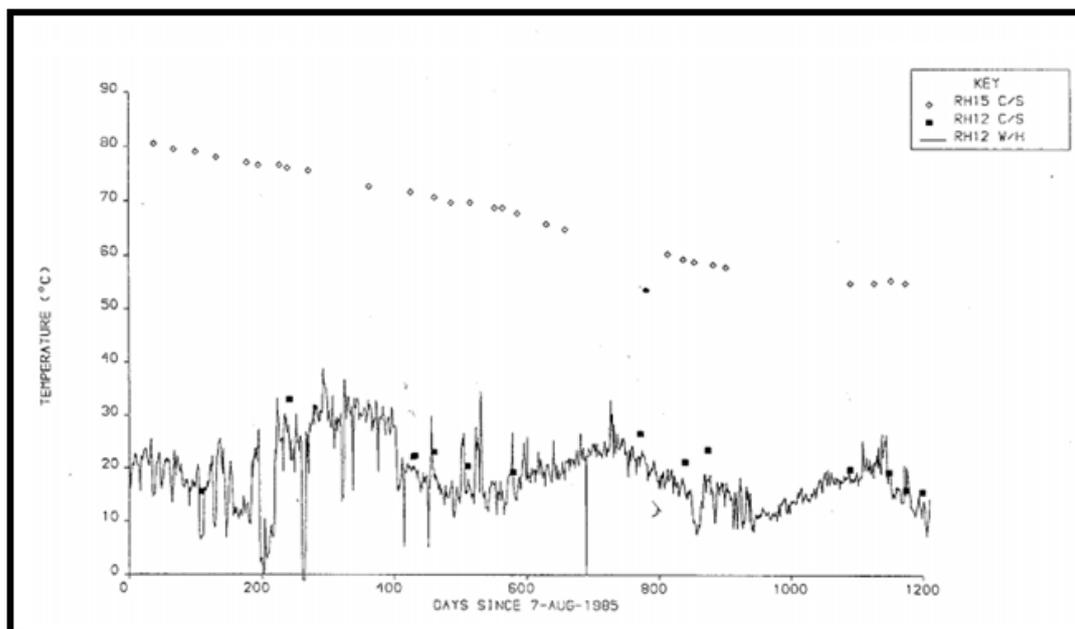


Figure 3.4 : Evolution au cours du temps des températures entre août 1985 et décembre 1988. Production en RH15, mesurée en profondeur au pied du casing et injection en continu à la tête du puits RH12 et ponctuellement à la cote du pied du tubage d'injection

3.1.3 - Inventaire des données disponibles en vue d'une modélisation du site

3.1.3.1 - Cadre géologique

Un certain nombre d'articles publiés ont décrit l'emplacement et la géologie de la région (par exemple Pine and Ledingham, 1983) et les progrès de recherche réalisés sur ce site (Batchelor, 1983, 1984, 1986; Pine et al., 1987). Le granite dit de « Carnmenellis » fait partie d'un batholite granitique continu dont la base s'étend bien au-dessous d'une profondeur de 9 km. La composition chimique montre qu'ils dérivent d'une fusion de la croûte continentale supérieure (granite de type « S »). Au niveau du site de Rosemanowes le granite, porphyrique à proximité de la surface, a tendance à être équi-granulaire à moins environ 2 km (Figure 3.1). Le site de Rosemanowes a été sélectionné car il n'y avait pas de structures géologiques majeures (telles que des failles) à la surface pouvant court-circuiter la circulation entre les puits, et que l'absence de roche de couverture sédimentaire ou métamorphique permettait l'installation de réseau micro-sismique de surface moins coûteux et plus efficace. De plus le flux de chaleur en surface est d'environ 120 mW/m^2 , ce qui laissait envisager de travailler dans des gammes de températures de 100°C , à des profondeurs et des coûts raisonnables.

Cependant au voisinage du site de Rosemanowes, l'expérience a montré que le gradient géothermique est proche de $35\text{-}36^\circ\text{C/km}$, (CSM, 1984b). Par exemple la température au fond du puits RH15 observée est de 99.8°C . En se basant sur cette information, la température initiale de la roche dans le forage RH15 est de l'ordre de 87°C à une profondeur verticale vraie (TVD) de 2300 m et de 80°C au

pied du casing. La température initiale de production pendant l'essai de circulation vers ce puits est donc à peu près au niveau de 80°C.

3.1.3.2 - Réseau des fractures à Rosemanowes

Aux profondeurs du réservoir, entre 2 km et 2.6 km de la surface, deux familles principales de fractures sub-verticales ont été identifiées, une première famille prédominante de direction NW-SE, et une deuxième famille NE-SW (Figure 3.5). Les proportions sont de l'ordre de 70% en faveur de la première famille plus dense d'orientation moyenne NW-SE. Les fractures sub-horizontales, qui sont relativement fréquentes près de la surface (<800 m), ont une densité qui diminue avec la profondeur et deviennent négligeables. Il est important de constater que la famille prédominante est à peu près alignée avec la direction de la contrainte majeure, et qu'une part importante du réseau est formée par des fractures faisant un angle de 20 à 30° avec cette direction.

Bien que les densités des fractures observées à l'affleurement lors de la cartographie et ensuite lors des mesures BHTV, étaient assez élevées, avec des espacements variant de 2 à 14 m pour les fractures de la famille 1, et de 4 à 36 m pour les fractures de la famille 2, moins de 10 % des discontinuités identifiées dans les forages ont contribué à l'écoulement de fluide lors des expériences hydrauliques de la circulation, c'est-à-dire que l'espacement moyen des structures hydrauliquement actives à retenir serait plutôt de l'ordre de 10 à 20 m.

A l'affleurement, certaines fractures peuvent s'étendre sur plusieurs dizaines de mètres, voire hectomètres, et sont caractérisées par des mylonites et un remplissage de minéraux sombres ou argileux. Les fractures les plus étendues ont une distribution spatiale équivalente aux autres, moins développées. Leur espacement est de l'ordre d'une dizaine de mètres alors que les joints à petites échelles sont espacés d'une distance de l'ordre du mètre.

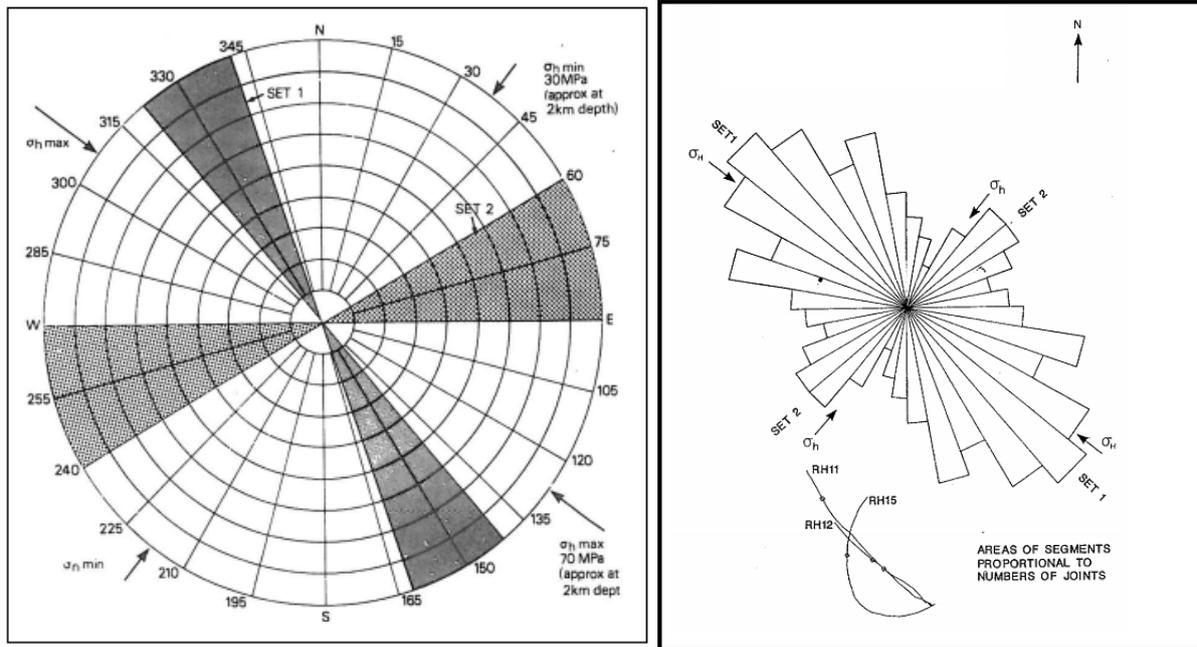


Figure 3.5 : Direction des principales familles des fractures, aux affleurements (gauche) et proportions selon les statistiques obtenues par BHTV dans les puits (droite) en relation avec l'orientation de la contrainte maximum in situ, horizontale dans le SW de l'Angleterre (Parker, 1999)

3.1.3.3 - Principales fractures utilisées par les circulations fluides

Lors de la phase 2B, c'est-à-dire à partir du creusement et des tests du nouveau puits RH15, 23 fractures productrices, situées à une profondeur de l'ordre de 2280-2609 m, ont été identifiées et ces fractures ont été comparées avec celles trouvées par l'imagerie BHTV (Figure 3.5). Grâce aux données des logs des débitmètres, des études de traceurs et des profils sismiques verticaux, les principaux chemins d'écoulement dans le réservoir ont été cartographiés. Sur les logs de débitmètre, les points d'entrée et de sortie de fluide apparaissent restreints à un nombre limité. Ces logs de débitmètre ont été réinterprétés afin de déterminer la position des fractures majeures permettant la circulation du fluide. Il existe ainsi quatre points d'entrée au puits d'injection RH12 et six points de sortie dans le puits de production RH15. La localisation des microséismes induits par la stimulation montre des alignements qui sont interprétés comme des zones de circulation du fluide (Markland, 1991). Il apparaît alors la possibilité d'une connexion directe entre le fond du puits RH12 et la zone hydrauliquement très active, entre 2 360 m MD et 2 420 m MD dans RH15 (Figure 3.6).

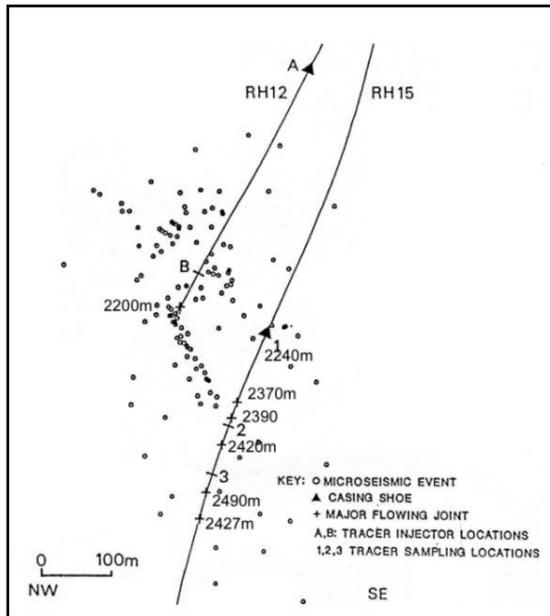


Figure 3.6 : Localisation des événements micro-sismiques durant le test de caractérisation des chemins de circulation (Markland, 1991 et localisation des 6 niveaux producteurs majeurs dans RH15)

3.1.4.1 - Ouvertures des fractures

Plusieurs approches ont été faites pour l'estimation des ouvertures des fractures dans un réservoir de type HDR, et plus particulièrement sur ce site de Rosemanowes (Cornwall, UK). En utilisant la loi cubique pour le calcul des perméabilités (Pine et Kwakwa, 1988) et avec la réinterprétation de (Randall et al., 1990), les ouvertures hydrauliques des fractures à la profondeur du réservoir stimulé sont estimées de l'ordre de 50-100 μ m. D'autres méthodes plus sophistiquées ont été utilisées par (Andrews et al., 1989 ; Dash et al., 1983) et sont décrites dans Richards et al. (1994). Cependant, toutes ces méthodes sont basées sur des hypothèses simplificatrices de la géométrie des fractures. Les valeurs d'ouvertures de fractures estimées en fonction de la contrainte normale sont comprises entre 50 et 600 μ m, les fortes valeurs correspondant aux pressions de propagation des fractures, lorsque la contrainte normale effective est voisine de zéro. La possibilité d'une variation d'épaisseur des fractures par des réactions géochimiques lors de la circulation du réservoir a été examinée en détail par Richard et al. (1992). Il est conclu que ces effets sont négligeables, le taux de corrosion de la roche étant estimé de l'ordre de 0,25 μ m par an.

3.1.3.5 - Perméabilités du réservoir

Les propriétés hydrauliques non perturbées du granite fracturé ont été étudiées à des profondeurs de 2000 m. Des tests hydrauliques de faible débit et à basse pression indiquent que la perméabilité est comprise entre 1 et 10 μ D pour au plus 0,7 MPa de surpression du fluide. Puis la perméabilité passe à 60 μ D à une pression de 3 MPa, avant l'apparition d'un comportement discontinu significatif pour des pressions d'injection de plus 5 MPa. Des signes d'activité micro-sismique ont d'abord été observés

pendant une injection de faible débit (0,5 l/s) à une pression d'injection en tête de puits de 3,1 MPa. La perméabilité de la matrice rocheuse est de l'ordre de 10^{-3} μ D (Pine et Ledingham, 1983).

3.1.3.6 - Etat des contraintes

De nombreuses mesures de contrainte ont été réalisées dans ce site, à des profondeurs de 2,5 km. Plusieurs techniques ont été employées pour la mesure des contraintes : la méthode d'essai de fracturation hydraulique et de ré-ouverture de fractures, la méthode de sur-carottage, la méthode d'analyse des contraintes différentielles et des techniques micro-sismiques, entre autres. Les résultats obtenus ont été très cohérents. Notamment, les contraintes principales maximale (s_1) et minimale (s_3) sont à la fois horizontales à une profondeur supérieure à 500 m, et commencent à changer d'orientation rapidement avec la profondeur. La contrainte principale intermédiaire (s_2) est essentiellement verticale (> 500 m de profondeur) et égale à la surcharge exercée par le poids des terrains. La contrainte principale maximale a une orientation constante avec la profondeur, de direction NW-NNW, sub-parallèle à l'un des principaux sous-ensembles structuraux qui affectent la région.

Dans la gamme de 1,2 km de profondeur à 2,5 km, la tendance générale des contraintes (MPa), en fonction de la profondeur (Z en km), est donnée par les approximations linéaires suivantes (Figure 3.7, Parker, 1989) :

- Composante minimum horizontale $\sigma_h = 6 + 12Z$
- Composante maximum horizontale $\sigma_H = 15 + 28Z$
- Composante verticale $\sigma_v = 26Z$

La direction de la contrainte horizontale majeure est voisine de N 135°E et ne semble pas varier avec la profondeur. La composante majeure est donc horizontale sur ce site et le ratio d'anisotropie entre composantes majeure et mineure à la profondeur du réservoir est de l'ordre de 2.4.

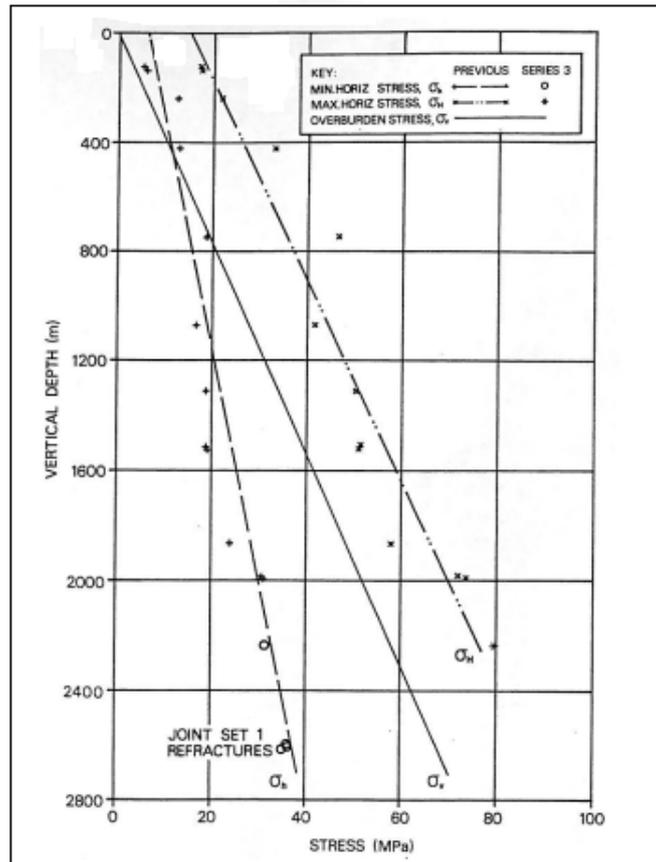


Figure 3.7 : Contraintes « in situ » mesurées en fonction de la profondeur dans le granite de Carnmenellis (Parker, 1989)

3.1.4 - Détails hydromécaniques sur l'essai de longue durée août 1985 – décembre 1988

Ce paragraphe présente les courbes ré-numérisées qui vont nous servir pour la modélisation de ce réservoir. Il s'agit essentiellement des diagrammes des mesures en tête de forage RH12 donnant les évolutions de la pression d'injection en fonction du temps, du débit injecté, de la température d'injection. Du côté du puits de production RH15, nous avons le débit produit et la température de sortie. Nous notons dès les premiers mois une décroissance rapide de la température de production.

On remarque qu'il existe plusieurs phases d'injection durant lesquelles le débit d'injection varie par palier, et dont la durée minimum est approximativement de 6 semaines (Figure 3.8 et Figure 3.9). Avant d'atteindre le débit optimal d'injection, au bout des 800 premiers jours, le débit d'injection maximum était de l'ordre de 34 l/s avec une pression d'injection de 8 à 10 MPa. Durant cette phase, il a été remarqué qu'on avait plus de micro-séismicité mais aussi plus de perte de fluide dès que le seuil de 10 MPa était approché. La performance optimale du réservoir a été obtenue au bout de 800 jours

avec une pression d'injection voisine de 10 MPa, un débit de production de 24 l/s et une impédance hydraulique de 0.6 MPa/ (l/s). Notons que ce seuil de 10 MPa a été très discuté et il correspond à la contrainte mineure à la profondeur d'injection. Au-delà, certaines fractures du réservoir se ré-ouvrent en mode I (traction), comme pour une opération de fracturation hydraulique, et le réservoir se propage en même temps que les pertes en fluide augmentent dans le réseau de fractures orientées plus favorablement pour une rupture en cisaillement. La pression y est alors suffisante pour libérer des cisaillements qui génèrent de l'activité sismique.

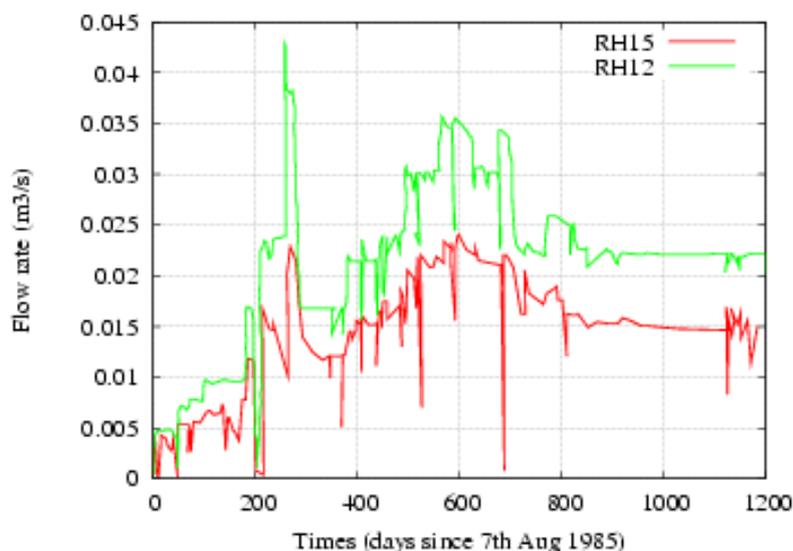


Figure 3.8 : Variation du débit d'injection mesuré au pied du casing du puits RH12 (vert) et du débit de production mesuré à la tête du puits RH15 (rouge), durant la circulation principale (C/S=au Pied de tubage ; W/H=à la tête de puits) (Richard et al., 1994)

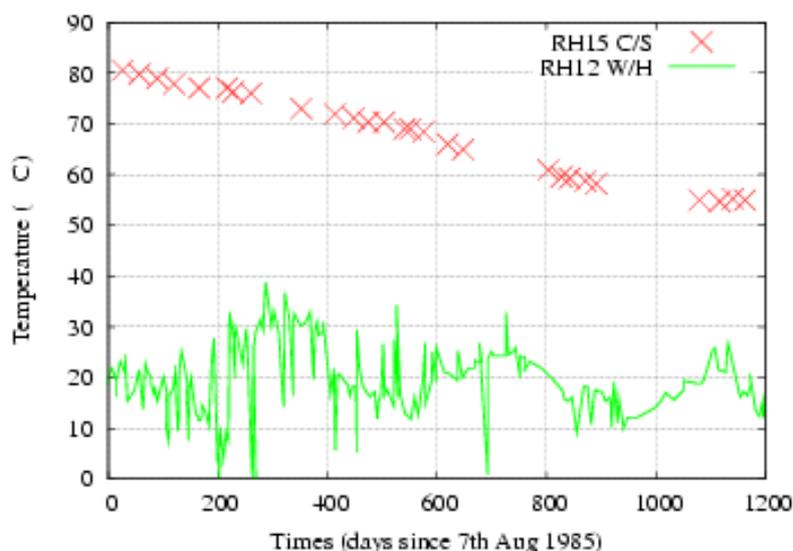


Figure 3.9 : Variation de la température d'injection mesurée au pied du casing du puits RH12 (vert) et de la température de production mesurée à la tête du puits RH15 (rouge), durant la circulation principale (C/S=au Pied de tubage ; W/H=à la tête de puits) (Richard et al., 1994)

Au bout de 800 jours, le débit d'injection a été maintenu à 21 l/s, comme on peut voir sur la Figure 3.8. Concernant le suivi de la température les prélèvements ont montré une chute moyenne de la température de 1°C par mois, passant de 80.5 à 55 °C. Comme on peut voir sur la Figure 3.9, la

percée thermique est effectivement immédiate. Plusieurs travaux de recherches se sont penchés sur l'étude de cette perte de température si rapide. La raison majeure est que le haut du réservoir près du puits RH12 a été refroidi par les essais de la phase A. Ce fait a été pris en compte de manière explicite par Kolditz et Clauser (1998) qui utilisent un profil vertical de température modifié à cette profondeur. Une analyse menée en parallèle sur les courbes de restitution des traceurs injectés a confirmé l'existence de plusieurs chemins d'écoulement préférentiels dans le réservoir (Nicol et Robinson, 1990) et la combinaison des deux approches aboutit à une estimation du minimum des surfaces d'échange thermique de l'ordre de 172000 m². Ces propriétés d'échange du réservoir selon Richards et al. (1994) sont trop petites pour qu'on puisse envisager une exploitation commerciale. Nous discuterons cet aspect par la suite avec les résultats de nos simulations.

3.2 - Première approche numérique : un modèle à géométrie explicite, formé d'un assemblage de quelques grandes fractures

Cette première approche est proposée pour établir une continuité avec les travaux de modélisation de l'essai de circulation de longue durée qui ont été effectués sur ces données dans le passé. Il s'agissait alors de modéliser le comportement thermique seul, et d'en déduire les paramètres de perméabilité des fractures et les surfaces d'échange thermique qui avaient pu être obtenus grâce aux étapes de développement du réservoir par les tests de fracturation hydraulique et stimulation hydraulique tels que les tests RT2A046. Plus particulièrement, on se référera au dernier travail de modélisation en date, par Kolditz et Clauser (1998). Il y est démontré la faisabilité d'un modèle déterministe qui considère plusieurs fractures parallèles appartenant à deux familles sub-verticales quasi-orthogonales dont l'orientation est 165 et 250° N et qui permet de reproduire la courbe mesurée de température de production en RH15. Ce modèle est purement hydraulique et thermique et ne considère aucune interaction mécanique. Le débit mis en circulation est maintenu constant dans le temps et est fixé pour 1200 jours à la valeur du débit produit par RH15 en 1988, c'est-à-dire 15 l/s. Nous allons reprendre ce modèle géométrique et l'améliorer pour tenir compte des processus hydro-mécaniques, puis thermo-mécaniques.

