



Titre: Simulation numérique d'un protocole d'injection cyclique et de la
Title: sismicité induite dans des conditions de volume et temps constants

Auteur: Salma Nainia
Author:

Date: 2025

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Nainia, S. (2025). Simulation numérique d'un protocole d'injection cyclique et de
Citation: la sismicité induite dans des conditions de volume et temps constants [Master's
thesis, Polytechnique Montréal]. PolyPublie. <https://publications.polymtl.ca/68615/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/68615/>
PolyPublie URL:

**Directeurs de
recherche:** Antoine Jacquey
Advisors:

Programme: Génie civil
Program:

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

**Simulation numérique d'un protocole d'injection cyclique et de la sismicité
induite dans des conditions de volume et temps constants**

SALMA NAINIA

Département des génies civil, géologique et des mines

Mémoire présenté en vue de l'obtention du diplôme de *Maîtrise ès sciences appliquées*
Génie civil

Août 2025

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

Ce mémoire intitulé :

**Simulation numérique d'un protocole d'injection cyclique et de la sismicité
induite dans des conditions de volume et temps constants**

présenté par **Salma NAINIA**

en vue de l'obtention du diplôme de *Maîtrise ès sciences appliquées*
a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

Benoit COURCELLES, président

Antoine JACQUEY, membre et directeur de recherche

Robert VIESCA, membre

REMERCIEMENTS

Je tiens à remercier d'abord et avant tout mon directeur de recherche Mr Antoine B. Jacquey qui a été une grande source de soutien pour moi durant ces deux ans. Je suis très reconnaissante pour son aide tout au long de ma recherche et pour sa supervision qui m'a permise de mieux me situer et garder en vue mes objectifs. Être sous sa supervision a été pour moi une expérience très enrichissante grâce à son expertise en la matière qui m'a permis d'approfondir ma compréhension du problème et des enjeux s'y relatant. Je tiens surtout à reconnaître l'effort immense qu'il a fourni vers la fin de mon mémoire pour tout lire et me faire part de ses remarques détaillées alors que les délais étaient tellement serrés.

Je présente mes remerciements à la Polytechnique de Montréal qui m'a permis d'explorer un nouvel aspect du génie civil ; celui de la recherche. Cette maîtrise a été pour moi une initiation à la recherche et à une facette nouvelle du domaine du génie civil qui me passionne tant et qui ne cesse de m'impressionner par sa richesse.

Je présente également ma gratitude à mon école d'origine l'École Hassania des Travaux Publics qui m'a fourni l'opportunité de réaliser cette double diplomation. Grâce au contact de l'école, j'ai pu explorer les pratiques du domaine dans un milieu radicalement différent, en termes de climats et de coutumes. Ceci m'a été alors très enrichissant et très formateur.

Je suis aussi reconnaissante pour le présent jury qui m'a accordé une part de leur temps pour lire et annoter le présent mémoire. Vous me voyez très honorée de voir mon travail évalué par un jury aussi accompli.

Finalement, je tiens à remercier ma famille et mes amis qui m'ont soutenue dans ce périple vers un nouveau pays. Leur soutien a été pour moi une ancre qui m'a fait garder les pieds sur terre, non sans jamais me limiter à un horizon en particulier. Je remercie particulièrement mes parents et mes frères qui ont toujours été, et continuent d'être, ce repère vers lequel je peux me tourner à tout moment pour retrouver confort et répit. Merci pour tout, j'ai hâte de vous retrouver.

RÉSUMÉ

L'injection souterraine de fluides joue un rôle clé dans plusieurs applications liées à la transition énergétique, notamment la géothermie, le stockage géologique du CO_2 et de l'hydrogène. Bien que nécessaire, cette opération peut provoquer une hausse de la pression interstitielle, susceptible de déstabiliser des failles préexistantes. Un tel déséquilibre peut déclencher des glissements lents dits asismiques. Ces derniers modifient progressivement le tenseur de contraintes environnant jusqu'à réactiver, parfois à distance et avec retard, des failles susceptibles d'induire une sismicité perceptible.

Dans le but de mitiger ce risque, des protocoles d'injection cyclique sont de plus en plus étudiés comme alternative aux injections classiques à débit constant. Il s'agit d'alterner des phases d'injection et d'autres de repos, ce qui serait potentiellement apte à dissiper les pics de pression. Cependant, leurs effets réels sur la dynamique du glissement asismique et sur la propagation des ruptures restent encore peu explorés.