3.2.1 - Géométrie retenue

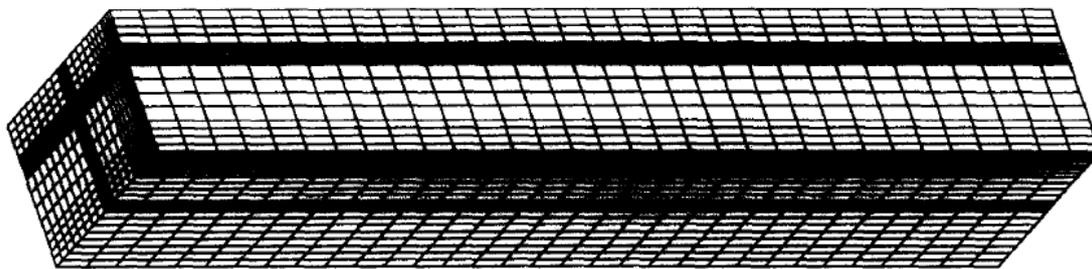


Figure 3.10 : Maillage d'élément fini utilisée pour la simulation numérique (Kolditz et Clauser, 1998)

Le modèle mis en place comprend 11 fractures majeures dont neuf sont positionnées dans l'espace selon Kolditz et Clauser (1998). Quatre interceptent le puits d'injection RH12 et les cinq autres le puits de production RH15 (Figure 3.10), selon les cotes données en Figure 3.6. Ces fractures d'injection et de production ont comme direction N165, N250 et sont verticales (Tableau 3.1). Notre modèle est donc une suite logique du modèle proposé par Kolditz par la géométrie, à la différence près que nous avons ajouté deux fractures d'orientation N135 (famille C dans le Tableau 3.1), faisant tout de même partie de la famille directionnelle principale) dont une, C1, recoupe le puits d'injection. Cette fracture est nécessaire pour pouvoir rendre compte des couplages hydro-mécaniques et de l'orientation de la contrainte mineure, Nord 135 dans ce site et expliquer pourquoi le réservoir se met à perdre du fluide dès que la pression d'injection dépasse environ 10 MPa. Les fractures principales simulées sont donc séparées par une distance de 20 à 50 m le long des puits, ce qui veut dire que les fractures sont distantes entre elles de 10 à 25 m puisqu'elles sont simulées par des plans verticaux (Nicol et Robinson, 1990). Les extensions de ces fractures sont finies. Comme il s'agit d'un modèle qui représente le réservoir stimulé, nous avons retenu un contour elliptique pour ces fractures de grandes extensions, leur grand axe étant vertical, de dimension 700 m, et leur petit axe horizontal de dimension 350 m. Certaines de ces fractures interceptent le bord sud du modèle (Figures 3.10 et 3.18) où s'appliquent des conditions aux limites en pression, de type profil hydrostatique.

Le volume dans lequel s'inscrit ce réseau est de $25\,106\text{ m}^3$ autour des 11 fractures, précisées dans le Tableau 3.1. Les plans à contour elliptique sont ensuite maillés par des disques, qui sont les cellules de calcul dont les centres sont espacés de 10 m. Le rayon de ces disques est de 5.8 m et le nombre total des disques générés n'atteint pas les 50 000, car pour des raisons de temps de calculs de simulation de longs historiques, le code FRACAS peut difficilement dépasser cette limite. Dans la Figure 3.10a, les fractures à contour elliptique discrétisées par un pavage de disques sont présentées, en

Figure 3.10b, les intersections avec les deux forages déviés sont représentés par les disques intersectés. La perméabilité des roches aux alentours des fractures est supposée être faible et les blocs sont traités comme imperméables. Les positions précises des plans sont trouvées pour que les cotes des intersections aux puits soient en accord, comme dans Kolditz et Clauser (1998), avec les informations aux puits (Tableau 3.2 et Tableau 3.3). Dans le modèle, les portions ouvertes de ces puits sont assimilées à des segments rectilignes inclinés dans l'espace.

Fracture du modèle	Nombre des plans 'fractures majeures'	Direction	Moyenne des épaisseurs (μm) sous contrainte nulle
Famille 1 (resp. A)	5 (A1 à A5)	N165	800
Famille 2 (resp. B)	4 (B1 à B4)	N250	690
Famille 3 (resp. C)	2 (C1 à C2)	N135	690

Tableau 3.1 : Propriétés des fractures majeures du modèle à 11 fractures, respectivement dénommées A1, A2, A3, A4, A5, de l'ouest vers l'est B1, B2, B3, B4, du sud au nord, C1 et C2

Fracture interceptant le puits RH12	X	Y	Z
A1	347.3	302.9	-2116.9
A2	379.3	266.0	-2037.0
C1	387.3	257.5	-2017.0
B4	347.3	300.3	-2116.9

Tableau 3.2 : Coordonnées (en m) dans le système géographique du modèle, des intersections des fractures avec le puits d'injection RH12. La profondeur est mesurée à partir du sol

Fracture interceptant le puits RH15	X(m)	Y(m)	Z(m)
A3	401.3	258.2	-2250.0
A4	402.8	260.9	-2273.0
A6	414.6	298.6	-2480.0
B1	400.9	258.0	-2246.9
B2	406.9	273.1	-2330.0
B3	413.0	295.1	-2453.0

Tableau 3.3 : Coordonnées des intersections des fractures avec le puits de production RH15

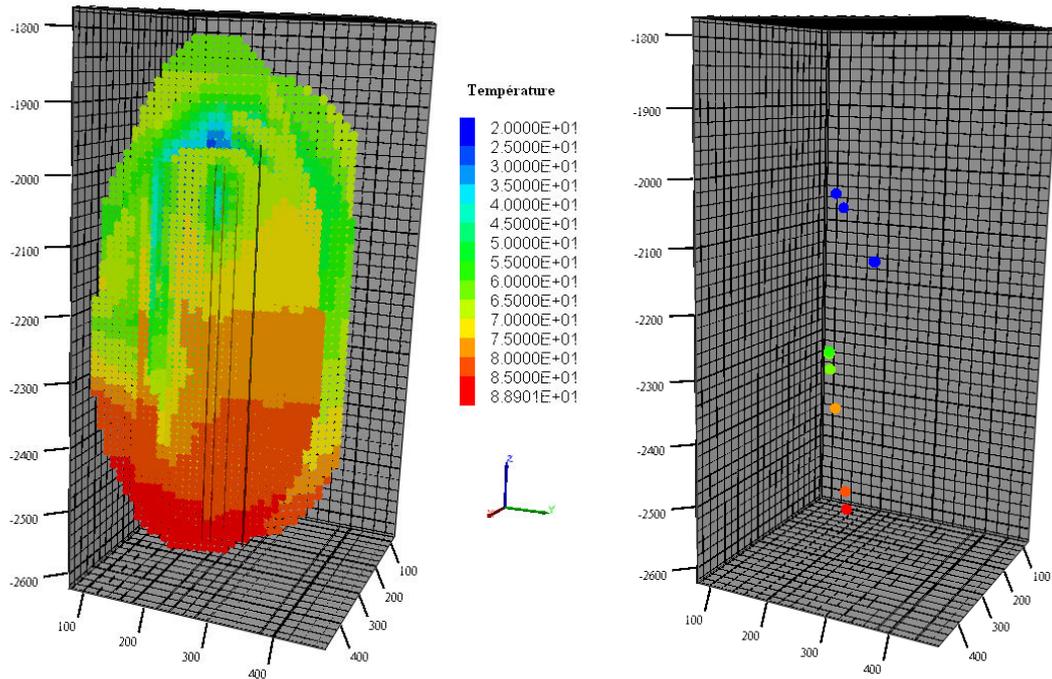


Figure 3.11 : (a) Modèle à 11 fractures majeures, La couleur se réfère à la température simulée à l'instant final des calculs. On voit le haut de la zone froide (bleu), qui marque une des entrées (fracture C1) dans le modèle par le puits RH12. (b) Localisation des points d'entrée (froid) et de sortie, précisée dans les Tableau 3.2 et Tableau 3.3. L'axe X, rouge, pointe vers l'Est, l'axe Y, en vert, pointe vers le Nord.

Les épaisseurs de fractures sont obtenues à partir d'une loi de type log normale décrite dans le chapitre 2, la variable produite étant l'épaisseur hydraulique sous contrainte normale effective nulle. Le paramètre moyen de la loi log normale est de -7.15 pour les fractures de type A et de -7.30 pour les autres. L'écart-type est arbitrairement de 0.2 pour toutes les fractures, mais nous avons peu de critères pour discuter ce point. Les épaisseurs obtenues varient donc dans une fourchette de + ou - 25 microns autour de la valeur moyenne citée dans le Tableau 3.1.

3.2.2 - Scénario et paramètres d'injection

Afin de décrire les phénomènes qui se produisent suite à l'injection d'eau dans le forage, il faut pouvoir simuler des conditions d'injection. Sur le terrain, lors des essais, 3 paramètres sont accessibles à l'opérateur : la température, le débit et la pression. Pour effectuer les calculs numériques, deux hypothèses peuvent être faites au niveau de la zone d'injection au cours du temps, la température restant imposée dans les deux cas :

- soit on fixe le débit d'injection, la pression et la charge hydraulique dans les fissures restent à calculer ;
- soit l'on fixe une pression d'injection et on calcule les fluctuations du débit.

Selon le choix de l'hypothèse 1 ou 2, les résultats obtenus sont différents et ne s'interprètent pas de la même manière. Dans notre modèle nous avons opéré suivant la première hypothèse et on verra comment le test de longue durée a été découpé en phases successives.

3.2.3 - Propriétés mécaniques du massif rocheux et des fractures

3.2.3.1 - Le massif rocheux

Les choix des propriétés mécaniques et thermiques de la roche sont nécessaires pour l'étude de la mécanique de la roche, de l'interaction roche entre fluide mais aussi de l'analyse du signal sismique. Les principaux paramètres physiques de ces simulations sont regroupés dans le Tableau 3.4. Nous discuterons les choix de ces paramètres dans notre modèle et nous apporterons quelques explications à ce choix. L'étude de la sensibilité sur certains de ces paramètres fera l'objet d'un chapitre présenté un peu plus tard.

Le choix des valeurs des paramètres des coefficients statiques et de coefficient dynamique de friction méritent une discussion. Comme cela a été discuté dans le chapitre 2, § 2.3.4, ces deux coefficients sont introduits lorsque la pression du fluide définie dans l'équation 2:20 atteint le seuil de rupture. Car une fois le seuil de rupture atteint (résistance statique), il devient de plus en plus facile d'augmenter la quantité de glissement, puisque $\mu_d < \mu_s$, comme on peut remarquer dans le Tableau 3.5. La valeur dynamique a été choisie pour que dans la gamme de contraintes qui est la nôtre, le saut de contrainte lors de la rupture soit de l'ordre de quelques MPa.

Concernant le choix de la valeur statique, d'après Byerlee (1978), avec une pression de confinement supérieure à une profondeur de 3 km, elle serait comprise entre $0.6 < \mu_s < 0.85$ et ne dépend pas du type des roches. D'après la bibliographie, ce coefficient est un peu plus important sur ce site de Rosemanowes. D'après une étude menée par Lacombe (2007), dans laquelle il fait un classement des coefficients de friction mesurés dans différents sites géothermiques, on peut voir que le coefficient de friction en Cornouailles vaut 1 à une profondeur de 1.5 km. Nous l'avons fixé pratiquement à 0.9 (Tableau 3.5), la profondeur du réservoir étant de 2 km. Cela correspond à un angle de friction de 42° .

Paramètres	valeurs
Module de Young E (GPa)	6.2
Coefficient de Poisson ν	0.22
Coefficient de restriction K_r	0.25
Conductivité thermique de la roche λ (W/m/K)	2.8
Diffusivité thermique de la roche D ($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$)	1.20×10^{-6}
Densité ρ (kg/m^3)	2600

Tableau 3.4 : Liste des paramètres de base de simulation du modèle à 11 fractures

Paramètres	valeurs
Cohésion S_0 (MPa)	3.0
Coefficient statique μ_s	0.9
Coefficient dynamique μ_d	0.8

Tableau 3.5 : Paramètres hydro-mécaniques de fractures

Le coefficient de restriction K_r , défini dans la relation 2:19 du chapitre 2, est perçu comme étant un indice de fracturation de la roche, ou de la taille typique d'un volume d'un bloc de roche entre les fractures. C'est-à-dire qu'il traduit la manière dont le massif rocheux va répondre à la sollicitation de la contrainte thermique. Avec une valeur $K_r=1$, on assimile le modèle à un modèle qui ne contient que les quelques fractures explicites, ce qui veut dire que le massif n'accommoder aucune déformation et que toute la déformation est concentrée sur les seules fractures considérées. Or pour le cas de Rosemanowes, nous savons que la densité de fracturation est intense, avec des séparations entre fissures d'ordre métrique et que seuls des plans hydrauliques principaux séparés par des distances de 10 à 20 m sont considérés. Dans ce cas, la matrice contient des fractures négligées pour leur rôle hydraulique mais dont on rendra compte pour la déformation par une valeur de K_r inférieure à 1. Dans le modèle déterministe avec le couplage THM on a **fixé la valeur de K_r à 0.25**.

3.2.3.2 - Propriétés hydro-mécaniques des fractures

Les fractures sont caractérisées par leur loi d'écoulement et leur comportement au cisaillement. La résistance au cisaillement est fixée par la donnée du coefficient de friction statique et par une cohésion. Ces paramètres sont constants dans ce modèle déterministe de plaques et résumés ci-après. En cas de rupture un coefficient dynamique est utilisé pour le calcul du glissement. La loi d'écoulement après rupture est également modifiée.

La loi d'écoulement d'une fracture rugueuse sous contrainte normale est décrite à l'aide des équations 2.9 du chapitre 2 et ici par les courbes de la Figure 3.11, qui décrivent un comportement avec une raideur normale variable. Le code utilise deux lois, une avant cisaillement et une seconde pour les fractures ayant subi un cisaillement et un déplacement, car on suppose qu'elles deviennent alors plus perméables, et que ce gain de perméabilité est acquis de façon irréversible.

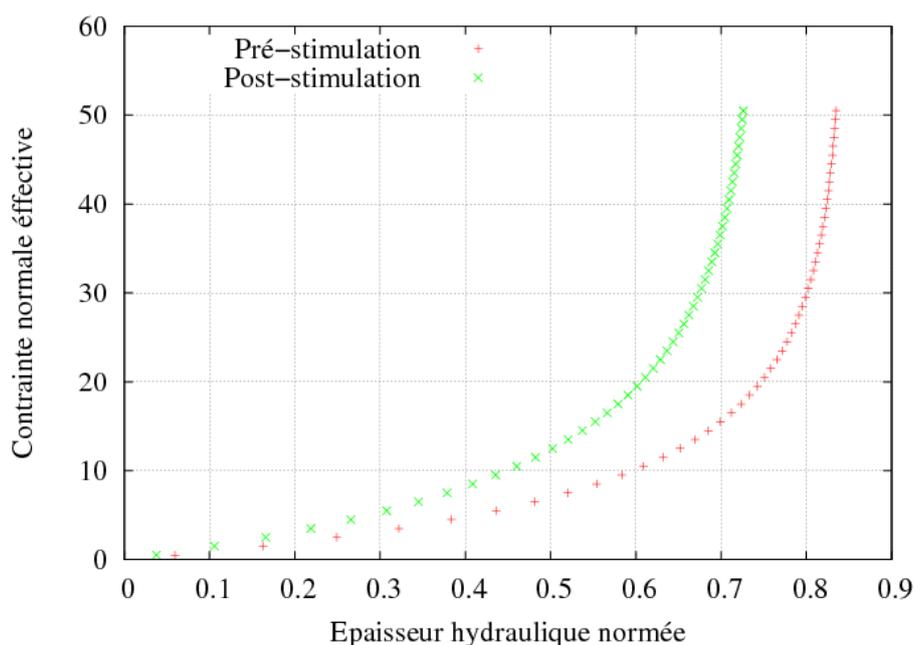


Figure 3.12 : Loi de fermeture en fonction de la contrainte normale effective. En abscisse se trouve reportée la fermeture hydraulique équivalente normée par rapport à l'épaisseur maximale obtenue sous contrainte nulle. Par exemple, sur la loi de comportement 'pre-stimulation' et sous 10 MPa, le taux de fermeture est de 60% donc l'épaisseur hydraulique est 40% de l'épaisseur maximale, qui serait atteinte sous 0 MPa.

3.2.4 - Conditions aux limites hydrauliques

Dans notre modèle on suppose que toutes les faces verticales ont une charge hydraulique nulle ainsi que la face supérieure, la face horizontale inférieure étant à flux nul. Les puits sont des limites internes au modèle le long duquel sont appliqués les scénarios de consignes, traduisant les tests « in situ ». Le puits d'injection est (RH12), celui de production est (RH15). On a des fuites vers les bords du modèle, et vers le haut du modèle, représentées « in situ » par le flux collecté au forage (RH11). Ainsi pour évaluer globalement le comportement hydraulique du modèle, un certain nombre d'essais de simulations sont effectués, avec des ordres de grandeur tels que plus de 70 % du fluide injecté soient récupérés au puits de production, tandis que le reste de l'écoulement se divise vers les limites. Les logs de débitmétrie sont utilisés pour caler le rôle individuel des fractures : les débits partiels en injection ou production sont de 5% à 20 % du débit global mis en jeu.

Le scénario pour le puits d'injection est une succession de paliers à débit hydraulique constant. Ce découpage est obtenu en suivant la courbe de l'injection du test de circulation de long durée, donné en Figure 3.13 et en imposant, à ces différents niveaux que la charge hydraulique à chaque disque du modèle recoupant le segment « puits d'injection » soit égale et que la somme des débits locaux soit égale au flux constant injecté. Le résultat est analogue à une débitmétrie. Les flux locaux résultent du calcul et ne sont pas imposés a priori. Le puits de production (RH15) est le lieu d'une condition à la limite de drainage, avec un niveau de charge hydraulique imposée, fixé à 0 m. Le scénario utilisé comprend 15 étapes. Pour chaque nouvelle étape hydraulique, le code utilise un pas de temps de calcul variable, qui vaut quelques secondes au début d'un palier et jusqu'à quelques heures en fin de palier.

3.2.5 - Principales différences entre le modèle actuel et celui de Kolditz et Clauser (1998)

Les principales différences entre notre modèle et le modèle de comparaison, le seul sur ce site réalisé jusqu'à maintenant sont les suivantes :

- cadre mécanique qui fait évoluer la perméabilité en fonction de la contrainte normale effective,
- prise en compte de différentes orientations de familles de fractures, la distribution des écoulements évolue donc avec le niveau de pression d'injection, car des fractures d'orientation distinctes réagissent différemment,
- prise en compte de l'état non-stationnaire de la simulation, en opposition avec un calcul basé sur un état stationnaire correspondant à une injection à débit constant de 14 kg/s,
- prise en compte de l'influence de la variation de la température du flux injecté pendant les 3 années.

3.2.6 - Mise en œuvre du modèle et résultats obtenus

3.2.6.1 - Prise en compte des tests préalables de fracturation et stimulation du réservoir

Un des objectifs principaux de notre simulation, après la mise à jour du code Fracas, était de mettre en place un modèle capable de reproduire les données expérimentales (température, pression et débit) mesurées dans la phase 2B-2C lors de la circulation à long terme. Nous avons donc divisé en 15 phases d'injection, les trois années du test de circulation entre le puits RH12/RH15 à partir de la date du 7 août 1985, en vue de reproduire le schéma qui a été effectué sur le site de Rosemanowes.

Ce découpage montre que la durée des phases est très variable. Les plus courtes dans notre représentation ont duré seulement 3 semaines. Dans FRACAS nous avons fixé le débit, la température et la durée de chaque phase d'injection. Nous avons donc repris le débit et la température d'injection durant ces 3 années (Figure 3.8 et Figure 3.9) pour la reproduction de ce schéma. Nous présenterons par la suite les résultats du modèle calés avec le couplage THM, avec et sans contrainte thermique. Pour caler au mieux ces résultats les seuls paramètres accessibles sont les épaisseurs, c'est-à-dire les perméabilités des fractures et la loi d'écoulement, et éventuellement le taux de surface d'échange à la paroi des fractures, qui peut être inférieur à 1 si l'on fait l'hypothèse que l'écoulement est chenalisé.

3.2.6.2 - Simulation avec prise en compte du couplage thermo-hydro-mécanique

Nous présentons en Figures 3.12, 3.13 et 3.14 les résultats qui nous ont paru les meilleurs obtenus après calage. La procédure est empirique et nous avons procédé par essais/erreurs en testant une gamme de valeurs possibles pour chaque paramètre. Le résultat n'est donc qu'un compromis permettant d'approcher le comportement des trois variables clés pour la validation de notre modèle, mais aussi d'interpréter les différents phénomènes physiques qui se produisent dans le réservoir. Ces trois contrôles se font donc sur les courbes de pression d'injection, débit de production et température de production.

Nous comparons tout d'abord sur les Figures 3.12 et 3.13 les profils mesurés de pression d'injection en RH12 et de débit de production en RH15 avec ceux obtenus par la modélisation. Les deux courbes en rouge et vert de la Figure 3.12 sont assez similaires. Cependant nous constatons que la réponse en pression du modèle en régime transitoire à chaque saut de débit est beaucoup trop rapide. La déformation des fractures ne permet d'accommoder qu'une faible part du volume injecté, et une nouvelle situation quasi-stationnaire est atteinte beaucoup plus rapidement que dans le cas « in situ ». C'est le rôle capacitif des nombreuses petites fissures qui n'est pas pris en compte. Dans la Figure 3.13 nous avons représenté le débit imposé à chaque phase (courbe en rose), le débit de production à RH15

mesuré sur le terrain (courbe en rouge) et celui obtenu à partir du modèle à 11 plaques (courbe en vert). On remarque qu'on peut donc simuler numériquement à chaque phase une restitution variable autour de 60 % du débit injecté, ce qui était un des objectifs de cet essai de couplage hydro-mécanique. D'après notre modèle, environ 10 % du flux s'échappe par sa limite supérieure, ce qui est en accord avec les flux captés par le puits RH11, situé parallèlement 300 m au-dessus de RH12 dans les essais antérieurs de la phase A, et 30 % sont perdus par la face verticale limite sud du modèle, essentiellement par la fracture A4 du modèle.

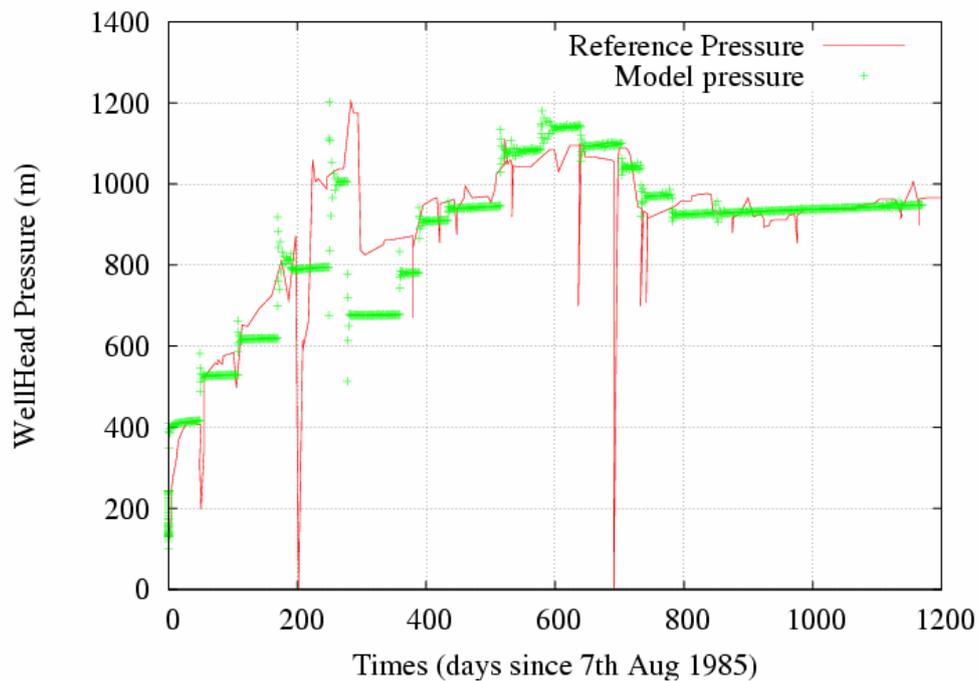


Figure 3.13 : Pression d'injection calculée au puits selon le modèle (vert), données de terrain (rouge) et résultats obtenus en ne tenant pas compte du couplage thermo-élastique (100 m = 1MPa)

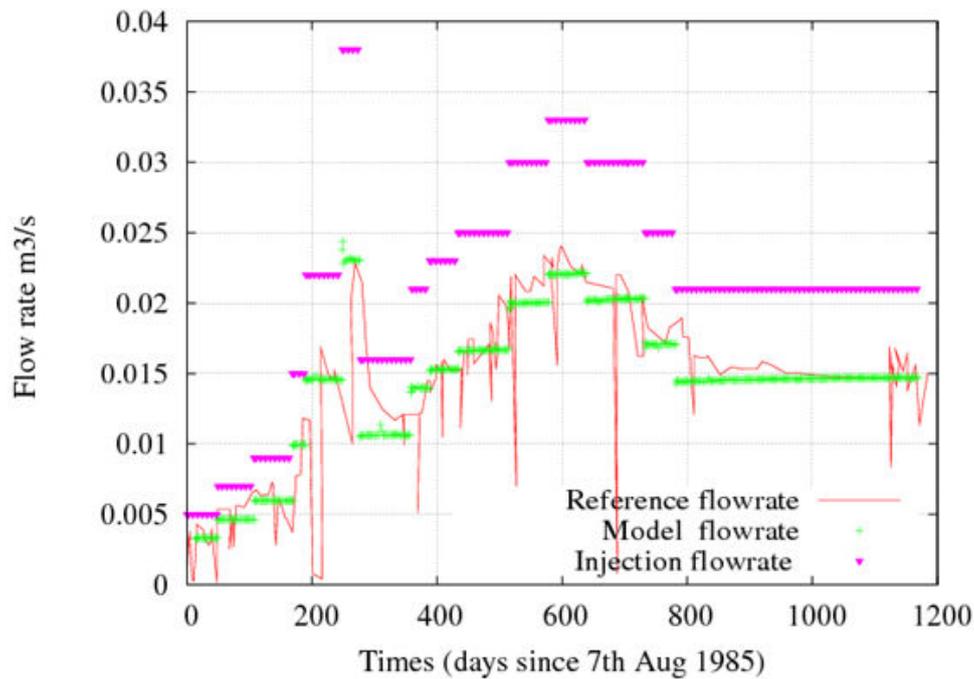


Figure 3.14 : Débit de production calculé par le modèle (vert), débit d'injection imposé (rose) et les données de terrain (rouge) au puits de production RH15

Nous avons reproduit ensuite dans la Figure 3.14 la température d'injection dans le puits RH12 et la température de production mesurée et simulée au puits de production RH15 pendant la durée de 3 ans. On remarque que le système hydraulique simplifié par des plaques permet de reproduire la même tendance globale, c'est-à-dire 25°C de chute de température en 3 ans au puits de production ainsi que des variations plus rapides, liées aux perturbations du débit d'injection et de la température d'injection. La phase initiale est mal reproduite, car notre modèle ne prend pas en compte l'état préalablement partiellement refroidi du bloc autour de la zone de production stimulée de RH15. Cet effet se voit beaucoup mieux dans la Figure 3.16. Passé un délai de quelques mois, la percée thermique s'amorce et, entre 175 et 250 jours, on simule une diminution de 4°C. L'écart que l'on observe ensuite entre la période de 250 à 280 jours est un contrecoup de la chute du débit d'injection entre les phases 6 et 7. Pendant la phase 6, un débit massif de fluide de plus de 35 l/s était imposé avec une température de 33°C pour une durée de 30 jours, puis ce dernier est brusquement réduit à 16 l/s avec la même température. Notre modèle prévoit alors un rebond de la température de production de 1°C environ, comme un ré-équilibre par un apport conductif par rapport au prélèvement convectif élevé de l'étape précédente. La pente de la courbe de température faiblit sur la dernière période de 400 jours en réponse à la stabilisation du débit circulé à la valeur de 15 l/s, inférieure au débit moyen produit pendant les 300 jours précédents, plus proche de 17.5 l/s.

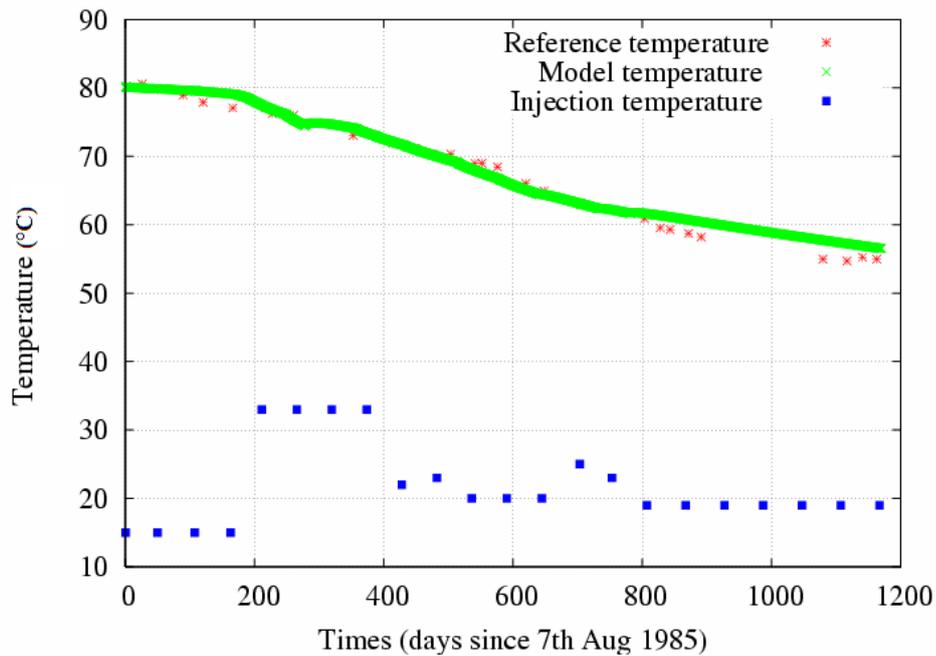


Figure 3.15 : Température de production du modèle (vert), température d'injection (en bleu) et données de terrain (rouge) pour les 3 années de circulation

3.2.6.3 - Simulation du modèle sans la contrainte thermique

Pour mettre en évidence l'influence de la température lors de cette phase de circulation de longue durée dans un réservoir, nous avons repris le modèle calibré en omettant cette fois-ci l'effet de la contrainte thermique dans le couplage hydro-mécanique. Dans le code FRACAS la contrainte thermique est calculée par l'équation décrite au chapitre 2, qui fait intervenir le coefficient K_r compris en 0 et 1. La contrainte thermique est définie comme étant le résultat de la variation de température dans le réservoir. Dans le cas de ce modèle déterministe à 11 fractures, on impose que l'écoulement du fluide froid s'effectue à travers peu de fractures, donc nous avons un refroidissement rapide de la roche à la paroi, et ensuite un transfert par diffusion de roche en roche. Les fractures étant parallèles et peu distantes, elles interfèrent thermiquement entre elles. La question qui est abordée ici est de savoir quel est l'impact de ce couplage TM sur la calibration du modèle. Pour évaluer ce fait, nous avons laissé le code tourner sans autoriser la contrainte thermique calculée à intervenir dans le calcul de la propriété hydraulique en fonction du bilan des contraintes normales.

Le résultat obtenu est celui de la courbe bleue dans les Figures 3.15 et 3.16, qui se comparent aux Figures 3.12 et 3.14. En l'absence du couplage T-M (Thermique-Mécanique), on observe une augmentation de la pression d'injection (de 0 à 1 MPa) au puits d'injection RH12 (Figure 3.15) de plus

en plus visible au cours du temps. La distribution des débits au puits RH15 est modifiée. Par contre le débit global produit et la température de production restent quasi-inchangés. Pour le profil de température nous observons cependant un léger décalage entre les deux profils de température de l'ordre de + 1°C (Figure 3.16), également en augmentation avec le temps. Un décalage qui n'est pas très significatif en 3 ans, mais qui pourrait être important au fil du temps. La raison de cette différence vient de ce que la perméabilité des fractures est d'un côté pénalisée par la baisse de température qui rend le fluide plus visqueux et d'un autre favorisée (ou pas si l'on désactive le couplage TM) par l'accroissement d'ouverture dû à la traction thermique, via la loi de fermeture de la Figure 3.11. Lorsque le couplage est activé, la répartition des flux est différente et tend à favoriser le chemin qui se refroidit le plus vite. C'est ce que nous pourrions voir dans le paragraphe de discussion suivant.

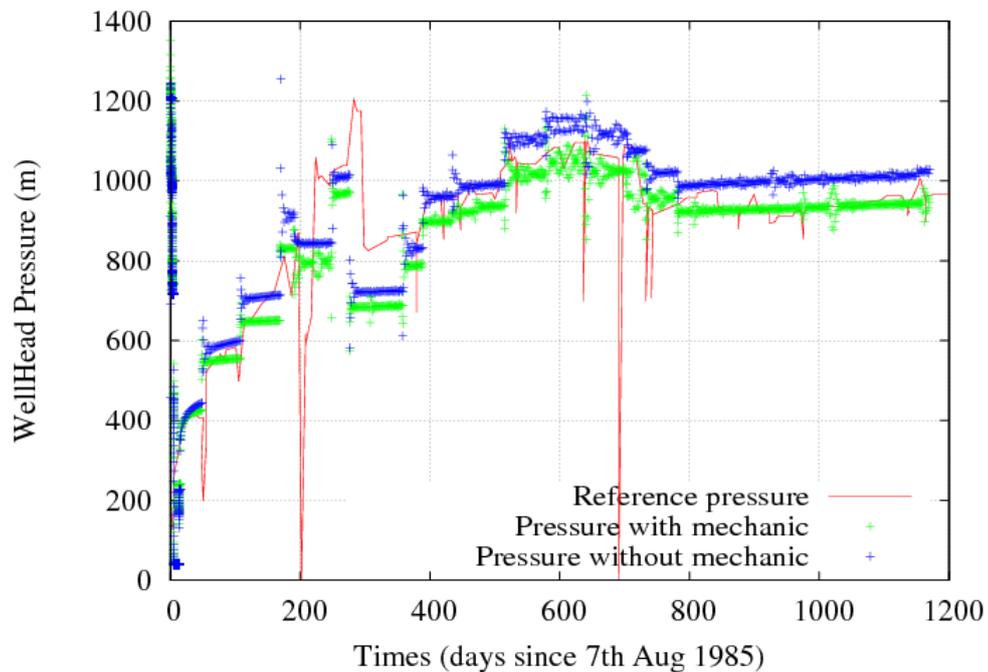


Figure 3.16 : Pression de production du modèle, avec le couplage mécanique (vert) et sans le couplage mécanique (bleu) et données de terrain (rouge) (100 m = 1 MPa)

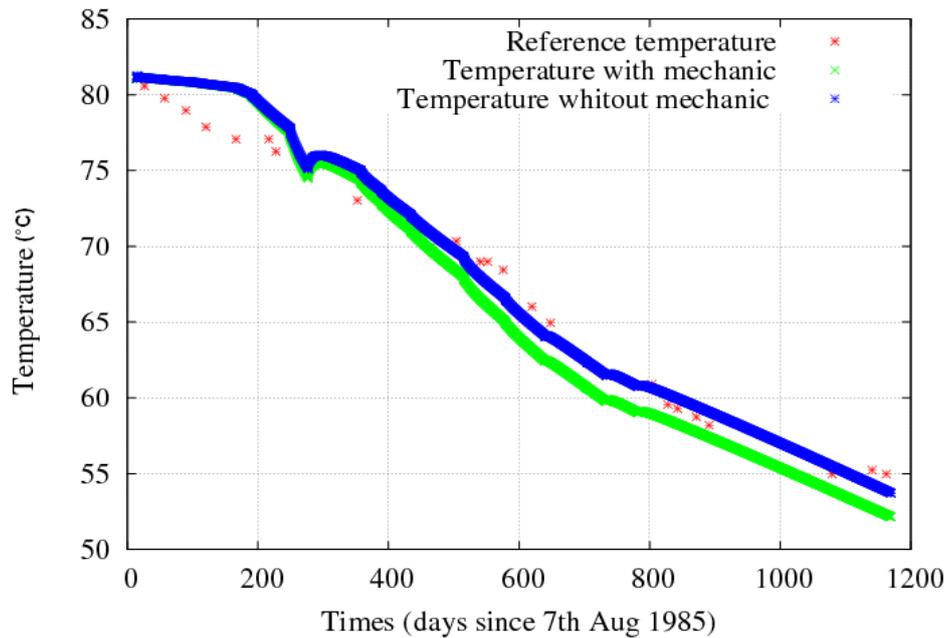


Figure 3.17 : Température de production du modèle, avec le couplage mécanique (vert) et sans le couplage mécanique (bleu) et données de terrain (rouge)

3.2.7 - Discussion sur le modèle simplifié de fractures parallèles

3.2.7.1 - Identification des chemins d'écoulements préférentiels dans les 11 plaques

Dans les Figures 3.19 et 3.20, nous avons représenté respectivement les débits et les températures de production simulés dans les 6 fractures majeures situées entre 2350 et 2480 m. Ces représentations correspondent au cas où le couplage thermomécanique est activé. La majeure partie du fluide injecté, environ 70 % ou 15 l/s, aboutit au puits RH15, par les 6 fractures de production. Au régime stabilisé final, 41 % de fluide injecté empruntent deux chemins d'écoulements de type A (appartenant à la famille N165), dont 18 % sont produits par la fracture A4 (courbe en vert) et 16 % par la fracture A3 (courbe en rouge) dans la Figure 3.19. Le reste de la production est obtenu via des fractures de la famille orientée N250 (B1, B2, B3), soit au régime stabilisé final, 29 % du débit injecté ou 40 % du débit produit. Le chemin d'écoulement B1 (courbe en rose) est le troisième chemin d'écoulement important, et à lui seul représente 12 % du fluide transitant dans les six fractures de production.

Du côté de l'injection RH12, la fracture C1 qui recoupe ce puits et la fracture C2 parallèle à C1, mais à l'intérieur du bloc, qui appartiennent à la famille N135, permettent d'atténuer la montée rapide de la pression d'injection car leur conductivité hydraulique devient grande dès que la contrainte normale effective s'approche de 0 et s'annule. Les fractures N165 du modèle initial de Kolditz et Clauser

(1998) ne peuvent pas simuler ce comportement, car elles supportent de par leur orientation, une contrainte normale de l'ordre de 38 MPa. Ces deux structures (C1 et C2) sont les principaux conducteurs des fluides d'injection près du puits RH12, C1 absorbant au régime final environ 61 % du débit injecté.

Il faut remarquer qu'une partie importante du travail empirique de calibration a consisté à trouver la taille de cette fracture principale C1 et son épaisseur initiale, pour respecter à la fois l'impédance initiale de 0.8 MPa/L/s du massif, visible pendant les premiers paliers en rapportant la pression au débit et permettant d'obtenir l'impédance finale de 0.4 MPa/L/s, avec la contrainte d'obtenir une valeur de l'ordre de 0.3 MPa/L/s pendant la phase intermédiaire à plus fort débit. A ce régime, nos calculs simulent que C1 absorbe et redistribue 75 % du flux injecté. La Figure 3.17 donne le rôle relatif de C1 dans le comportement hydro-thermo-mécanique global, vu du puits d'injection RH12. Deux situations comparables, les étapes 8 et 15, avec 21 l/s d'injection donnent deux valeurs distinctes d'impédance, qui ne peuvent s'expliquer ici que par l'effet additionnel relatif à l'évolution thermique du système.

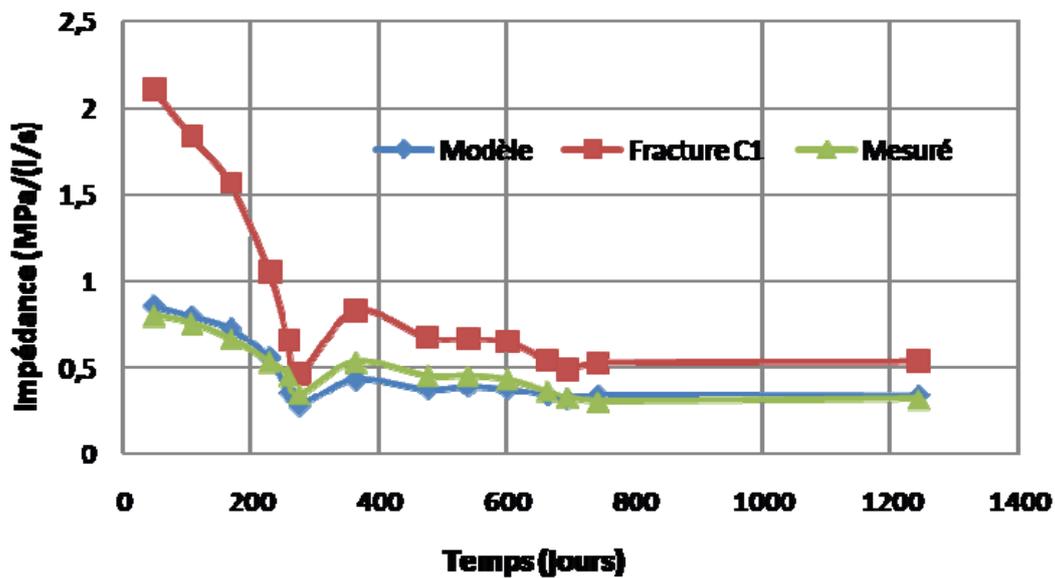


Figure 3.18 : Evolution de l'impédance hydraulique du doublet RH12/RH15 au cours du temps et rôle de la fracture C1 dans notre modèle

3.2.7.2 - Taille de l'échangeur de Chaleur

En regardant l'évolution de la température du fluide dans chaque fracture (Figure 3.20), on remarque que les fractures A4 (courbe en vert), A3 (courbe en rouge) et B1 (courbe en rose) respectivement se refroidissent plus rapidement que les autres. Dans ce même graphe on voit aussi que la fracture B1 qui n'absorbe que 12 % de débit de production se refroidit plus rapidement que les fractures A4 et A3 qui elles absorbent plus de débit soit 18 % et 16 % du fluide injecté. On peut donc dire que la contribution de l'échangeur de chaleur de la fracture B1 est beaucoup plus petite comparée aux autres échangeurs des fractures A. Cela vient du fait que la fracture B1, moins perméable car moins bien orientée, ne participe utilement que le long de son intersection avec les fractures conductrices de type A. Ce phénomène est illustré par la vue 3D, de la Figure 3.18. Ce processus peut être la cause de phénomène de « court-circuit » invoqué pour expliquer le rapide refroidissement lors de la circulation de long terme. On peut aussi en déduire que le fait d'avoir une fracture qui produit plus de fluide de production n'est pas synonyme de « court-circuit », c'est-à-dire que même si des fractures comme A4 et A3 sont des chemins d'écoulement préférentiels, il se peut qu'il existe aussi des chemins d'écoulement transportant moins de fluide mais qui ont aussi un échangeur de chaleur petit et donc un pouvoir de « refroidissement » élevé, comme B1 par exemple.

Cette idée de court-circuit va dans le même sens que l'étude de test de traçage réalisé par Richards et al. (1990). Dans cette étude un programme d'essai de traceur inerte a été effectué, afin de caractériser la distribution d'écoulement dans la région qui se trouve entre le puits d'injection RH12 et le puits de production RH15, et donc pour identifier le chemin d'écoulement ou les chemins les plus susceptibles d'être associés avec le court-circuit. Le réservoir a été considéré comme constitué de six fractures principales possibles, dont deux chemins d'entrée interceptant le puits d'injection et trois autres chemins de sortie interceptant le puits de production. Une fracture produisant 60 % de fluide injecté et qui avait le temps de résidence le plus court a été identifiée comme responsable de la chute de la température. Dans cette étude, Richards et al. (1990) précisent qu'il a également été trouvé que cette fracture était en corrélation avec une structure géologique identifiée à partir des événements micro-sismiques créés lors de précédents tests hydrauliques, avant la mise en circulation de longue durée du réservoir RH12/RH15.