Ce mémoire propose une modélisation numérique de ces protocoles d'injection cyclique à l'aide de la librairie `DDMFaultSlip.jl` développée en langage Julia qui repose sur la Méthode des Déplacement Discontinus. L'étude simule plusieurs scénarios d'injection cyclique puis à taux constant dans des conditions de volume et temps constants. Dépendamment des simulations, on fait varier les paramètres de l'étude ; soient le paramètre de contrainte de faille, le nombre de cycles et la durée des phases de repos. La comparaison des deux protocoles se fait alors à travers l'analyse de la propagation du taux de glissement, du glissement et moment asismiques induits, des fronts de rupture et de blocage, avant et après l'arrêt de l'injection.

Les résultats mettent en évidence l'apparition d'un mode de propagation de la rupture singulier propre à l'injection cyclique. On parle là d'une pulsation secondaire qui progresse vers le point d'injection durant les phases de réinjection avant de reprendre la propagation classique lors de l'injection en mode fissure. Ce mode de propagation retardé se répercute sur l'ensemble des paramètres mesurés aussi bien que l'on repère ce retard dans les fronts de rupture et de blocage et le moment asismique. D'autre part, bien que le protocole cyclique tende à générer plus de glissement et de moment pendant l'injection, il permet de mitiger la rupture après l'arrêt de l'injection. Ces résultats nuancent les avantages souvent attribués à l'injection cyclique.

Ainsi, l'étude conclut que ce type de protocole n'est pas une solution universelle contre la sismicité induite, mais qu'il peut présenter des bénéfices ciblés selon les caractéristiques géomécaniques du site et les attentes du projet.

ABSTRACT

Fluid injection in the subsurface is a key step in many geoenergy operations including geothermal energy production, geological carbon storage and seasonal hydrogen storage. The increase in pore fluid pressure resulting from injection has been recognized as a destabilizing mechanism for surrounding fractures and faults, which can cause aseismic slip. This kind of slip is slow and stable. However, it progresses further and can induce microseismic events or even major seismic one if it meets an unstable fault.

Cyclic injection schedules, alternating high and low or no flow rates are seen as a promising solution to mitigate induced seismicity risks. However, hydro-mechanistic models that evaluate the consequences of cyclic injection, in terms of aseismic slip evolution and propagation of the rupture modes for site-specific conditions, are still lacking. In this study, we use a numerical model based on the Julia library « DDMFaultSlip.jl », using the Displacement Discontinuity Method, to simulate various scenarios of cyclic and constant rate injection. Through these simulations in which we vary the fault stress parameter, the number of cycles and the quiescence period, we compare the propagation of slip rate, aseismic slip and moment, and rupture fronts for both protocols in volume and time constant conditions before and after shut-in.

The results show that the rupture propagates with a delay attributed to a propagation mode specific to cyclic injection called the secondary pulse. It propagates towards the injection point with a growing amplitude during reinjection and resumes crack-like propagation when it reaches said injection point. Such a delay is also observed in the propagation of the rupture and locking fronts. Cyclic injection also generates more aseismic slip and moment before shut-in during injection but induces a slower propagating rupture front after shut-in.

These findings suggest that while cyclic injection is not an overall better option, it offers specific benefits for managing induced seismicity in select contexts. It should be evaluated based on the stress sensitivity and operational constraints of each site.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS	iii
RÉSUMÉ	iv
ABSTRACT	v
LISTE DES TABLEAUX	ix
LISTE DES FIGURES	x
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS	xiii
CHAPITRE 1 INTRODUCTION	1
1.1 Contexte général	1
1.2 Problématique	2
1.3 Objectifs de recherche	3
1.4 Méthodologie du projet de maîtrise	3
1.5 Structure du mémoire	4
CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE	5
2.1 Cas notables	5
2.2 Variantes d'injection	7
2.2.1 Injection à taux constant	8
2.2.2 Injection cyclique	9
2.3 Mécanismes d'affaiblissement des failles	12
2.3.1 Diffusion de la pression	13
2.3.2 Altération du champ de contraintes	14
2.3.3 Réduction du coefficient de frottement	15
2.3.4 Pressurisation thermique	17
2.3.5 Flash Heating	18
2.4 Approches d'étude	19
2.4.1 Approche expérimentale	19
2.4.2 Observations de terrain	21
2.4.3 Approche numérique	21
2.5 Géométrie de modélisation du problème	23
2.5.1 Modélisation tridimensionnelle	23