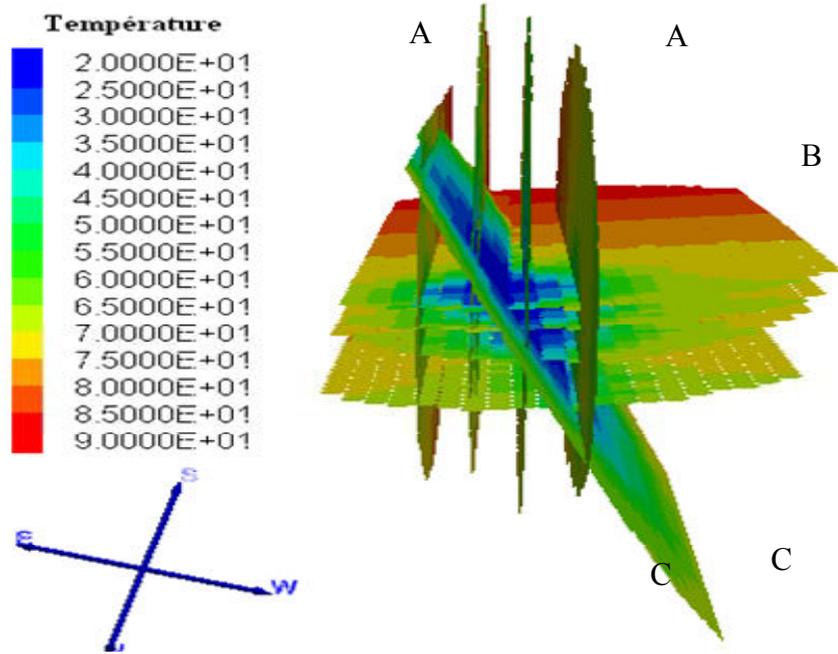


Figure 3.19 : Température de production du modèle 3D au cours de 3 années de test de circulation, les fractures B sont orientées du Sud vers le Nord et les fractures A de l'Est vers l'Ouest

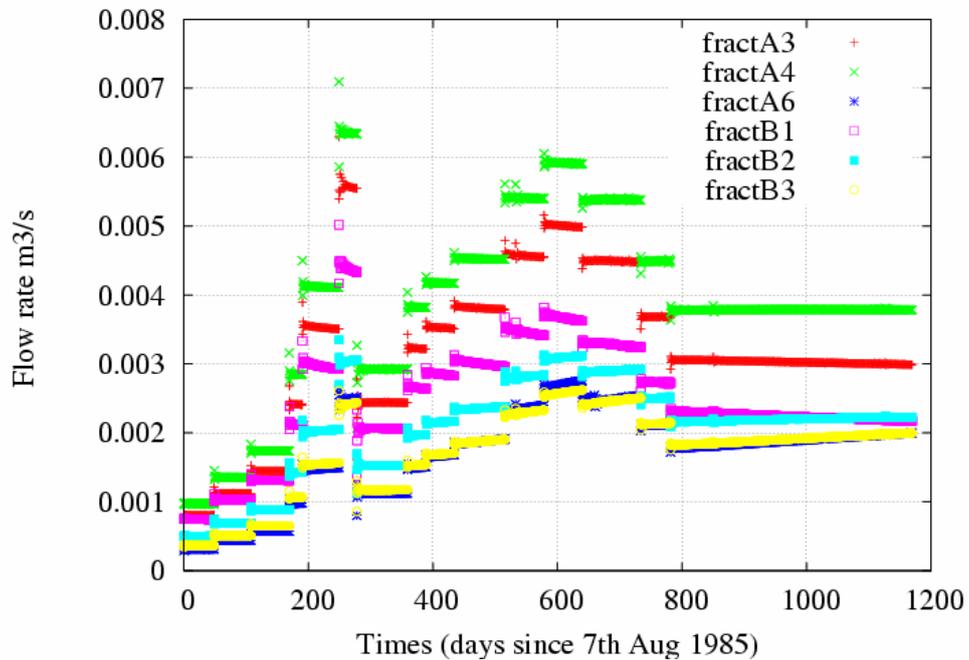


Figure 3.20 : Débit de fluide desservant à travers les 6 fractures majeures de production

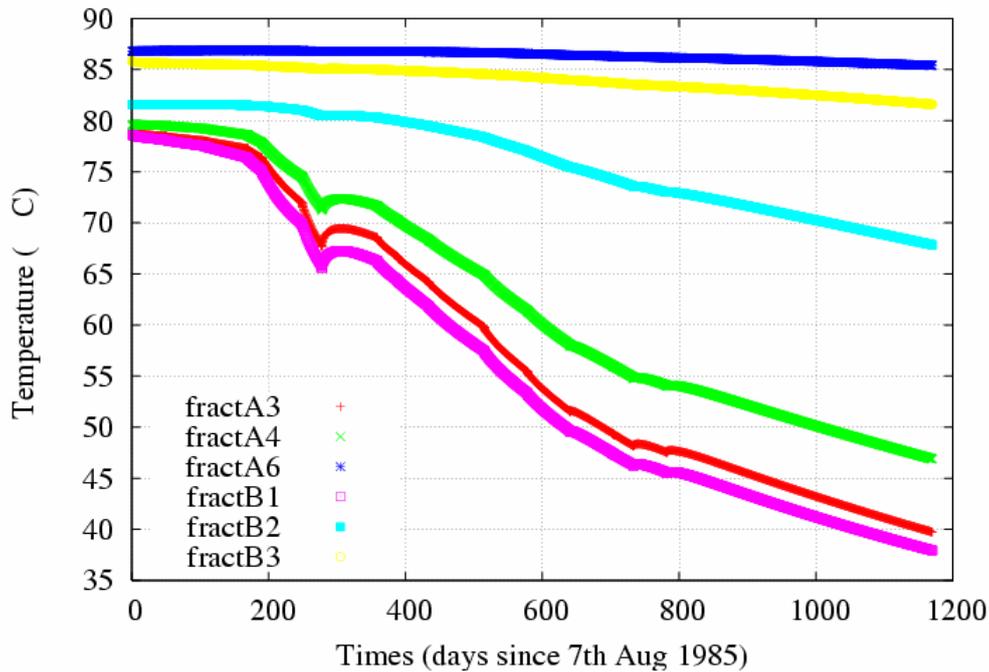


Figure 3.21 : Température de production dans les 6 fractures de production

3.2.7.3 - Evolution de la contrainte thermique aux cours du temps, le long des plans de refroidissement

Pour illustrer l'évolution de la contrainte thermique due au refroidissement de la roche, nous avons accès à toutes les variables calculées le long des surfaces à chaque pas de temps de calcul. Nous avons illustré les calculs, plus particulièrement à partir de la fracture qui contribue le plus à l'injection, en occurrence la fracture C1 (Figure 3.21). Nous avons divisé ensuite les 3 années de test de circulation en 4 phases de 300 jours pour dessiner des cartes de cette contrainte thermique au cours du temps. Ces quatre dates correspondent respectivement à la fin des séquences d'injections à paliers de débits croissants (6 premières phases), à la date où le réservoir est circulé (phase 12) avec le meilleur niveau de production établi, à la date où le réservoir fonctionne avec le meilleur taux de restitution (début phase 15), régime choisi comme mode d'exploitation à long terme jusqu'à la date finale.

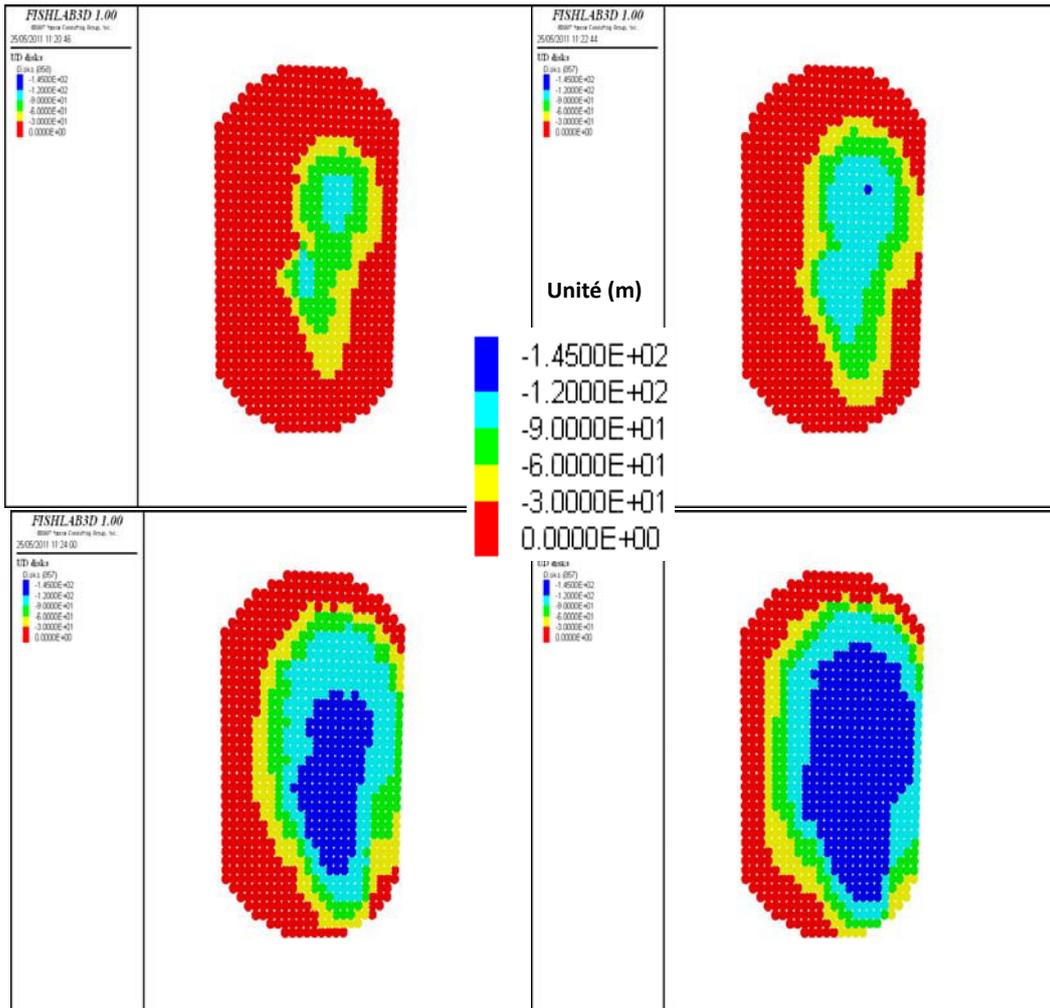


Figure 3.22 : Evolution de la contrainte thermique, au cours des 3 années de test de circulation divisées en 4 périodes de durée de 300 jours, sur la fracture d'injection C1 (N135) en partant du gauche vers la droite et du haut vers le bas. Le maximum de contrainte de traction induite est de l'ordre de 1.5 MPa, sur plus de 150 m de hauteur dans le réservoir.

On remarque que la contrainte thermique s'accroît au fil du temps et devient importante dans la zone d'injection. Dans la première image de la Figure 3.21, on remarque deux petites zones où la contrainte atteint 1.2 MPa en moins d'un an, qui sont éloignées de quelques dizaines de mètres et qui vont se rejoindre au bout de 600 jours (deuxième image de la Figure 3.21). Ceci s'explique par la présence d'une autre fracture d'injection, la fracture A2 qui est orientée N165 et qui coupe la fracture C1 (Figure 3.18). Au bout de 1200 jours la contrainte thermique dépasse 1.4 MPa (Figure 3.21). Dans cet exemple on voit que la fracture C1 se dilate au cours du temps, renforçant ainsi son rôle relatif dans l'abaissement de l'impédance hydraulique au puits d'injection au cours du temps, comme illustré par la Figure 3.17, relative à l'impédance globale du système fracturé.

En comparant l'évolution de la contrainte thermique dans les deux principales fractures de production A3 et A4 (Figure 3.22 et Figure 3.23), on voit que le refroidissement progresse à partir des intersections avec les autres fractures « amont » et que la superficie du panache perturbé et refroidi est plus importante sur la fracture A4 que sur la fracture A3, bien qu'elle soit plus éloignée à l'Est de RH12. Ceci est normal compte tenu des débits produits par chacune d'entre elles (Figure 3.19). La forme du panache de la contrainte thermique de ces deux fractures est aussi différente. On remarque que le panache de la contrainte thermique est déformé plus vers le bas et vers la gauche pour la fracture A4 et vers le bas pour la fracture A3, ce qui est dû à l'intersection avec d'autres fractures qui apportent leur perturbation et aussi avec l'effet de fuite par la limite sud, via A4.

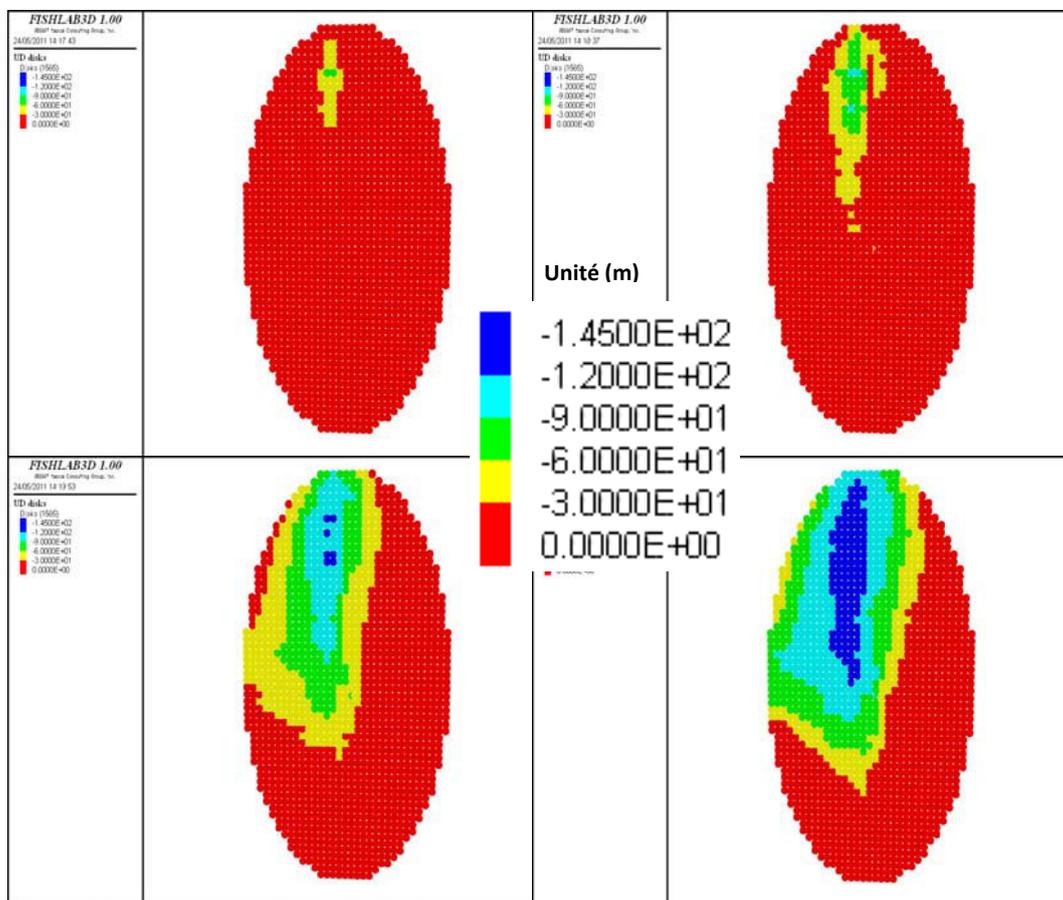


Figure 3.23 : Evolution de la contrainte thermique, au cours des 3 années de tests de circulation divisées en 4 périodes de durée de 300 jours, sur la fracture de production A4 (N165), en partant du gauche vers la droite et du haut vers le bas

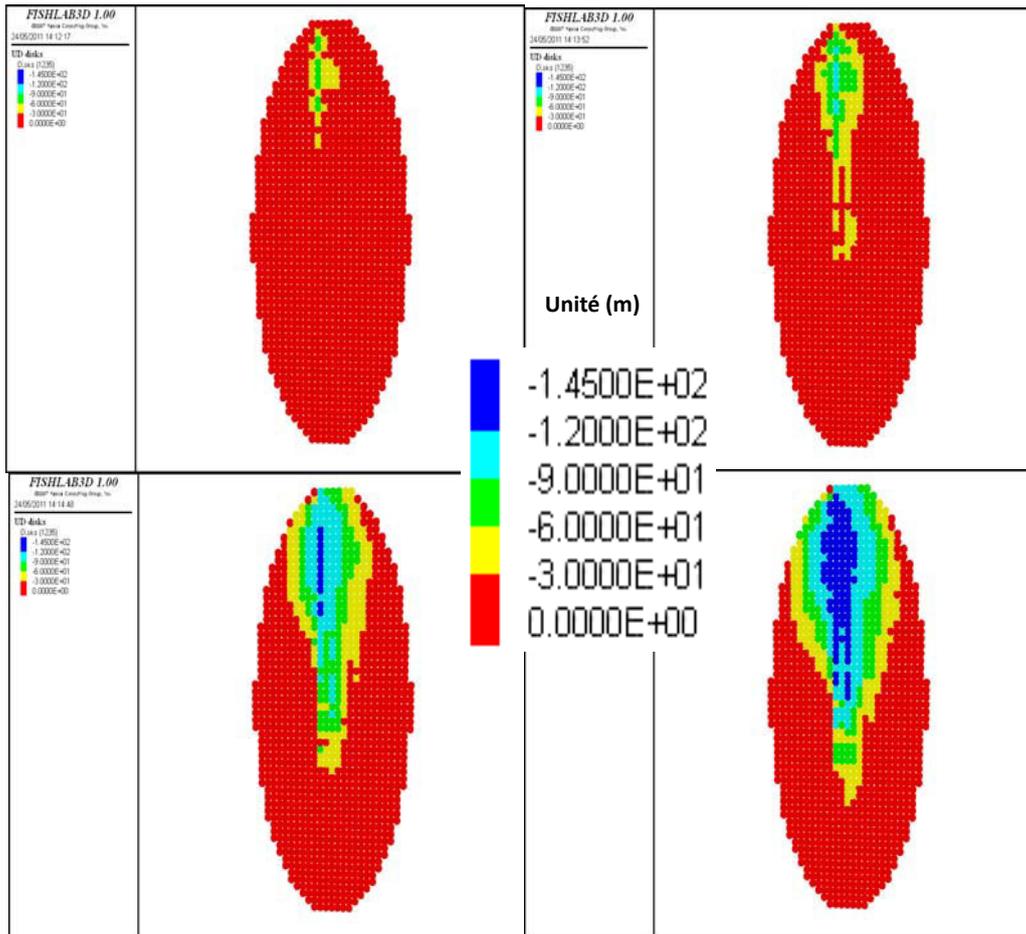


Figure 3.24 : Evolution de la contrainte thermique, au cours des 3 années de tests de circulation divisées en 4 périodes de durée de 300 jours, sur la fracture de production A3 (N165), en partant du gauche vers la droite et du haut vers le bas

3.2.7.4 - Retour sur le rôle du coefficient Kr et sur l'évaluation de la surface utile de l'échangeur thermique

Pour étudier davantage l'importance de la contrainte thermique, nous avons comparé l'évolution de la contrainte de la fracture d'injection C1 (Figure 3.21) et la fracture de production A4 (Figure 3.22), qui est celle qui produit le plus de fluide. On remarque que le panache de la contrainte thermique est beaucoup plus important sur la fracture C1 et n'a pas progressé beaucoup vers la sortie du système. Ceci nous permet donc de déduire que la contrainte thermique est beaucoup plus importante aux alentours des chemins d'écoulement proches de la zone d'injection, même au bout des premiers six mois. Cet effet deviendra bien sûr de plus en plus important aussitôt qu'on injectera du fluide froid plus longtemps et gagnera plus de surface au fil du temps, comme on peut voir sur les Figures 3.21, 3.22 et 3.23. Le calage empirique du coefficient Kr est rendu difficile par le fait que les impacts doivent être envisagés dès les premières phases de l'histoire de la circulation fluide alors même que les effets ne sont pas très visibles et pourraient être imputés à d'autres facteurs. En prenant une valeur de

$K_r = 0.25$, on préserve la faible variation d'impédance observée par exemple à un régime voisin de 20 l/s, à la date 1 an et à la date 3 ans. Pour un K_r plus élevé, par exemple $K_r = 0.5$, notre modèle favorise l'ouverture des fractures et en conséquence la baisse de la pression d'injection, ce qui est une tendance observée, mais plutôt modérée. Si on néglige l'effet en prenant $K_r=0$, alors l'effet de perte de charge, augmenté par la viscosité croissante, l'emporte dans notre modèle et fait augmenter l'impédance, ce qui n'est pas le cas. Donc la fourchette réaliste est celle qui équilibre les deux processus, avec des impacts de chaque effet de l'ordre de 1 à 2 MPa au bout de trois ans, et l'on simule cette gamme d'effets avec une valeur de K_r de 0.25. L'impact des effets thermiques, via K_r sur la contrainte normale effective et donc sur les paramètres physiques du réservoir comme l'ouverture des fractures et de l'augmentation de la perméabilité des fractures, est bien mis en évidence.

La surface d'échange thermique utile de ce réservoir ainsi développé est donc loin de valoir la surface géométrique des 11 éléments qui le composent, qui est de l'ordre de 2 km². Elle est plutôt à l'échelle des fractures qui portent les « tubes » de courant principaux, c'est-à-dire des trois fractures C1, A3, et A4 dans notre modèle, dans lesquelles les zones refroidies en bleu dans les Figures 3.21, 3.22 et 3.23, représentent une petite fraction des surfaces. L'ordre de grandeur obtenu est donc de 200 000 m², ce qui est en accord avec les résultats des travaux de Richards et al. (1994).

Dans ce chapitre nous n'avons pas étudié le rôle de cette perturbation de contrainte normale effective sur la stabilité en cisaillement, car notre système était par construction dans un état post-stimulé, les fractures ayant été cisillées préalablement à des pressions supérieures à ce qui a été reproduit pendant les trois années de circulation. Le cisaillement induit par l'effet combiné d'une remise en pression et du facteur thermique aurait donc progressé probablement le long des structures de type A, comme sur la Figure 3.21, sans que l'on puisse convertir les surfaces re-cisillées en événements sismiques équivalents, la première chute de contrainte par rapport au champ régional des contraintes n'ayant pas été calculée. Il nous est impossible aussi dans ce modèle de plaque de calculer un moment et un lieu pour la source « équivalente », puisqu'il faudrait assembler les réponses obtenues sur les cellules de calcul ayant subi un cisaillement à un temps donné, et on a constaté que ce front progressait radialement en couronne à partir d'un point.

Dans la section suivante, nous exposons un modèle plus réaliste par la géométrie, basé sur une description stochastique du milieu, dans un volume un peu plus étendu. Dans ce modèle, le calcul des cisaillements sur chaque objet « fracture » pourra être mené, pour la phase de stimulation et pour la phase de circulation, et la nature discrète du réseau pourra amener à une comparaison plus réaliste dans le temps et l'espace du processus de rupture avec les événements sismiques induits observés.

3.3 – Deuxième approche numérique : un modèle stochastique

3.3.1 – Introduction : prise en compte de tests de stimulations antérieurs

Dans cette partie du travail nous mettons en place un modèle stochastique 3D, mettant en relief d'une autre manière le couplage thermo-hydro-mécanique du réservoir de Rosemanowes (Cornwall, UK). L'objectif principal de cette partie est d'étudier comment, dans le temps, le critère de rupture est atteint et comment la sismicité est déclenchée au fur et à mesure que le fluide froid envahit le milieu fracturé, représenté par un réseau stochastique, jugé plus réaliste. Un point important est que nous voulons simuler ce processus en tenant compte de l'histoire préalable des stimulations hydrauliques vues par le massif. Donc nous allons simuler numériquement un enchaînement de deux tests hydrauliques : un premier test pour représenter la phase RT2A046 de fracturation hydraulique massive du puits RH12 (Figure 3.24) et un second test déjà présenté pour simuler les 3 années de circulation. Il s'agira de voir si des fractures déjà cisailées lors de la première étape et pour lesquelles un saut de contrainte a déjà été simulé, peuvent l'être à nouveau dans le temps au cours de la seconde étape.

Dans ce nouveau modèle nous reprenons donc la plupart des paramètres physiques déjà présentés ainsi que les conditions et scénario introduits dans le modèle avec les plans de grande extension. La seule différence sera la géométrie, qui sera formée d'une multitude de fractures isolées en forme de disques, de taille et d'orientation variables. La calibration se fait en premier lieu sur le premier test RT2046, qui a consisté essentiellement en l'injection forcée d'un débit d'eau à 90 L/s pendant 38 heures, avec une pression dépassant 13.5 MPa, soit 3.5 MPa de plus que la contrainte mineure à la profondeur de l'injection. La Figure 3.24 résume ce test et la Figure 3.35 donne la localisation dans l'espace des microséismes enregistrés pendant ces 38 heures de test RT2A046. Pour des questions d'oscillations numériques dans certains réseaux aléatoires, nous avons préféré faire des simulations en imposant la pression et la température d'injection, au lieu du débit et de la température, comme ça été fait précédemment.

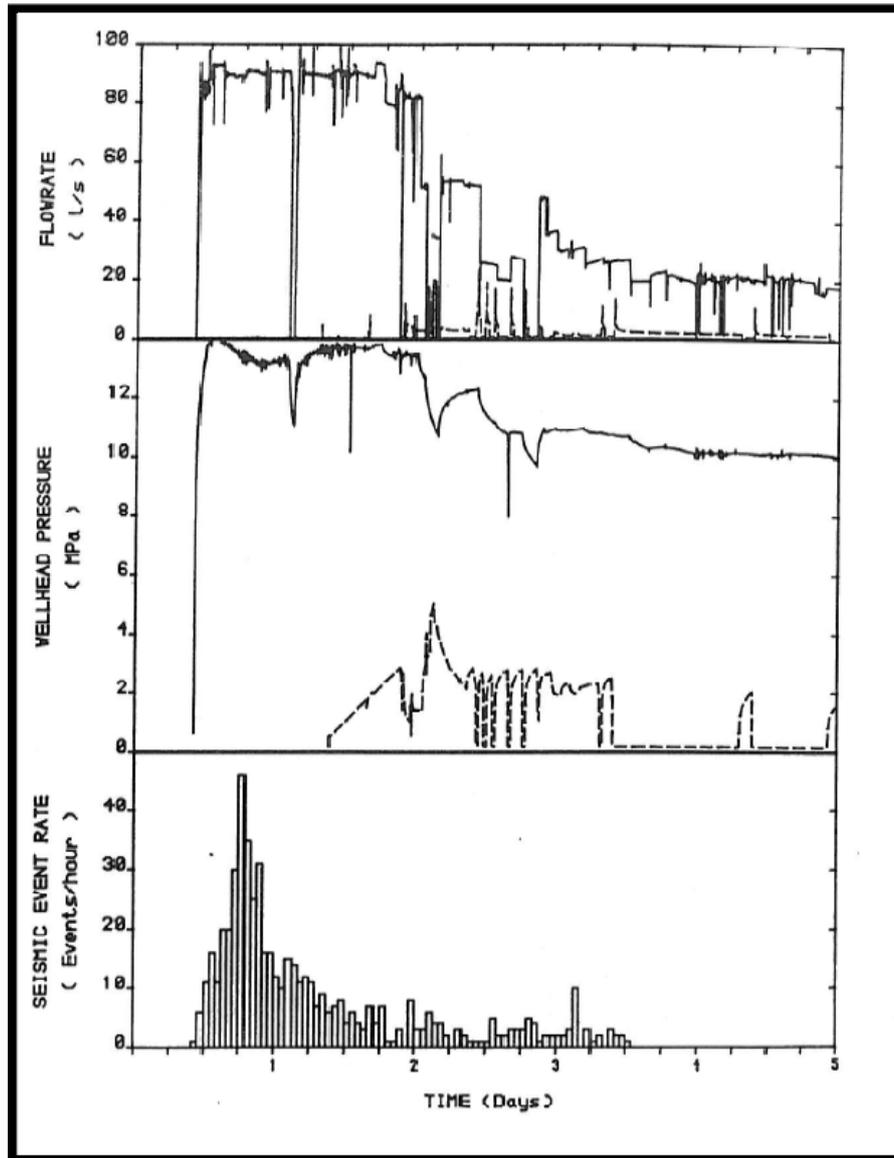


Figure 3.25 : Débit, pression en tête de puits et nombre d'évènements sismiques enregistrés lors de l'essai de fracturation massive RT2A046 de Novembre 1982 sur le puits RH12, d'après Parker (1989). On constate qu'en général le puits RH15 est maintenu ouvert et qu'il ne produit que très faiblement. Eventuellement fermé, la pression mesurée en tête y atteint rapidement 2 MPa

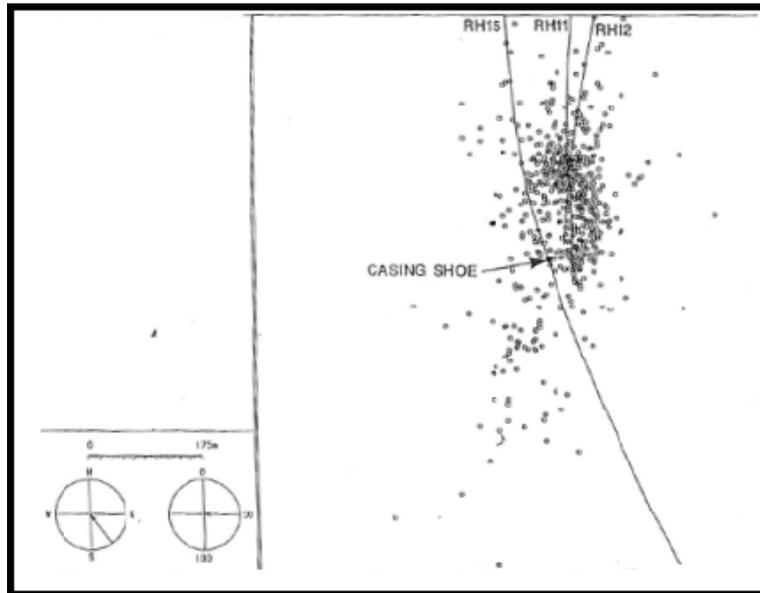


Figure 3.26 : Localisation des micro-séismes induits pendant les premières 38 h du test RT2A046 (vue dans la direction Nord 150), d'après Parker (1989)

3.3.2 - Géométrie et paramétrisation du modèle stochastique

Pour mettre en place ce modèle 3D, nous avons essayé de prendre en compte le maximum d'informations qui ont pu être recueillies sur le site de Rosemanowes et qui sont décrites dans le début du chapitre 3. Dans le code FRACAS, il est possible de décrire des zones qui peuvent être adjacentes ou superposées, chacune étant renseignée par son propre jeu de paramètres. Cette propriété sera utilisée pour densifier la zone centrale du bloc, précisément la zone qui a été fracturée plus tard à partir du puits RH15, ayant provoqué l'apparition du « court-circuit » (opération RT2B022 du 4 juillet 1985, ayant consisté en l'injection de 5500 m³ de gel de viscosité 50cp).

La famille principale d'orientation moyenne N130 est divisée en trois sous familles de même densité, représentant un secteur angulaire d'environ 30°, dont l'un (famille 3 dans le Tableau 3.6) est formé de fractures alignées avec la direction de la contrainte horizontale principale majeure, fixée à Nord 128 (cf Figure 3.26). La quatrième famille représente les fractures d'orientation quasi-perpendiculaire à cette contrainte majeure. Les densités sont données dans le Tableau 3.6, et les fractures sont générées dans un volume de 600 m de côté et 1800 m de hauteur. Il existe une famille supplémentaire dont l'orientation est parfaitement aléatoire, et qui correspond à l'ensemble des fractures n'appartenant pas aux deux familles principales.

La zone de court-circuit est obtenue en superposant au centre du puits RH15, un bloc vertical de 25 m de côté et 100 m de hauteur, dans lequel un faible nombre de fractures de direction également N128

est créé, comme résultat de la seconde opération de fracturation hydraulique RT2B022. Les rayons des différentes familles suivent tous la même loi de distribution de type puissance avec, comme valeur minimum 15 m et comme exposant la valeur 3. Le choix de cette loi de distribution combiné avec celui des densités permet de reproduire les densités linéiques de fractures de rôle hydraulique significatif connu d'après les débitmétries. Les éléments de grande taille sont ensuite subdivisés récursivement, comme on peut le voir sur le réseau de la Figure 3.26 : ils apparaissent par des ensembles d'une même couleur qui sont relatifs à un même « grand » disque redécoupé en plus petits disques connectés.

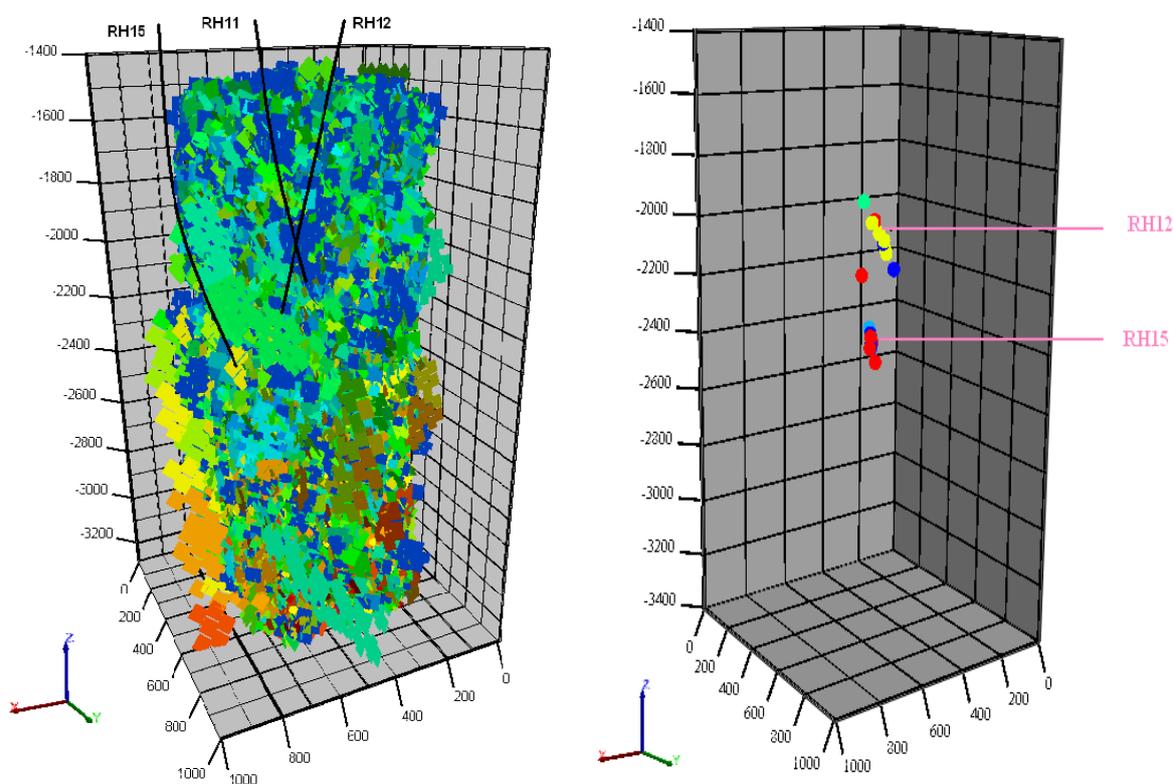


Figure 3.27 : Exemple de modèle stochastique, la couleur étant seulement indicatrice du numéro d'ordre du disque dans le réseau. Les disques, d'entrée et de sortie du modèle, donnés à droite, correspondent au réseau utilisé pour les figures calibrées dans la suite du mémoire

Groupes	Densités des fractures (m^{-3})	Nb de disques générés	Direction moyenne (dispersion autour du pôle 15°)	Moyenne des épaisseurs (μm) sous contrainte normale effective nulle
Famille 1	12×10^{-6}	7341	N160p80e	553
Famille 2	12×10^{-6}	7261	N105p80e	553
Famille 3	12×10^{-6}	7358	N128p90	553
Famille 4	12×10^{-6}	7209	N235 p70e	553
Famille 5	30×10^{-5}	99	N128p90	335

Tableau 3.6 : Caractéristiques des réseaux des fractures et nombre des fractures obtenues dans une réalisation particulière

Le paramètre d'épaisseur moyenne sous contrainte nulle peut être calibré par famille si le nombre et la qualité des données le permettent. Ici on procède à la calibration en tentant de simuler le test de stimulation RT2A046 de durée 5 jours décrit en Figure 3.24 et Figure 3.25. On a ajusté une valeur similaire pour les quatre familles, voisine de $550 \cdot 10^{-6} m$, mais l'on sait que la famille 4, beaucoup plus contrainte que les trois autres, sera beaucoup moins perméable. La loi de comportement hydraulique sous contrainte normale établie dans le cadre du modèle à grandes fractures parallèles est conservée.

Comme on peut voir dans le Tableau 3.6, la cinquième famille a une densité plus importante que les autres familles mais possède une épaisseur plus petite, de $335 \cdot 10^{-6} m$, car on a supposé que ces fractures simulant le résultat du test de fracturation hydraulique, étaient nouvellement créées, orientées préférentiellement suivant la contrainte majeure et l'on sait qu'en absence de soutènement elles ont tendance à se refermer. Cette famille permet de faciliter la connexion entre les différentes autres directions comme N160 ou N105, elle est dite famille à « court-circuit ». A 3.5 km les contraintes « in situ » sont $\sigma_{hmin} = 48 \text{ MPa}$, $\sigma_{Hmax} = 113 \text{ MPa}$, $\sigma_v = 91 \text{ MPa}$ (Tableau 3.7). Dans ce modèle, comme dans le modèle des plaques, on s'intéresse plutôt au doublet RH12/RH15 et le puits RH11 n'est pas explicitement introduit.

Distribution de contrainte linéaire avec la profondeur (cf §3.1.3.6)	
Gradient de la composante hor. maximum (MPa.m ⁻¹)	0.028
Gradient de la composante hor. minimum (MPa.m ⁻¹)	0.012
Gradient de la contrainte verticale (MPa.m ⁻¹)	0.026
Contrainte principale horizontale. max à 3.5 km (MPa)	113
Contrainte principale horizontale. min à 3.5 km (MPa)	48
Contrainte verticale à 3.5 km (MPa)	91
Orientation contrainte Horizontale max. /Nord (deg)	128
Température du site	
Gradient (K/m)	3.5
Température à 3.5 km (°C)	118
Propriétés de la roche	
Masse volumique de la roche ρ_r (Kg.m ³)	2600
Module de Young E (MPa)	62000
Coefficient de Poisson ν	0.22
Porosité de la matrice ϕ	0.01
Coefficient d'expansion thermique du solide α_s (K ⁻¹)	0.8×10^{-6}
Capacité thermique de la roche c_s (J.kg ⁻¹ .K ⁻¹)	900
Diffusivité thermique de la roche c^T (m ² .s ⁻¹)	1.20×10^{-6}
Paramètres de la fracture	
Coefficient de friction statique $\text{tg}(\phi)$	0.9
Cohésion moyenne (MPa)	1.50
Angle de dilatance (dég)	2.5
Coefficient de friction dynamique	0.8
Propriétés du fluide	
Masse volumique du fluide ρ_w (Kg.m ³)	1000
Viscosité dynamique μ (Loi de Bingham) Pour une température comprise entre 20 et 95°C	1×10^{-3} et 0.3×10^{-3}
Capacité thermique JKg ⁻¹ K ⁻¹	4180

Tableau 3.7 : Paramètres physiques utilisés dans la modélisation numérique

Pour diminuer la variabilité des résultats obtenus lors de la réalisation de tirages aléatoires successifs, nous avons opté pour la solution consistant à venir superposer à chaque réseau aléatoire, une liste d'objets « disque » déterminée à l'avance, identique d'une réalisation à l'autre, représentant les niveaux injecteurs ou producteurs identifiés au puits. Ces disques sont au nombre de 3 sur chaque puits. A la fin du processus de génération, sur l'exemple de la Figure 3.26, nous avons 8 disques interceptant le segment puits d'injection RH12 et 10 disques interceptant le segment puits de production RH15. Le reste des informations utilisées concernant les réseaux des fractures et les paramètres physiques de la fracture et de la matrice rocheuse est regroupé dans les Tableau 3.6 et Tableau 3.7.

3.3.3 - Résultats de la calibration sur la première étape de simulation : le test RT2046

Dans le cas de la stimulation hydraulique (effet de la pression), les différents paliers de suppression appliqués au puits d'injection RH12 ont été fixés à 14, 12.5, 10.5 et 9.5 MPa, avec pour objectif les débits d'injection en litres par seconde respectivement de 90, 50, 29, 25. Les échanges de température ne sont pas pris en compte pour ces quelques jours. On considère qu'en toute maille de calcul, la température du fluide est celle de la roche à cette profondeur et l'on fixe la viscosité du fluide pour le calcul des conductivités hydrauliques à partir de cette température locale. Le puits RH15 est traité comme une limite ouverte à charge piézométrique nulle imposée. Les meilleurs résultats obtenus avec l'ensemble des paramètres décrits ci-dessus permettent de produire les Figure 3.27 et Figure 3.28 qui suivent. On constate la difficulté à simuler la raideur variable du réservoir par un réseau de fractures discrètes en particulier durant la phase des premières 38h pendant laquelle la pression fluide dépasse le niveau de contrainte normale mineure de plusieurs MPa. Sur cette partie du fonctionnement le réseau est trop raide, ce qui peut provenir du fait que, dans notre modèle, les fractures disques qui s'ouvrent en traction, mode I, ne se propagent pas. Cependant le fait que la pression se soit stabilisée à une valeur forte indiquerait que les fractures, même propagées en mode I, n'ont pas une grande extension, et que les fortes pressions sont imposées par les fractures situées plus en aval dans le réseau, et moins bien orientées par rapport à cette contrainte mineure. Ce sont ces fractures en majorité d'orientation N160 ou N108 qui fixent l'impédance au régime de fonctionnement qui sera retenu pour la circulation de longue durée, autour du couple (21 L/s, 10 MPa). Ces fractures sont celles qui sont les plus susceptibles de se cisailer et ce sont elles qui vont accumuler le gain irréversible de perméabilité à grande échelle du réservoir pendant leur cisaillement. Ce gain est pris en compte dans le modèle grâce au paramètre « angle de dilatance », qui convertit en accroissement d'épaisseur hydraulique les glissements calculés lors des ruptures.

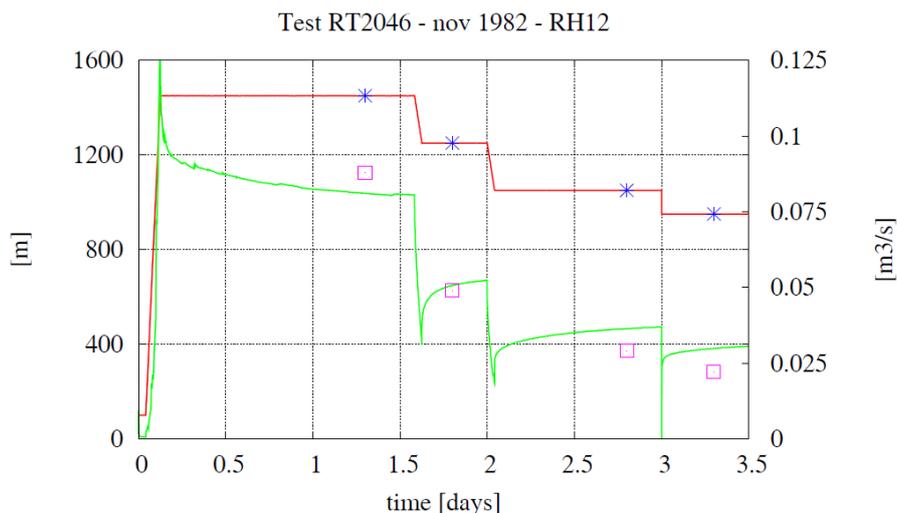


Figure 3.28 : Scénario de simulation du test de stimulation hydraulique RT2046. Les surpressions exprimées en m sont prescrites constantes par palier et linéaires entre paliers (courbe continue rouge). Les couples de points avec les figurés « étoile » et « carré » sont les mesures en fin de palier que l'on peut relever sur la Figure 3.24. La courbe verte est le débit d'injection simulé par FRACAS sur le modèle calibré.

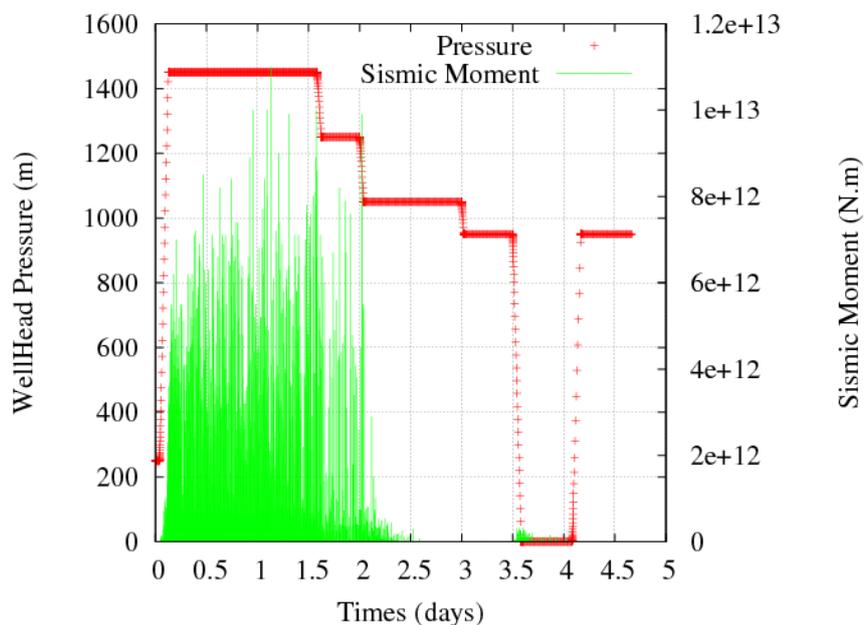


Figure 3.29 : Test de stimulation hydraulique RT2A046 04/11/82 10:00 - 09/11/82 09:40. En rouge la pression d'injection appliquée au réservoir en RH12 et en vert les pulses illustrent le moment sismique de chacune des ruptures obtenues numériquement au cours du temps pendant cette simulation.

La Figure 3.28 montre que l'ensemble des cisaillements induits lors du calcul se produisent pendant les deux premiers paliers, durant les 2 premiers jours et que la propagation du cisaillement s'arrête très vite en début du troisième palier car la pression d'injection n'est plus suffisante pour que le critère soit atteint au delà de la zone stimulée pendant les deux premiers paliers. Comme on peut voir sur l'échelle de gauche de la Figure 3.28, les moments sismiques simulés sont de l'ordre de 10^{+11} à 10^{+13} N.m, soit donc des magnitudes de 1 à 2. Ils correspondent à des sauts de contraintes de quelques MPa sur des surfaces géométriques formées de l'agrégation de 1 à une dizaine de disques co-planaires issus du remaillage d'une même grande fracture, et surtout, selon notre modèle de rupture, la cohésion de l'ordre de 1.5 MPa a été perdue sur les disques cisailés.

Cette sollicitation hydraulique pendant le test RT2A046 a permis de créer qualitativement l'équivalent d'un nuage sismique important s'établissant au-dessous du puits d'injection RH12 jusqu'aux points d'entrée du puits de production RH15. Ces nuages ont été interprétés comme étant les principaux chemins d'écoulement formant le réservoir formé par les puits RH12/RH15.

3.3.4 - Simulation de l'essai de longue circulation Phase 2B/2C

3.3.4.1 - Variabilité due à la procédure aléatoire lors de la création du réseau de fracture et choix d'un réseau de calcul

Le réseau qui vient d'être testé pour cette première étape de calibration est utilisé pour la simulation complète de la phase 2B/2C. Le scénario d'injection est décrit par la Figure 3.29, où l'on voit comment la charge hydraulique d'injection et la température sont fixées constantes par palier au cours du temps pendant les 3 années du test.

Pour analyser l'effet de la nature aléatoire de la géométrie du réseau sur les résultats obtenus, nous avons préparé un lot de 9 autres réseaux, statistiquement équivalents et simulé l'enchaînement des deux tests sur ces dix alternatives, sans calibration supplémentaire. Cela se fait en faisant varier le nombre entier appelé « graine » qui sert à initialiser le processus de génération de nombres aléatoires. Chaque « graine » est susceptible de fournir un maillage correspondant à un réseau de fractures totalement différent des autres, c'est-à-dire que les orientations, connexions et nombre des fractures générées, nombre de fractures aux puits sont différents dans chaque réseau, tout en respectant les mêmes lois statistiques de distribution. La différence due à ces « graines » distinctes peut être considérable pour la distribution du fluide injecté, donc des débits et températures de production. C'est ce que l'on obtient avec ces dix réseaux. Les simulations des circulations à long terme de 3 années effectuées sont résumées dans la Figure 3.30.

De cet échantillon, nous voyons les valeurs extrêmes de variation des paramètres qui nous intéressent, débit de production et température de production, mais nous essayons aussi d'identifier et sélectionner ceux de ces réseaux qui nous donneraient des profils de température, de débit qui se rapprochent le plus des données de terrain.