2.5.2	Modélisation planaire	25
2.5.3	Modélisation axisymétrique	26
2.6	Effet du coefficient de frottement	26
2.6.1	Coefficient constant	27
2.6.2	Coefficient variable	28
2.7	Effet du coefficient de Poisson	30
2.8	Motivations de l’exploration de l’injection cyclique	31
CHAPITRE 3 METHODOLOGIE		33
3.1	Description du modèle	33
3.1.1	Description de la géométrie	33
3.1.2	Hypothèses de travail	35
3.1.3	Description de l’approche numérique	36
3.2	Équations régissant le problème	36
3.3	Librairie DDMFaultSlip.jl	38
3.3.1	Principe de la Méthode des Déplacements Discontinus	38
3.4	Étapes de calcul mathématique	39
3.5	Développement semi-analytique	39
3.5.1	Incrément de la contrainte de cisaillement	39
3.5.2	Condition de plastification	42
3.5.3	Contrainte de cisaillement test	42
3.5.4	Correction de la contrainte de cisaillement	42
3.6	Présentation des paramètres de l’étude	43
3.6.1	Paramètre du site	43
3.6.2	Paramètres de l’injection	45
3.7	Changements apportés à la librairie DDMFaultSlip.jl	47
3.7.1	Fonction de pression pour injection cyclique	47
3.7.2	Étendue spatiale du domaine d’étude	48
3.7.3	La durée de la simulation	49
3.8	Normalisation des paramètres	49
3.8.1	Autosimilarité de l’étude	49
3.8.2	Normalisation adoptée	50
3.9	Variables d’intérêt	51
3.9.1	Au cours d’injection	52
3.9.2	Après l’arrêt d’injection	59
CHAPITRE 4 RESULTATS		62

4.1	En cours d'injection	62
4.1.1	Taux de glissement	62
4.1.2	Glissement asismique	66
4.1.3	Moment asismique	68
4.1.4	Front de rupture	71
4.1.5	Surface active de glissement	73
4.2	Après l'arrêt de l'injection	75
4.2.1	Temps d'arrêt	75
4.2.2	Front de rupture à l'arrêt	76
CHAPITRE 5 DISCUSSION		79
5.1	Propagation de la rupture	79
5.2	Front de rupture post-injection	80
5.3	Surface de glissement totale	81
5.4	Effet des paramètres de l'étude	83
5.4.1	Effet du paramètre de contrainte de faille	83
5.4.2	Effet du ratio du temps de repos	84
5.4.3	Effet du nombre de cycles	85
5.5	Limitations	86
CHAPITRE 6 CONCLUSION		87
6.1	Rappel des objectifs	87
6.2	Synthèse des travaux	87
6.3	Améliorations futures	89
RÉFÉRENCES		90

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1	Exemples d’instances de sismicité induite par une injection souterraine de fluide tirée de [1] (avec droits de reproduction)	5
-------------	---	---

LISTE DES FIGURES

Figure 2.1	Principe d'une injection à taux constant : (a) Évolution du taux d'injection, (b) Évolution de la pression de fluide	8
Figure 2.2	Évolution de la pression pour trois protocoles d'injection : un à pression constant (courbe en vert), un cyclique avec condition de pression constante (courbe en orange) et un avec pression progressive (courbe en bleu) tirée de [2] (open access)	10
Figure 2.3	Évolution de la pression pour un exemple d'injection monotone à taux constant de Q_0 et une cyclique avec condition sur le taux d'injection Q maintenu constant	11
Figure 2.4	Influence de la réduction du coefficient de frottement sur le seuil du glissement dans le domaine de Mohr : (a) Évolution de la limite de rupture selon le critère de Mohr, (b) Réduction du coefficient de frottement en fonction du glissement	16
Figure 2.5	Variation du coefficient de frottement selon la variation du taux de glissement pour de la novaculite de l'Arkansas tirée de [3] (avec droits de reproduction)	17
Figure 2.6	Exemple de modélisation de faille planaire d'épaisseur w dans un domaine 3D	24
Figure 2.7	Modèle de décroissance linéaire du coefficient de frottement en fonction du glissement	29
Figure 3.1	Schéma de la géométrie de notre modèle : (a) Milieu 3D avec injection sur la faille, (b) Protocoles d'injections adoptés dans des conditions de volume et temps constants, (c) Faille planaire et puit d'injection à l'origine	33
Figure 3.2	Évolution temporelle du débit pour une simulation d'injection à taux constant et d'injection cyclique où $\rho_r = 0.75$ et $n = 4$	35
Figure 3.3	Schéma fonctionnel de l'algorithme de résolution numérique	40
Figure 3.4	Facteur d'amplification en fonction du paramètre de contrainte de faille	45
Figure 3.5	Évolution de la pression maximales pour divers scénarios des paramètres d'injection	46
Figure 3.6	Évolution de la pression maximale pour une injection cyclique où $\rho_r = 0.45$ et $n = 6$	48