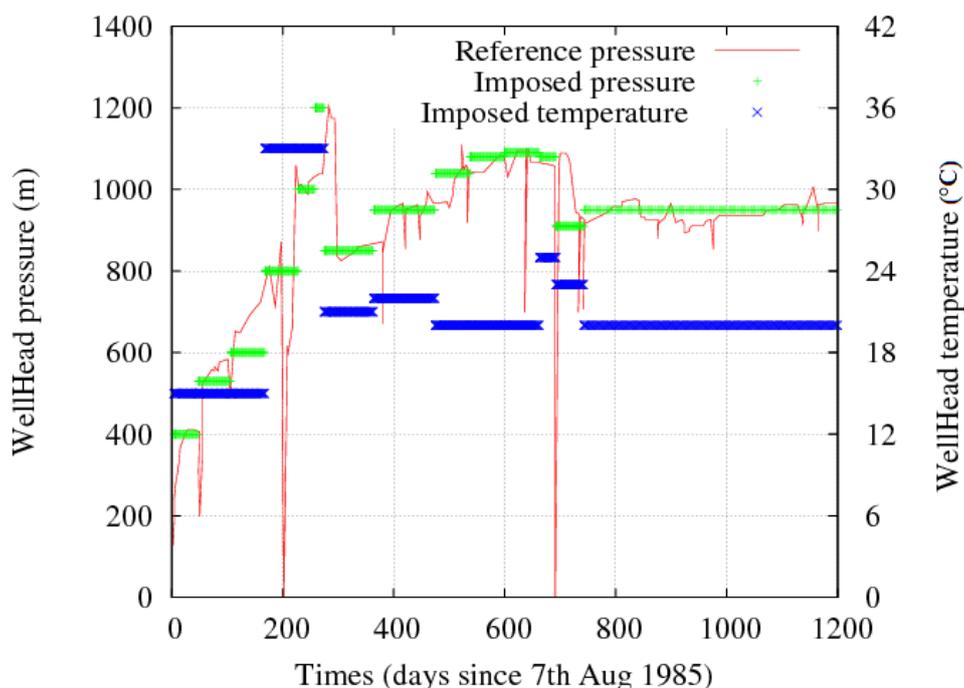


Figure 3.30 : Schéma montrant les consignes de surpression et de température imposées au cours du temps en condition amont du réservoir sur le puits d'injection RH12

Si l'on compare par exemple les résultats issus de la « graine » 2061 (de couleur noire) ou ceux de la « graine » 5560 (en couleur jaune), sur la Figure 3.30, on peut dire que les valeurs de débit de sortie sont extrêmement importantes pour la graine « 5560 » et faibles pour le réseau « 2061 ». Nous avons une différence de débit de plus de 33 l/s et une différence de température de plus de 20°C en 3 ans pour ces deux cas. Remarquons que les réseaux donnant des écarts élevés du point de vue hydraulique ne sont pas forcément ceux qui produisent les plus grands écarts au niveau thermique.

Dans le Tableau 3.8, nous résumons quelques caractéristiques de ces deux réseaux, nombre de disques générés, nombre de connexions établies. Le réseau de la « graine » 5560 a 10 fractures de plus que celui de la « graine » 2061 interceptant le puits de production. Bien qu'ayant légèrement moins de disques et de connexions, ce réseau se montre beaucoup plus producteur. Le nombre des liens au forage est probablement le facteur le plus influent sur le débit de production. Comme on peut aussi le voir sur la Figure 3.31, le réseau correspondant à la « graine » numéro 5661 est celui qui se rapproche le mieux des données de terrain, aussi bien en débit de production qu'en température. Nous utiliserons

par la suite ce réseau particulier pour la suite des calibrations thermiques et des simulations numériques.

Numéro de la graine	Fractures générées	Connexion	Rayon moyen de fractures	Fracture interceptant le puits d'injection	Fracture interceptant le puits de production
5560	29463	97316	20	11	23
2061	29730	98970	20	13	13

Tableau 3.8 : Principaux paramètres géométriques déterminants pour les paramètres de sortie pour les graines 5560 que l'on retrouve en jaune et 2061, en noir, sur le diagramme de la Figure 3.30.

Dans la suite du travail, nous présentons deux types de simulation : la simulation en régime transitoire décrite par le scénario par paliers et une seconde simulation où l'on impose une pression et une température constantes pendant 3 ans, à un niveau moyen équivalent aux trois années, tel qu'utilisé par Kolditz et Clauser (1998). L'objectif principal de ces modèles n'est pas d'obtenir une meilleure calibration mais de se rapprocher le plus possible de la réalité et d'étudier les effets de la contrainte thermique durant ces trois années en tenant compte du couplage thermo-hydrromécanique. Le couplage mécanique-thermique se fait par l'intermédiaire du coefficient Kr , fixé à la valeur de 0.25. Dans les deux simulations comme dans les autres simulations faites dans les chapitres précédents, nous procédons de la même manière. C'est-à-dire qu'une fois la géométrie fixée et les paramètres physiques introduits, nous réglons le couplage hydraulique-thermique par le paramètre de surface effective, en général égal à 1, tout en activant la prise en compte de l'effet thermomécanique, via le coefficient de dilatation thermique de la roche et du coefficient de restriction Kr que l'on fera aussi varier.

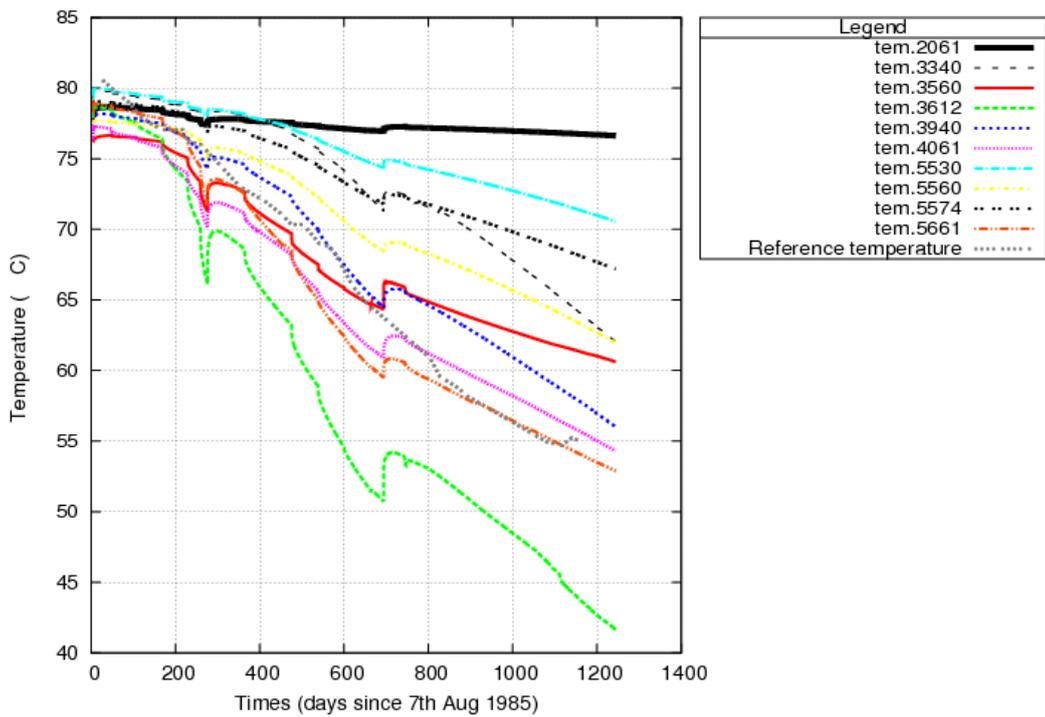
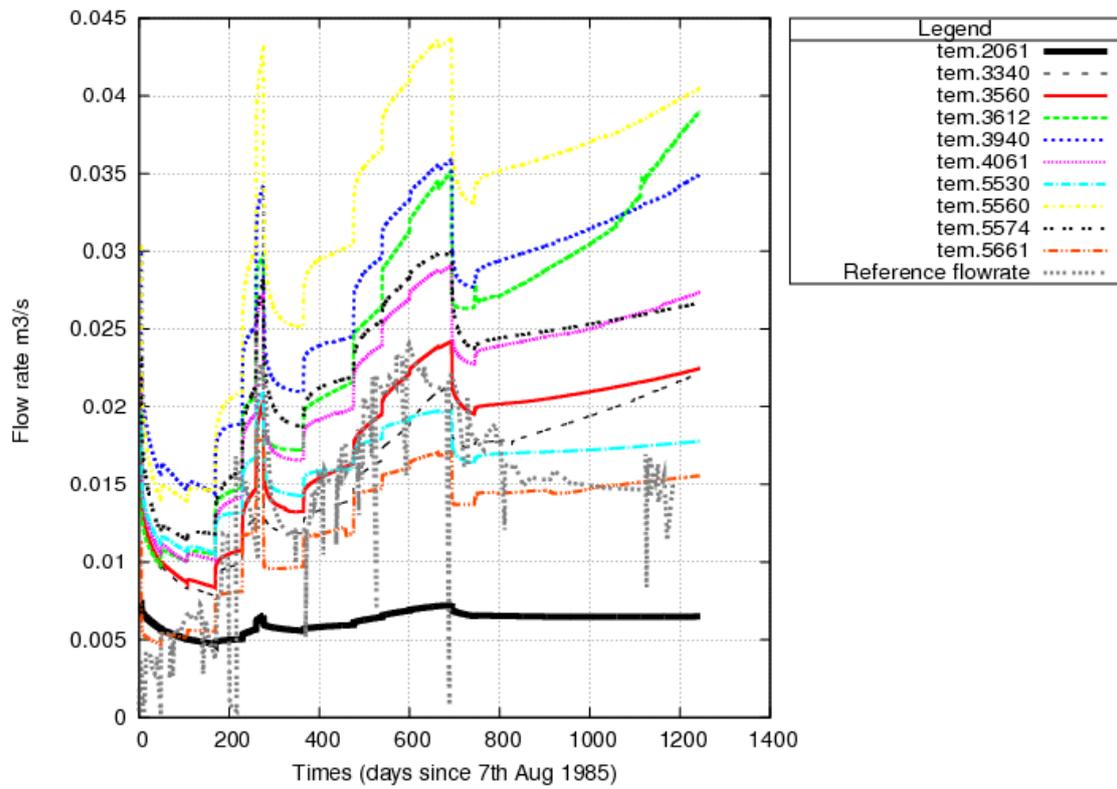


Figure 3.31 : Profils des débits (haut) et des températures (bas) de production calculés au cours du temps, respectivement pour 10 réalisations équi-probables du réseau fracturé, la réalisation 5661 (en rouge pointillé) est celle qui se rapproche le mieux aux données de terrain.

3.3.4.2 - Régime transitoire thermique, à pression et température constantes dans le temps (PTC)

Cette simulation PTC consiste à enchaîner l'étape de stimulation RT2046 du 04/11/82 à 10 :00 au 09/11/82 à 09 :40, telle qu'effectuée par exemple pour la Figure 3.24 pour le réseau 5661, et qui dure en réalité 5 jours, afin de connaître un état de contrainte sur chaque fracture cisailée, puis celle de la circulation, 2B/2C, qui dure 1200 jours et pour laquelle une charge hydraulique d'injection équivalente de 950 m et une température de 22°C, constantes durant tout le test de circulation, est maintenue. Les résultats sont illustrés sur les Figure 3.31 et Figure 3.32.

3.3.4.3 - Régime transitoire avec pression et température variables dans le temps (PTV)

Dans le cas du régime (PTV) le scénario est présenté en deux étapes, stimulation suivie de circulation, et les paramètres des calculs sont ceux que nous avons présentés en Figure 3.28 et Figure 3.29. Comme on peut voir sur les Figure 3.31 et Figure 3.32, nous avons reproduit la température et le débit de production sans pour autant chercher à avoir un bon ajustement, comme cela a été avec le réseau déterministe.

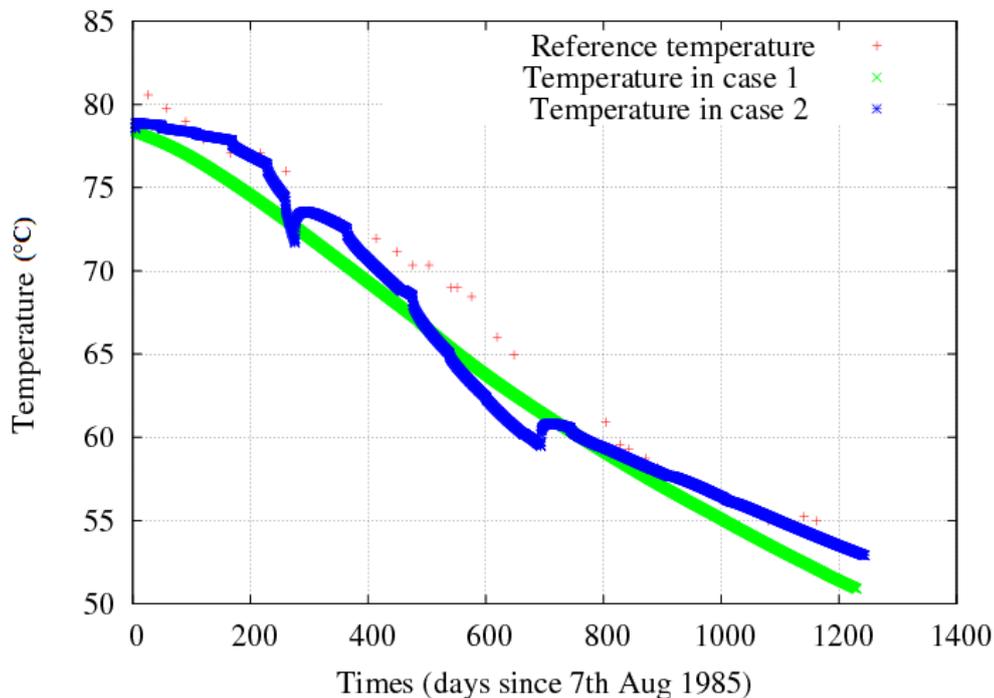


Figure 3.32 : Température de production dans le puits RH15 au cours du temps à partir du modèle stochastique. Dans le cas 1, PTC, pression et température d'injection sont constantes. Dans le cas 2, PTV, la température et la pression d'injection sont variables selon l'historique de la Figure 3.29.

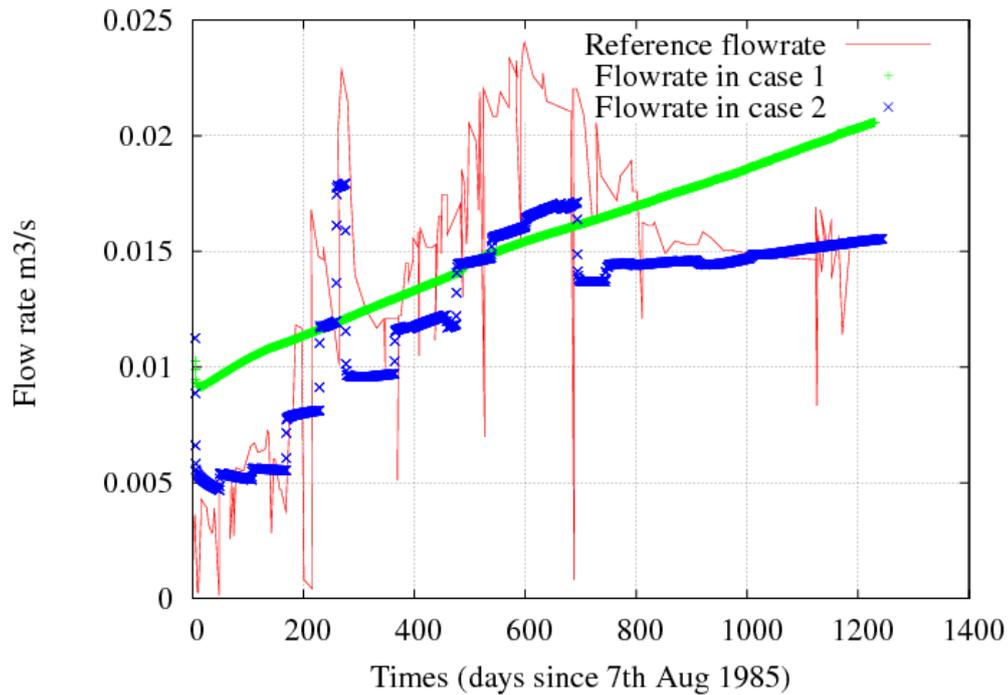


Figure 3.33 : Débit de production dans le puits RH15 à partir du modèle stochastique. Dans le cas 1, pression et température d'injection sont constantes. Dans le cas 2, la température et la pression d'injection sont variables).

3.3.5 - Discussion sur les résultats obtenus

3.3.5.1 - Impact du couplage hydro-thermo-mécanique sur le débit et la température de production

Dans le cas de la simulation (PTC) on remarque que le débit de production n'est pas constant à la valeur cible de 15 L/s, mais tout en respectant cette valeur en moyenne, il est continûment croissant de 10 L/s à 20 L/s, en surestimant les observations vers la fin de la simulation. Le seul mécanisme qui peut induire ce comportement monotone dans le modèle est celui de l'augmentation de la perméabilité due à la traction sur des fractures sous l'effet de la contrainte thermique (Figure 3.32). Dans ce cas, nous pensons qu'il existe un sous-réseau des disques connectés (fractures) entre le puits RH12 et RH15 dans lequel transite une part importante du fluide injecté, ce qui est en fait le rôle de la famille 5. Le refroidissement va accélérer localement l'hétérogénéité de la perméabilité du réseau en faveur de ce couloir en y induisant une diminution de la contrainte effective. Ceci peut impliquer soit une augmentation de débit de production, soit des créations de nouveaux chemins d'écoulement en direction d'autres limites du modèle (perte de fluide). Ce dernier cas dépendra donc de la géométrie, de l'orientation des fractures vis-à-vis des contraintes et de comment les connexions entre les fractures s'établiront.

Comme on peut voir sur la Figure 3.31, la température modélisée dans le cas de la simulation (PTC) décroît d'une manière continue et reste voisine de la température mesurée. Dans ce cas on a l'impression que le refroidissement du réservoir s'opère à une vitesse constante. Pour améliorer notre calibration dans ce cadre PTC, on pourrait penser à diminuer le rôle de la famille 5, en diminuant par exemple sa densité de fractures, pour éviter que le phénomène de refroidissement lié au flux ne s'amorce trop vite.

Pour ce qui est de la simulation (PTV), le débit de production est sous-estimé à certaines périodes (entre 300 et 700 jours) et commence à se stabiliser dans la dernière année, à la valeur proche de la valeur mesurée. Le profil de température suit davantage l'allure des données mesurées, avec des variations de pentes, même si la décroissance est trop rapide entre 400 et 600 jours. Ceci est peut être dû à l'insuffisance du débit total produit pendant cette période où la pression d'injection dépasse la valeur seuil de 10 MPa et donc, où l'on aurait une trop grande part relative jouée par les drains favorablement orientés de la famille 5 par exemple. La simulation (PTV) reflète toutefois mieux les variations du débit et de la température de production mesurées au terrain, comparée à la simulation (PTC). Il nous paraît donc plus judicieux de considérer l'historique des chargements et non pas un régime moyenné, car en fonction de la valeur du débit injecté, les couplages ne se passent ni dans les mêmes endroits du réseau ni avec les mêmes niveaux d'intensité.

3.3.5.2 - Moments sismiques générés : distribution temporelle

Tout au long des calculs, les ruptures en cisaillement simulées sont assimilées à des micro-séismes, et on a vu comment un moment sismique était attribué. Les cinq premiers jours de simulation étant communs aux deux options PTC et PTV, puisqu'ils représentent le test RT2A046, ils donnent lieu au même catalogue de moments calculés, dont une représentation est donnée sur la Figure 3.28. Pour ce qui est de la sismicité induite lors de la simulation (PTC), donc comme dans le premier cas, durant les trois années de circulation, nous avons très peu de ruptures pendant les deux premières années puis un nombre croissant d'évènements, avec des moments de l'ordre de $M_0=10^{+11}$ N.m, et ce n'est qu'au bout de 800 jours qu'on simule les premiers pics sismiques de magnitude de l'ordre de $M_w=1$ sur l'échelle de Richter (Figure 3.33), d'après la formule de conversion de moment en magnitude par Hanks et Kanamori (1979).

$$M_w = \frac{2}{3} \log_{10}(M_0) - 6.03 \quad \text{Avec } M_0 \text{ moment sismique (N.m)}$$

A partir de cette période, les ruptures de cette magnitude deviennent plus fréquentes. La magnitude maximum calculée dans ce cas est de 1.7. Ceci est à rapprocher du fait que le plus grand évènement

micro-sismique enregistré lors de la circulation à long terme (phase 2B-2C) est survenu en 1987, soit après 2 ans de circulation, avec une magnitude de 1.9 à une profondeur de 3.5 km (Jupe, 1990).

L'apparition des moments sismiques calculés au cours du temps lors de la simulation à pression et température variable est discontinue (Cas 2) comparée à la simulation (PTC). Dans cette simulation les évènements sismiques simulés se produisent au cours de trois périodes différentes. Leur nombre est plus faible, mais leurs amplitudes sont cependant similaires à celles obtenues dans le cas PTC.

La première bouffée arrive vers 270 jours, au moment d'une période de 3 semaines d'injection à la pression la plus élevée, la seconde durant la période entre 500 et 600 jours qui coïncide à une période de forte pression d'injection et la période de 800 à 1200 jours où la pression et la température d'injection deviennent constantes. Il n'y a pas de rupture simulée dans la période 700 jours à 1000 jours, comme cela est le cas dans la simulation PTC.

Si l'on essaie de comparer la sismicité induite selon notre approche dans le cas du régime (PTC) et le cas du régime (PTV), on remarque que les moments sismiques sont en général moins importants en nombre dans le deuxième cas et moins importants aussi en nombre d'intensité sismique supérieure à 1, comparé au cas transitoire à pression et température constantes, sauf dans les courtes phases où la pression d'injection est importante. Dans les deux cas simulés, comme sur le site, nous avons un mécanisme d'apparition de rupture en cisaillement, au delà de 800 jours, qui ne peut plus s'expliquer par la pression du fluide, car celle-ci est stabilisée depuis plusieurs mois à un niveau inférieur au seuil de 10 MPa au puits d'injection (Figure 3.29). C'est donc l'apport du refroidissement qui expliquerait le mieux que l'activité soit toujours observée. Notre approche indique que le moteur thermique seul activerait des séquences de rupture à partir de 800 jours. Mais comme la pression n'a pas été maintenue constante, certains des séismes ont été provoqués plus tôt, dès 500 jours, lors d'un accroissement de pression dans le réservoir. Les autres ruptures arrivent plus tard, au fur et à mesure que l'accroissement de la contribution thermique permet d'atteindre le critère de rupture contrôlé par le coefficient de friction statique.

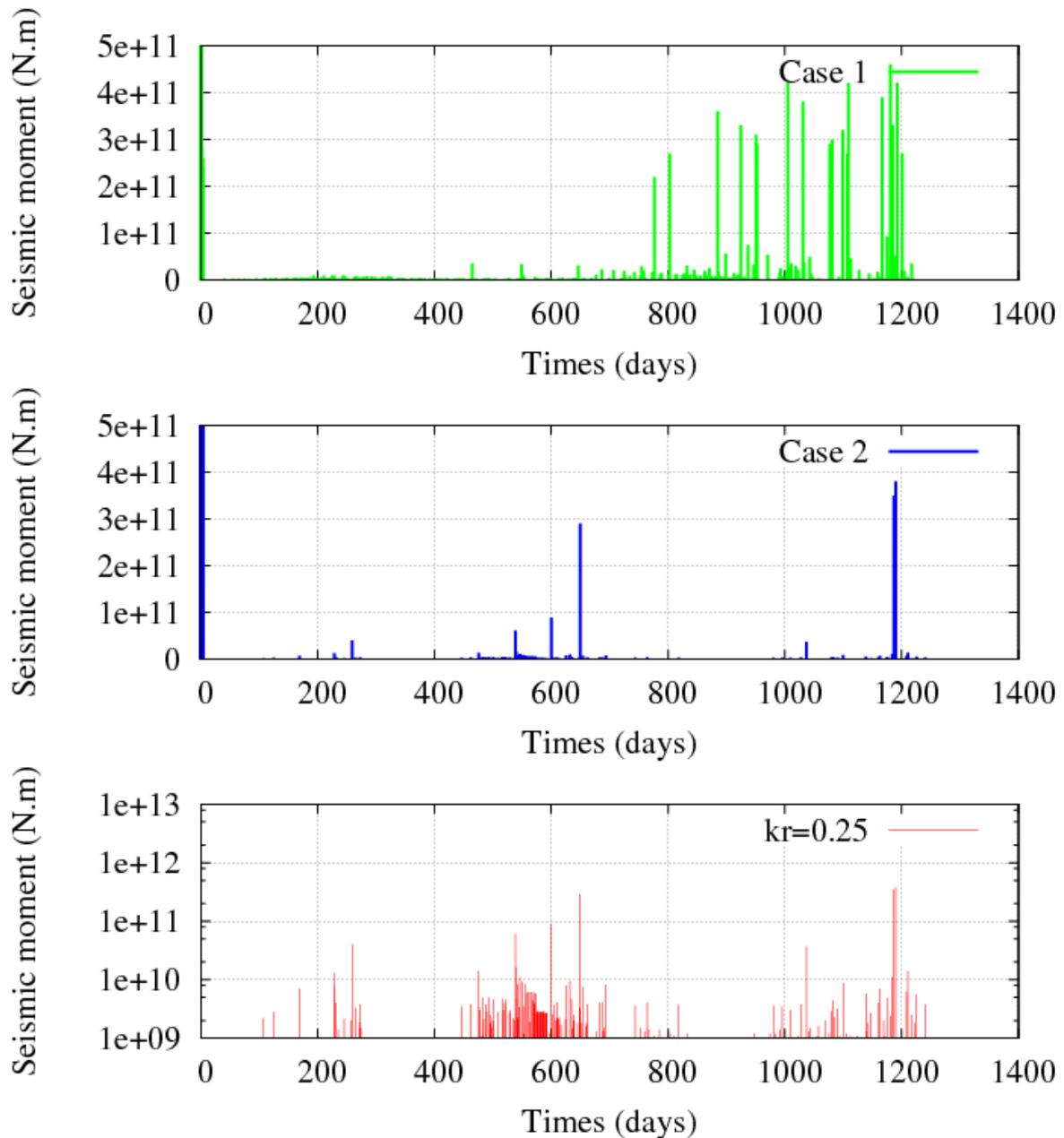


Figure 3.34 : Moments sismiques simulés pour le test de longue circulation. Cas 1 (Haut), avec une pression et température moyenne constante tout au long du test. Cas 2 (Milieu), avec la température et la pression d'injection variables au cours du temps et Cas 3 (Bas), même situation dans une échelle logarithmique pour les moments, montrant mieux l'apparition des événements de rupture en trois bouffées successives.

Si l'on regarde la Figure 3.29, on remarquera que la plus grande pression d'injection a eu lieu au bout de 270 jours (12 MPa), mais le nombre des événements calculés à ce moment-là n'est pas aussi important que celui obtenu pour la 10^{ème} phase (entre 500 et 600 jours) où la pression est cependant moins forte (10.8 MPa). Ceci s'explique par le fait que, dans notre modèle, l'effet de la contrainte thermique devient importante au fil du temps et que celle-ci s'ajoute à la contrainte hydraulique, et

qu'à 250 jours, la contrainte thermique accumulée était encore insuffisante pour activer de nombreuses ruptures en phase avec le pic de pression. Après 500 jours, la composante d'origine thermique de la contrainte n'est pas suffisante pour induire seule des ruptures, mais combinée à un accroissement de pression de moins de 1 MPa en tête de puits d'injection (de 9.5 à 10.8 MPa), des ruptures sont obtenues, avec des moments modérés. Ces moments sont en tous cas inférieurs à ceux obtenus lors la première série de ruptures des 5 premiers jours, puisque les sauts de contraintes dus à l'écart entre friction statique et friction dynamique lors des ruptures sont à peu près constants et que la cohésion a été perdue. Le modèle indique donc qu'une certaine probabilité de retour de l'activité sismique en un même point peut être envisagée sur le très long terme, tant que du cisaillement est disponible et tant que le refroidissement se propage. Du point de vue expérimental, cela signifie que des évènements sismiques devraient se répéter en ces mêmes points, avec des ondes générées de formes semblables : des 'multiplets' devraient être observables à partir d'un certain délai et permettre des interprétations plus précises de localisations des sources (Asanuma et al., 2010). Bien plus, ces évènements marqueraient effectivement le cheminement du fluide et seraient en rapport avec le débit le long des fractures et ne seraient pas seulement des indicateurs du signal de pression, comme le sont les micro-séismes enregistrés lors des phases de stimulation initiales. Ce serait là un indice très important pour mettre à jour la compréhension du régime hydraulique et les extensions des surfaces balayées par les fluides qui peuvent s'établir à travers un réservoir EGS.

On peut aussi déduire de cet ensemble d'expériences numériques que le fait de varier la pression ou le débit d'injection pourrait permettre d'éviter l'accumulation des contraintes dues à la température et donc d'éviter des activités sismiques tardives de plus forte magnitude. C'est un point intéressant à considérer pour établir des mesures préventives pour de futures exploitations.

En comparant les dates d'apparition et nombres de ruptures dans la simulation PTV (Figure 3.33) et le nombre des évènements micro-sismiques enregistrés sur le terrain (Figure 3.3), nous constatons bien qu'il y a une forte ressemblance, ce qui nous donne confiance dans la physique incorporée dans ce modèle. Cette constatation nous confirme de plus que l'approche d'un comportement moyenné à long terme n'est pas appropriée, puisque dans le régime équivalent choisi, il faut attendre longtemps pour voir le mécanisme de rupture se remettre en place par effet thermique seul.

3.3.5.3 - Représentation spatiale des activités micro-sismiques en 3D

Dans ce paragraphe nous représentons, en 3D, les activités micro-sismiques simulées durant les tests de circulation selon les hypothèses du régime PTV (pression et température variable) et PTC (Pression et température constant). Ces micro-séismes sont donc postérieurs à ceux générés par la stimulation hydraulique (Phase RT2A046) qui sont trop nombreux pour être dessinés. Nous avons préparé des sorties des résultats produits au cours du temps à trois dates, séparées d'une année (Figure 3.34 et Figure 3.35). Les moments sismiques et les coordonnées des fractures en rupture ainsi que tous les paramètres calculés sont stockés au cours de chaque étape de 1 an. Ces trois dates choisies coïncident avec les moments où les paramètres d'injection sont importants pour le test de circulation PTV. La première année coïncide avec la phase (au bout de 270 jours) où la pression d'injection est à son summum soit 12 MPa. La deuxième phase correspond à une phase où la pression d'injection est plus importante que la contrainte mineure à la cote du réservoir, soit une pression d'injection de 10,8 MPa. Dans la troisième et dernière phase, la pression d'injection est inférieure à la pression du réservoir soit 9.5 MPa. Avec ces représentations, nous avons voulu montrer comment se propageaient dans l'espace des activités micro-sismiques induites par l'effet combiné de la pression d'injection et la contrainte thermique. Il faut remarquer que la plupart des ruptures ont des moments plutôt faibles de l'ordre de 10^{+10} N.m (magnitudes correspondantes entre 0 et 1), et ne sont donc relatives qu'au glissement d'un seul ou de quelques disques et pas d'un agrégat de plusieurs disques.

Nous remarquons d'une manière générale aussi que la direction principale de propagation de ces ruptures est vers le bas à partir de RH12, aussi bien dans le cas de la simulation PTC que PVT, en relation claire avec la propagation du front de refroidissement.

Il est intéressant de noter que, dans les deux cas, un cheminement direct apparaît entre la deuxième et la troisième année dans la partie haute du réservoir circulé. Aussi, on constate que les ruptures simulées de plus fort moment arrivent tardivement dans les deux cas et sont localisées à la proximité de RH15, en sortie du réservoir sur ce cheminement. Ces zones sont celles où la simulation de la stimulation initiale n'a pas pu avoir d'effet, puisque la pression hydrostatique était imposée en RH15, mais où l'effet du refroidissement peut permettre par la suite d'atteindre en deux ans le critère de glissement. Cette remarque est intéressante car elle signifie que d'une manière générale, les zones vues par la micro-sismicité lors d'un test de stimulation *in situ*, qui reflètent des zones de perturbation de pression et non les zones naturellement circulantes sans augmentation forte de pression fluide, seront très probablement différentes des zones attendues plus tard par la sismicité induite due aux contraintes thermiques, naturellement liées aux zones circulantes.

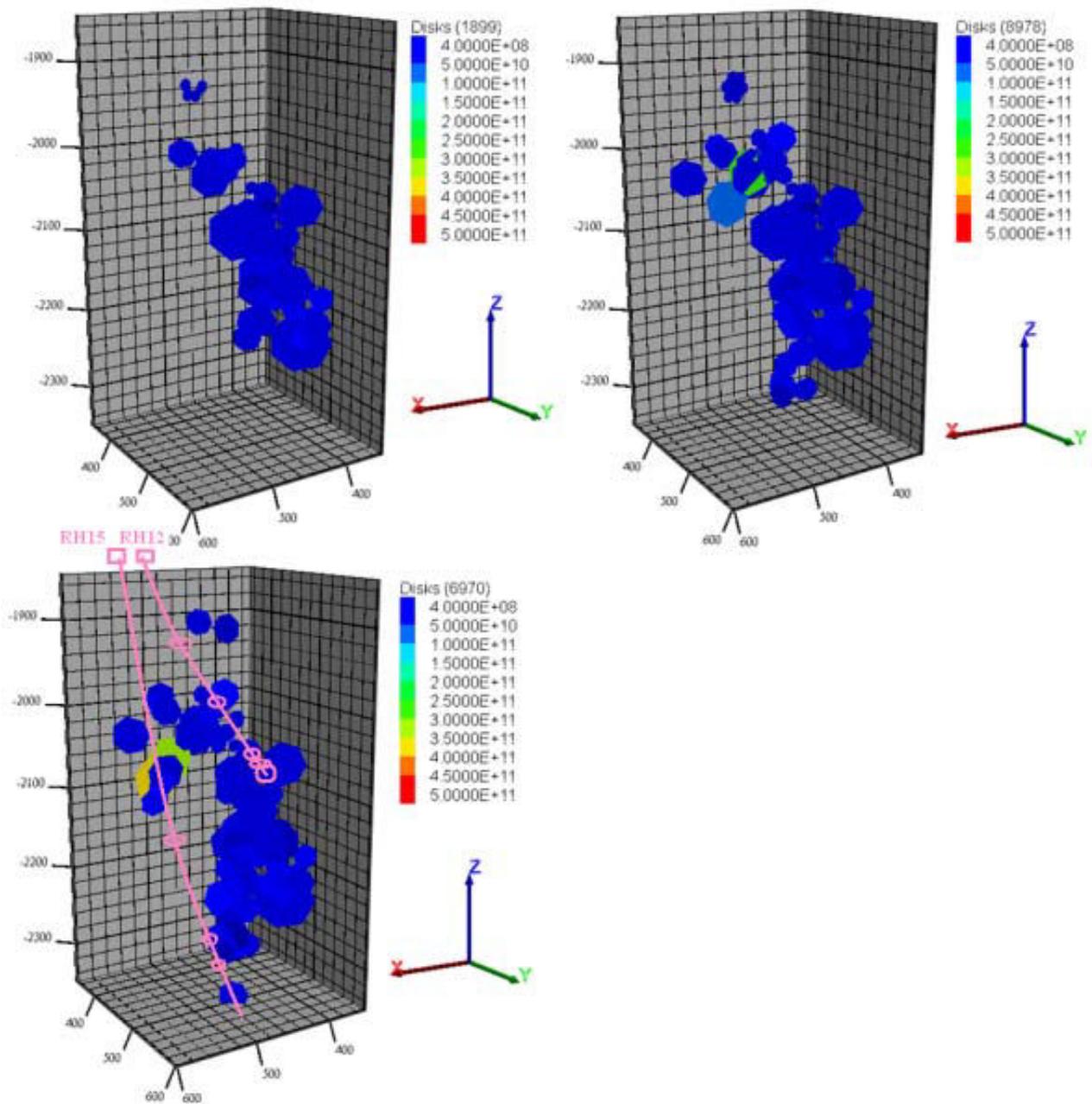


Figure 3.35 : Evolution dans l'espace des lieux de rupture et des moments sismiques durant le test de circulation avec l'hypothèse PTV. En partant de la gauche vers la droite, évènements obtenus entre la date 0 et la date 1 an, évènements entre la date 1 an et la date 2 ans, évènements obtenus entre la date 2 ans et la date 3 ans. En rose, le puits d'injection RH12 et de production RH15, avec, superposées, les traces des disques d'entrée et sortie. La gamme de couleur est relative au moment calculé de la rupture.

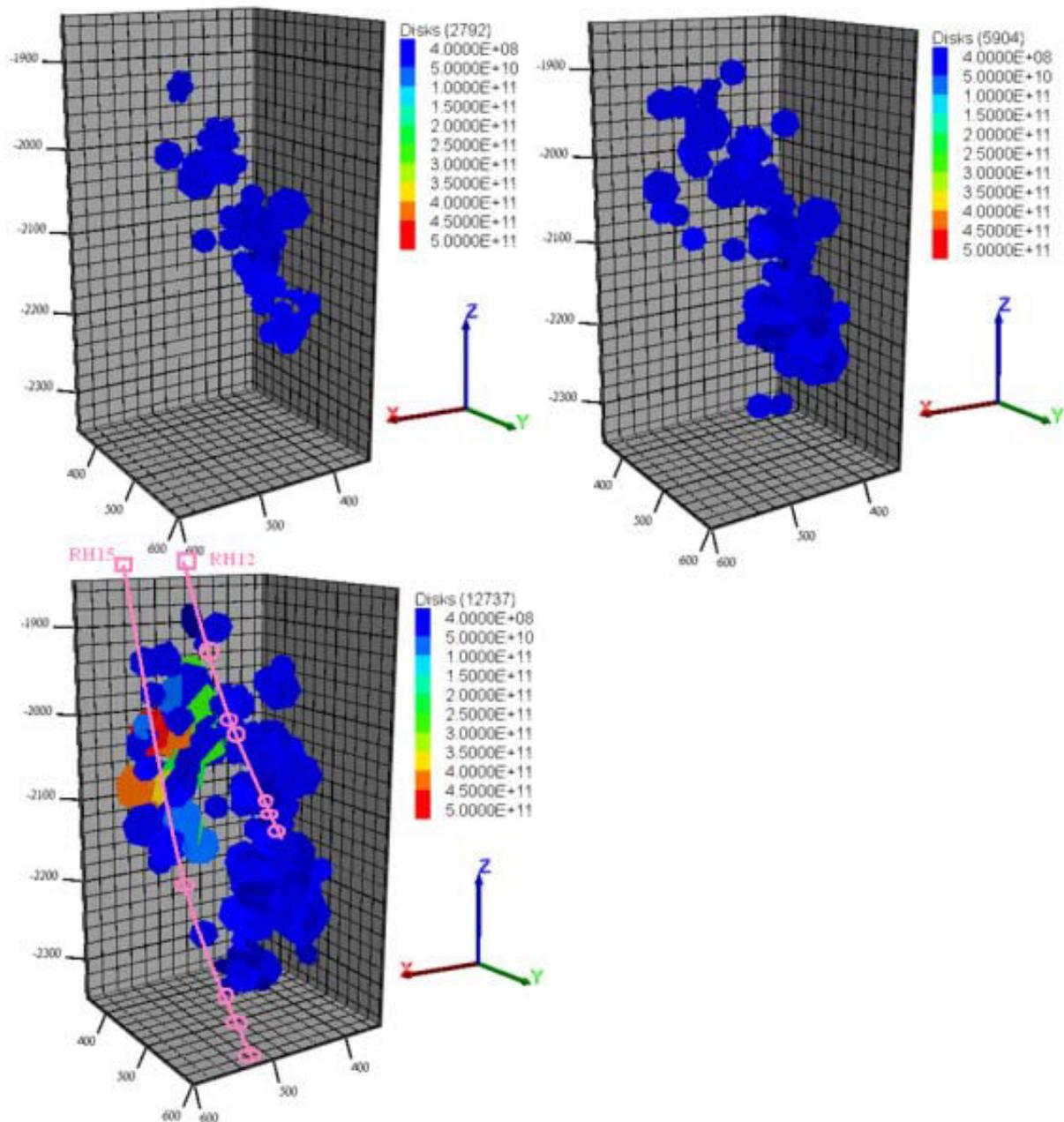


Figure 3.36 : Evolution des lieux des ruptures et des moments sismiques durant le test de circulation suivant l'hypothèse PTC de pression et température constante, en partant du gauche vers la droite entre les dates de 0 et 1 an, entre 1 et 2 ans et entre 2 et 3 ans. En rose, le puits d'injection RH12 et de production RH15 avec, superposées, les traces des disques d'entrée et sortie.

3.3.6 - Tests de sensibilité effectués pour guider les divers essais lors de la calibration des modèles

3.3.6.1 - Rôle du coefficient Kr sur la caractérisation hydraulique à long terme du réservoir

Ce coefficient est celui qui permet de convertir le refroidissement moyen d'un bloc de roche en contrainte de traction sur les faces de ce bloc. Lorsqu'il est faible, cela signifie qu'une grande partie de la déformation est accommodée dans le bloc par des déformations le long de fractures pré-existantes de taille inférieure au seuil fixé pour générer les réseaux par exemple. Lorsqu'un accroissement de contrainte de traction est calculé sur un disque, il s'ajoute avec l'effet de la pression pour diminuer l'effet de fermeture de la contrainte normale. Comme la loi de fermeture est non linéaire et qu'une fracture est d'autant moins raide qu'elle supporte une contrainte effective faible, on voit qu'un même effet thermique peut avoir des effets hydrauliques différents sur des fractures d'orientation différente. Pour ce coefficient, tout autre paramètre restant à sa valeur « idéale », nous avons fait trois tests avec des valeurs respectives de $Kr = 0.1$; $Kr = 0.25$; $Kr = 0.5$. Nous rappelons que la valeur retenue dans le modèle calé est la valeur du coefficient de 0.25. Les Figure 3.36 et Figure 3.37 résument ce test.

Dans la Figure 3.36 nous remarquons qu'en augmentant la valeur du coefficient de restriction Kr , la température de production diminue plus rapidement. Dans le réseau testé, au bout de trois ans la température de production est de 30°C pour le cas où le coefficient Kr vaut 0.5. Cette valeur est très proche de la température d'injection. Nous en déduisons donc, qu'à force d'augmenter la valeur de Kr , nous réduisons la taille de l'échangeur de chaleur et le vieillissement du réservoir s'opère plus rapidement. Les différents chemins géométriques d'écoulement interceptant les puits de production sont toujours identiques mais leur efficacité se réduit avec l'augmentation de ce coefficient de restriction et le réservoir se comporte de plus en plus comme un seul chemin d'écoulement avec une faible surface, parcouru par un débit de plus en plus important, car la condition d'injection est un niveau de pression maintenu constant dans les différents tests. C'est ce que montre la Figure 3.37.

Dans la Figure 3.37, l'augmentation de la valeur du coefficient Kr entraîne une augmentation du débit calculé dans le puits de production RH15. Pour le cas où le coefficient Kr vaut 0.5, nous remarquons que nous produisons plus que ce qu'on a injecté dans la réalité du site expérimental. En prenant comme exemple les 300 derniers jours, où dans la réalité on injecte 0.024 m³/s, nous en produisons 0.029 à 0.039 m³/s par le modèle, soit 1.6 fois de plus que les flux réellement mis en circulation.

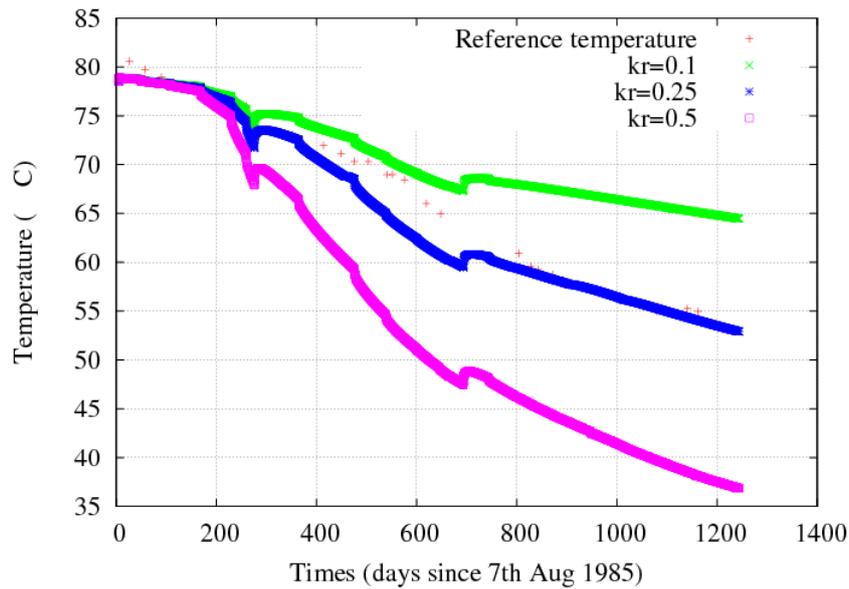


Figure 3.37 : Température de production pour différentes valeurs du coefficient kr et données de terrain (rouge)

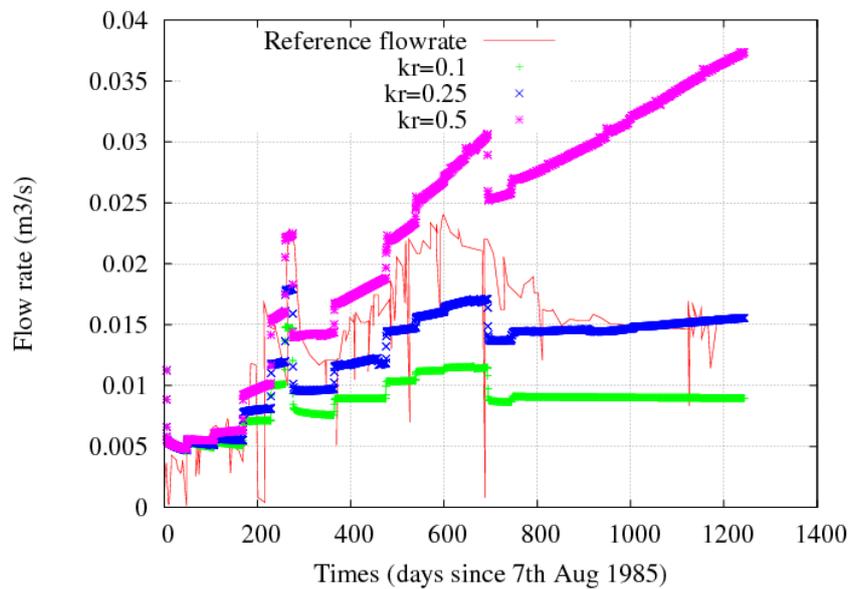


Figure 3.38 : Débit de production simulé pour différentes valeurs du coefficient Kr et données de terrain (rouge)

En réalité nous produisons un débit variant de 0.014 à 0.015 m^3/s sur cette même période. Ceci peut s'expliquer du fait de la modification des perméabilités avec le changement du coefficient Kr . Plus Kr est fort, plus le débit circulant sous une même différence de charge devient fort avec le temps. Ceci n'a pas réellement été observé sur le site. Lorsque Kr est faible, le refroidissement n'agit plus sur la

mécanique ni sur le calcul de l'épaisseur hydraulique mais seulement sur la conductivité hydraulique qui dépend de la viscosité du fluide.

3.3.6.2 - Moments sismiques associés aux différents niveaux du coefficient K_r

Dans la Figure 3.38, on veut étudier la relation entre les ruptures en cisaillements, donc aussi les micro-séismes simulés et la variation du coefficient K_r . Dans le cas où le coefficient K_r est fixé à 0.1, on constate que les moments sismiques des ruptures obtenues sont très faibles. La raison est que très peu de disques peuvent à nouveau se cisiller après l'étape de stimulation RT2A046, dans l'espace de l'enveloppe de stimulation simulée à 3.5 jours dans ce test RT2A046. Le modèle géométrique étant d'extension limitée, cette condition n'est possible que pour peu d'éléments.

A l'opposé, la Figure 3.38 montre que plus on se rapproche d'une valeur élevée du coefficient de K_r plus les ruptures avec moment sismique élevé deviennent fréquentes. En prenant comme exemple le cas où le coefficient K_r vaut 0.5, le moment sismique est très important en termes de nombre mais aussi en termes d'intensité, à cause du transfert plus effectif des contraintes calculées dans le bilan des forces appliquées aux fractures du modèle. Les rôles joués par la pression et la température peuvent être bien combinés dans ce cas. A chaque fois que la pression d'injection dépasse la valeur de la contrainte minimale au réservoir, voisine de 10 MPa, nous avons l'apparition d'une salve de ruptures avec quelques fractures où le moment calculé est important. Ce n'est pas l'effet de la pression seule qui est responsable. En comparant les Figure 3.33 (bas) & Figure 3.38, on peut observer que la rupture la plus forte est plus élevée avec $K_r=0.5$ ($M_w=2.3$ au lieu de $M_w=1.7$) qu'avec $K_r=0.25$, et que la date de l'événement est également avancée dans le temps d'environ 60 jours.

L'apparition des ruptures dans les derniers jours du test de trois années de circulation avec $K_r=0.5$ (autour de la date 1200 jours), où nous imposons une pression de 9.5 MPa et une température d'injection de 20°C est aussi liée à la contrainte thermique due au refroidissement du réservoir qui s'accumule au fil du temps et qui s'ajoute à l'effet de la pression. Ces événements ne sont pas visibles dans les simulations avec les valeurs testées de K_r inférieures.

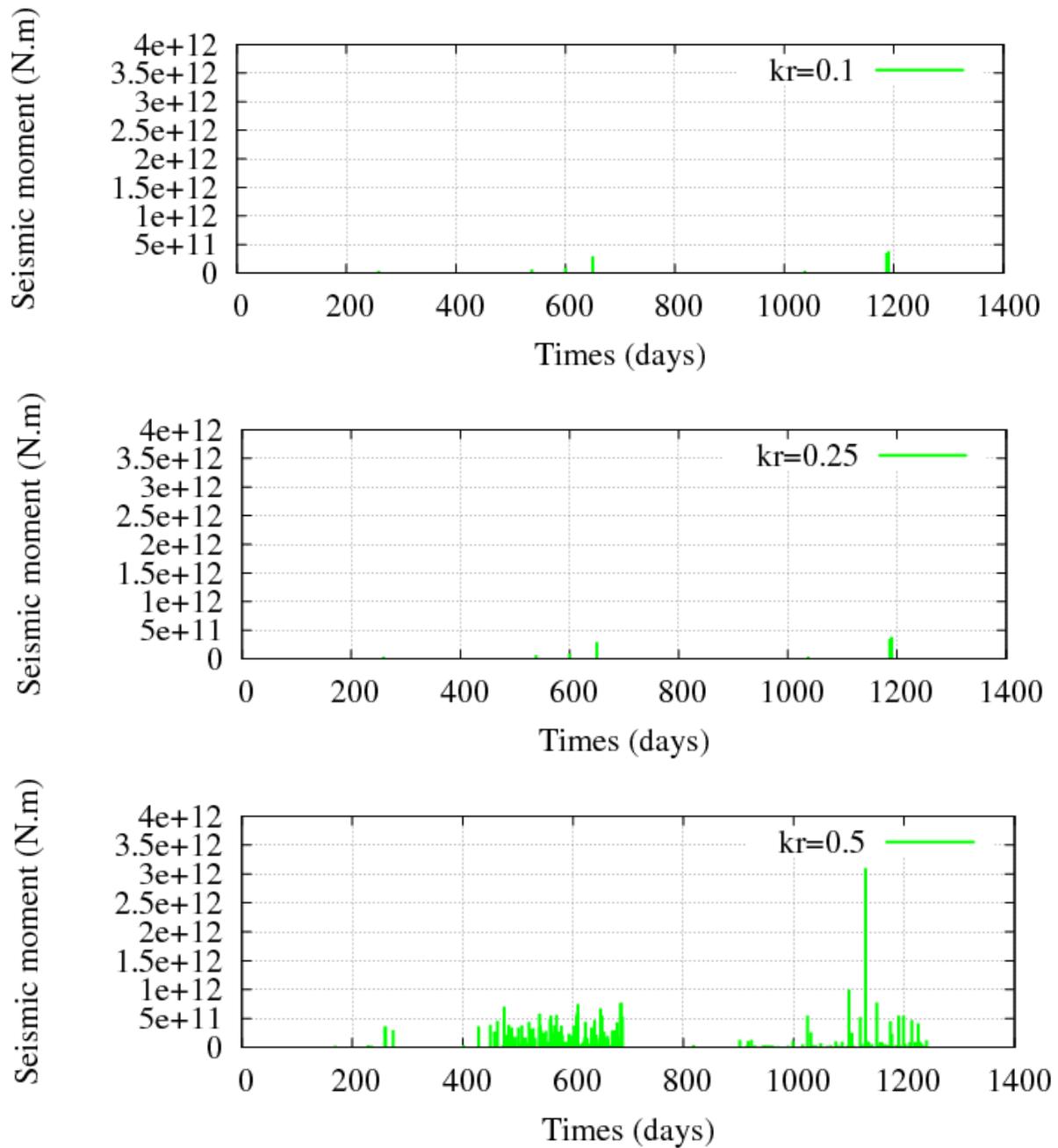


Figure 3.39 : Moments sismiques calculés pendant le test de circulation 2B/2C pour différentes valeurs du coefficient d'abattement Kr

3.3.6.3 - Rôle du paramètre épaisseur initiale des fractures dans le processus de calibration à long terme

Le test consiste à faire varier l'épaisseur maximale sous contrainte nulle des fractures entre 250 et 500 microns, en appliquant cette valeur de manière uniforme pour chaque famille de fractures. Il faut se rappeler aussi que dans le modèle calé, ces épaisseurs des fractures varient entre 335 et

550 micromètres, et plus précisément toutes les familles ont une épaisseur de 550 micromètres sauf la dernière famille dite famille à « court-circuit » qui a une épaisseur de 335 micromètres.

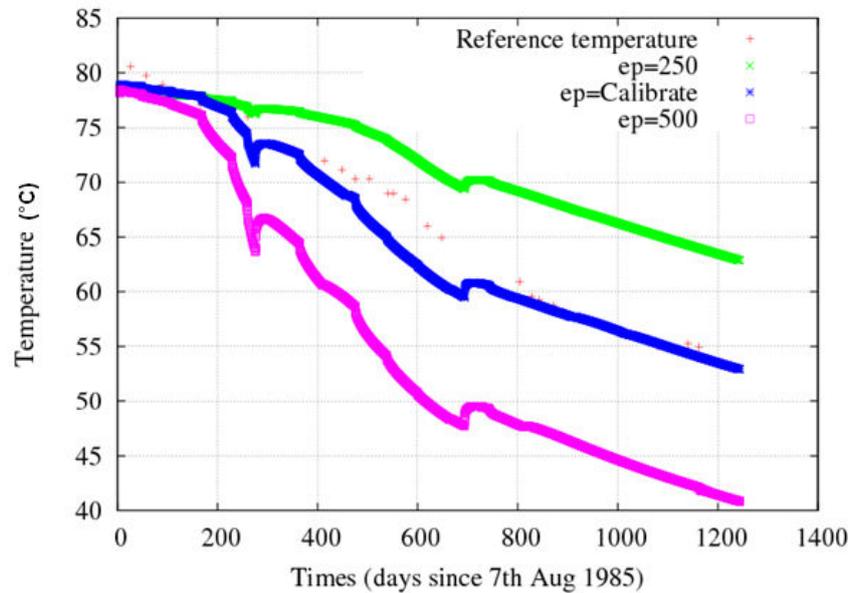


Figure 3.40 : Effet du choix d'une épaisseur égale pour toutes les familles. Température de production pour différentes valeurs du paramètre épaisseur, les données de terrain étant en rouge

Comme on peut voir sur les Figures 3.39 et 3.40, en faisant augmenter l'épaisseur des fractures du réseau d'un facteur 2, par exemple de 250 à 500 microns, le débit mis en circulation sous une même différence de charge est augmenté en raison de l'accroissement des perméabilités et le débit de production augmente en conséquence, ici dans un facteur 5, ce qui se traduit, côté température, sur la Figure 3.39, par une exploitation plus rapide de la chaleur de la roche et par une diminution plus rapide de la température de l'eau produite. On constate le rôle important de la famille 5 dans ce modèle, puisque en modérant la perméabilité de cette famille seule, on arrive à pénaliser le réseau en entier et obtenir un couple (débit, température) de production à peu près satisfaisant tout au long des trois années de test. Il est clair qu'une amélioration pourrait être obtenue avec une loi de comportement hydraulique de cette famille 5 qui lui serait spécifique pour que son rôle soit plus marqué lorsque les pressions sont fortes (comme lorsque on teste la valeur de 500 microns) et plus atténué en période où la pression est en dessous de 10 MPa (comme lorsque on teste la valeur 250 microns), ce qui peut s'obtenir avec une raideur à l'origine plus faible dans la courbe (fermeture, contrainte normale) utilisée.

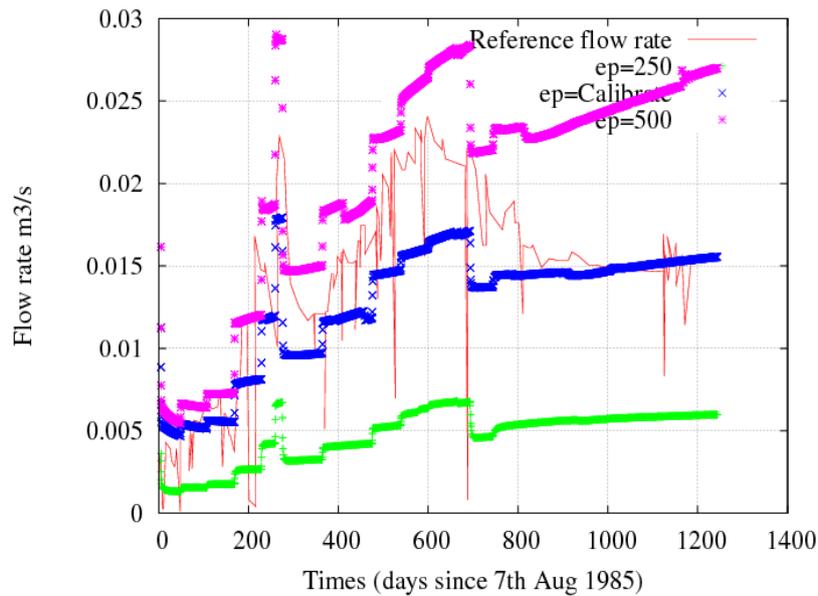


Figure 3.41 : Débit de production pour différentes valeurs de l'épaisseur de la fracture, les données de terrain figurant en rouge

3.3.6.4 - Test sur la densité des fractures de la famille simulant le « court-circuit » issue de l'opération de fracturation hydraulique au gel du puits RH15

Comme on sait que sur le site de Rosemanowes, l'opération de fracturation hydraulique RT2B022 s'est soldée par la création d'un sous-réseau de fractures responsable d'un « court-circuit », provoquant le refroidissement rapide du réservoir, notre modèle incorpore un petit sous-volume rempli d'une famille spécifique de forte densité de fractures, fixée à $30 \cdot 10^{-5}$ fracture/m³, d'orientation parallèle à l'orientation de la contrainte horizontale majeure à cette profondeur et de loi de longueur similaire à celle des autres familles. Ces éléments supplémentaires ne sont donc pas connectés entre eux et ne forment pas à eux seuls un chemin direct entre les deux puits. On a fait un test sur cette dernière famille en faisant diminuer la valeur de sa densité. Cette variation sur un volume d'espace limité n'affecte pas la géométrie globale du modèle. Les valeurs de densités testées sont de 10 à 100 fois inférieures à la densité du modèle calé. Dans ce contexte nous avons fait des tests pour des valeurs des densités telles que $3 \cdot 10^{-5}$, $0.3 \cdot 10^{-5}$. Le cas de la densité la plus faible coïncide en fait avec la situation où ce sous-volume est quasi inexistant.

On comparant les deux cas de densité respective ($30 \cdot 10^{-6}$, $30 \cdot 10^{-7}$) avec le modèle initial de densité ($30 \cdot 10^{-5}$) nous calculons moins de connexion entre les fractures lors de l'analyse de la connectivité du réseau et également moins d'intersections avec les puits d'injection RH12 et de production RH15 (Tableau 3.9).

Modèle avec une densité de fracture de	Nombre de connexion	Nombre de fracture interceptant le puits RH12	Nombre de fracture interceptant le puits RH15
$30e^{-5}$	96473	9	12
$30e^{-6}$	95684	6	5
$30e^{-7}$	95664	6	5

Tableau 3.9 : Impact de la variation de la densité de la famille « court-circuit » sur la géométrie du réseau

En comparant le test où la densité des fractures est de $30e^{-7}$ avec le modèle initial (modèle de départ), on constate l'importance de ces quelques éléments supplémentaires dans la connexion générale du réseau entre les deux puits. Le débit de production est de l'ordre de 15 % du débit injecté en fin de test de circulation et varie entre 2 L/s et 3 L/s, ce qui est un débit très faible, et qui est de l'ordre de ce qui circule par exemple entre les puits RH12 et RH11 dans les tests de la phase 2A. On peut dire qu'avec une densité des fractures 10 à 20 fois moindre que la densité initiale de la famille permettant le « court-circuit », nous constatons qu'il y a beaucoup de fluide perdu vers les limites latérales du modèle. Avec les valeurs faibles de densité pour cette famille « court-circuit », le profil de température varie peu et décroît en trois années de circulation avec seulement quelques degrés, 80 à 79°C, c'est-à-dire qu'il n'y a presque aucun changement.

Le moment sismique par contre n'apparaît pas affecté par ce paramètre. Le refroidissement a tout de même lieu dans le réseau, même si l'eau n'est pas produite par le puits RH15 (Figure 3.41) et les contraintes se développent. Par contre les intensités et le nombre des micro-séismes induits sont légèrement différents. Les moments sismiques de la simulation avec la densité de fractures la plus faible de $30 \cdot 10^{-7}$ sont plus importants en termes d'intensité et en terme de nombre, par comparaison au modèle calé où un cheminement existe pour concentrer le flux.

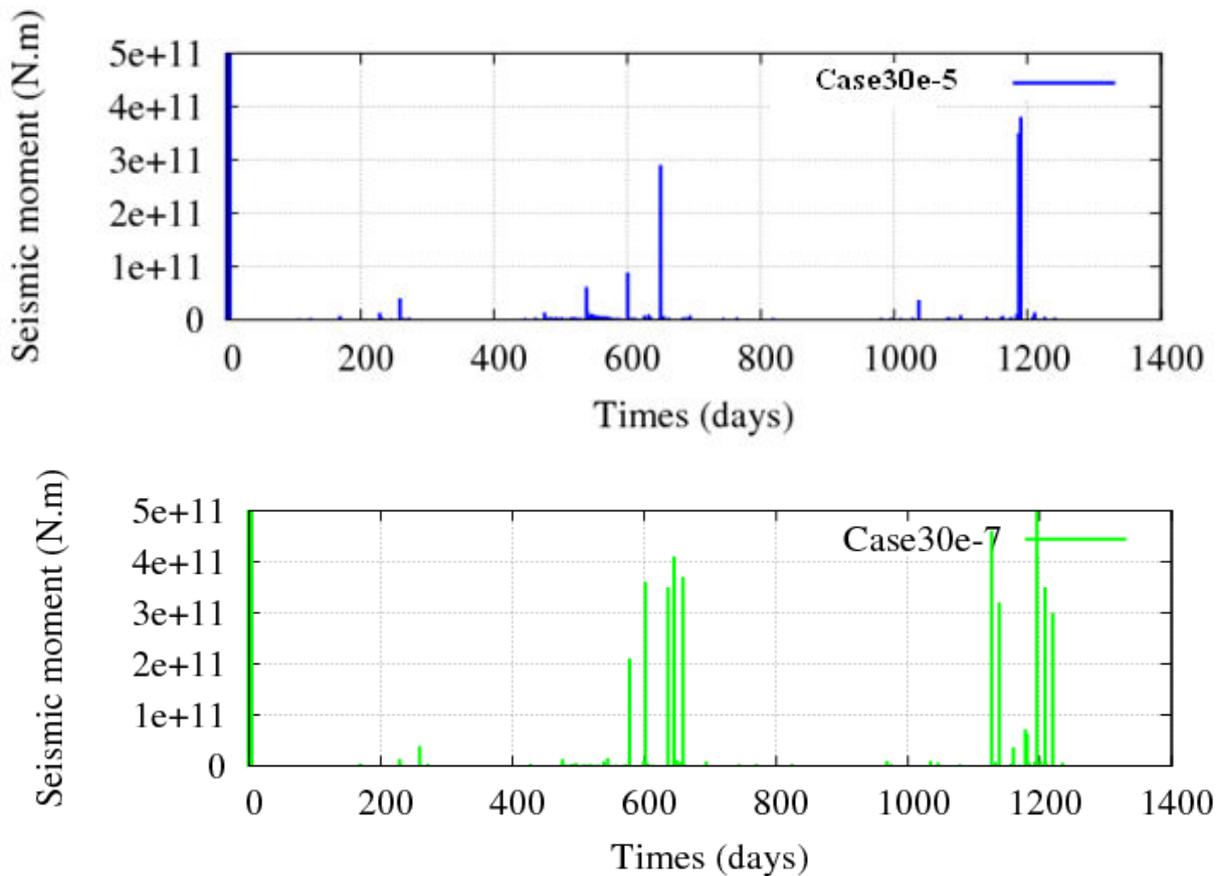


Figure 3.42 : Moment sismique pour le test de longue circulation principale (3 ans), pour différentes valeurs de densité de la famille « court-circuit »

3.4 - Conclusion sur l'application à un jeu de données historiques

Après la vérification et la validation du couplage THM intégré dans le code FRACAS sur des modèles géométriques simples, nous avons mis en place dans ce troisième chapitre un modèle de terrain basé sur un jeu de données réelles recouvrant tous les domaines d'intérêt, hydraulique, mécanique, thermique et sismique, suivant deux approches *déterministe* puis *stochastique*. Ces modèles, dont la géométrie (nombre, forme et taille des portions de plans, orientation) et les propriétés physiques ont été tirées des observations effectuées sur le site de Rosemanowes (UK), sont une première tentative numérique pour la représentation des interactions couplées sur un cas réel, relativement complexe, spécifique au domaine de la géothermie en roches profondes fracturées. L'originalité vient de la nécessité de devoir tenir compte des multiples phénomènes physiques qui se combinent pour essayer de satisfaire au mieux à la variété et à la quantité des données observées, directement ou indirectement.

Dans la première partie, à partir d'une description déterministe faite de 11 portions de plans verticaux appartenant à trois directions distinctes, nous avons pu obtenir des résultats qualitativement et quantitativement similaires à ceux des données de terrain, dans les domaines de l'hydraulique, température et mécanique. Avec ce premier travail, nous avons confirmé certaines hypothèses discutées dans les travaux antérieurs avec des modèles plus simples, en particulier, le phénomène de « court-circuit », qui se traduit par un volume du réservoir effectif plus petit que le réservoir escompté. En étudiant aussi les 6 fractures principales de production de ce modèle déterministe, nous avons pu remarquer qu'il se créait avec le temps des chemins d'écoulement préférentiels, fortement refroidis le long des intersections avec les fractures connectées au puits d'injection, dans lesquels plus que la moitié des fluides injectés transitaient, ce qui est la cause du refroidissement rapide observé de la température de production sur ce site. Ce phénomène de « court-circuit » observé dans le site de Rosemanowes serait donc le résultat d'opérations de développement du réservoir par des opérations de fracturation hydraulique surdimensionnées, qui ont compromis la performance du réservoir, et rendant donc impossible sur ce site l'idée d'une exploitation économique de démonstration dans les années 1990. Au cours des calculs, différentes hypothèses ont été faites sur quel poids effectif attribué à la contrainte thermique dans le bilan en contrainte normale sur les fractures. Nous avons trouvé que le bon ordre de grandeur à considérer pour ce site était de 25 % de cette contrainte, c'est-à-dire l'équivalent d'un supplément de pression de l'ordre de 0.6 à 1 MPa. En intégrant la contrainte thermique dans le calcul du critère de Coulomb pour la stabilité en cisaillement, des ruptures supplémentaires peuvent être simulées au bout d'un certain temps, là où la pression seule n'y parviendrait pas. Mais ces « microséismes » qui à leur tour vont soit améliorer la perméabilité des fractures productives, soit favoriser la perte de fluide injecté vers les autres limites du modèle n'ont pas été discutés dans le cadre du modèle à géométrie déterministe simplifiée.

Dans la seconde partie de ce chapitre, le couplage thermo-hydro-mécanique se développe dans un modèle 3D de réseau aléatoire, selon une approche discrète. Ceci nous a permis un rapprochement supplémentaire avec la réalité, pour mieux étudier le phénomène de refroidissement le long de chemins préférentiels en réseau et ainsi associer dans le temps et dans l'espace le processus d'accroissement de pression fluide, refroidissement de la roche, accumulation de contrainte thermique, rupture en cisaillement d'une certaine surface et calcul d'un moment de rupture. Des microséismes de magnitude significative ont pu être simulés, parfois concentrés dans certaines zones particulières du réseau de fractures. Il est apparu au cours de ces simulations numériques que la modélisation d'un régime d'écoulement moyen équivalent sur la durée totale de l'expérience pouvait être acceptable pour le processus thermique, si l'on s'intéresse uniquement à la température de sortie du réservoir, mais ne renseignait pas correctement sur l'histoire mécanique, observable par le biais de la sismicité induite.

Le fait que la contrainte thermique s'ajoute à l'effet de la pression avec une constante de temps liée à la diffusivité de la température plus longue que les effets de diffusivité de la pression fluide, entraîne de manière différée la baisse de la contrainte effective et c'est ce qui va initier le glissement tardif des fractures et déclencher des activités micro-séismiques, même si les conditions de pression ne semblent pas critiques. Nous avons également vu que, selon notre approche, les moments des ruptures calculés sont moindres que ceux obtenus sur ces mêmes fractures lors de la stimulation initiale par surpression hydraulique lors de l'étape de création du réservoir. Cependant inexorablement le refroidissement travaille à faire avancer dans le temps les fractures vers une situation instable, même celles qui n'avaient pas été cisailées préalablement par un essai de stimulation. Des micros-séismes, d'amplitudes comparables à celles vues pendant la période de création du réservoir, sont donc encore possibles tout au long de la vie du réservoir. Pour remédier au risque de ressentir en surface des effets non acceptables à une date tardive, il nous semble utile de préconiser la technique de double stimulation au moment de la création du réservoir, c'est-à-dire stimuler chaque ouvrage, séparément ou éventuellement dans un même test, de façon à mieux détendre la partie interne du réservoir entre les forages. Il nous semble également utile de pouvoir périodiquement effectuer des pulses de pressions pour provoquer, selon un calendrier fixé par l'opérateur, la libération des contraintes. Par exemple sur le cas de Rosemanowes, il nous est apparu que le réservoir retrouvait un état critique après environ un délai d'une année de circulation supplémentaire.