Figure 3.7	Propagation du taux de glissement adimensionné juste avant l'arrêt ($(\bar{t})_1 = 1.0$) et peu de temps après l'arrêt ($(\bar{t})_2 = 1.008$) pour une faille dont $T=1.0$	53
Figure 3.8	Distribution du glissement asismique en fin d'injection $\bar{t} = 1.0$ pour une injection à taux constant pour $T = 1.0$	54
Figure 3.9	Évolution temporelle du moment asismique maximal au cours de l'injection pour une injection à taux constant et $T=1.0$	55
Figure 3.10	Fronts de rupture et de blocage pour une injection à taux constant avec $T=0.5878$	56
Figure 3.11	Mécanismes causant le glissement asismique pot-injection adaptée de [4] (avec droits de reproduction)	57
Figure 3.12	Surface active de glissement pour un cas d'injection à taux constant avec $T=0.5878$	59
Figure 3.13	Temps d'arrêt adimensionné en fonction du paramètre de contrainte de faille pour une injection à taux constant	60
Figure 3.14	Front de rupture à l'arrêt normalisé en fonction du paramètre de contrainte de faille pour une injection à taux constant	61
Figure 4.1	(a) Profils de l'évolution spatiale du taux de glissement à des pas de temps spécifiques pour une injection cyclique avec $T = 0.0106$, $\rho_r = 0.45$, $n = 4$, (b) Pas de temps correspondant marqués par des croix	63
Figure 4.2	Vitesse moyenne de propagation de la pulsation secondaire au cours des cycles de réinjection pour des simulations où $n = 4$: (a) Vitesse moyenne au cours du premier cycle de réinjection pour des ratio de temps de repos différents, (b) Vitesse moyenene à travers les cycles de réinjection pour $\rho_r = 0.15$	65
Figure 4.3	Distribution du glissement asismique en fin d'injection $\bar{t}=1.0$ pour les deux protocoles d'injection où $T = 0.0106$, $\rho_r = 0.45$, $n = 4$	66
Figure 4.4	Évolution du rapport des glissements asismiques maximaux correspondant aux deux cas d'injection en fonction du paramètre de contrainte de faille : (a) Pour des ratio de temps de repos différents et $n = 4$, (b) Pour des ratio de temps de repos différents et $n = 6$, (c) Pour des nombres de cycles différents et $\rho_r = 0.15$, (d) Pour des nombres de cycles différents et $\rho_r = 0.75$	67
Figure 4.5	Évolution temporelle du moment asismique maximal pour les deux protocoles d'injection où $T = 1.0$, $\rho_r = 0.45$, $n = 4$	69

Figure 4.6	Évolution du rapport des moments asismiques maximaux correspondant aux deux cas d'injection en fonction du paramètre de contrainte de faille : (a) Pour des ratio de temps de repos différents et $n = 4$, (b) Pour des ratio de temps de repos différents et $n = 6$, (c) Pour des nombres de cycles différents et $\rho_r = 0.15$, (d) Pour des nombres de cycles différents et $\rho_r = 0.75$	70
Figure 4.7	Évolution temporelle des fronts de rupture et de blocage pour une injection cyclique où $T = 0.9427$, $\rho_r = 0.45$, $n = 4$	72
Figure 4.8	Évolution du rapport des surfaces actives totales de glissement correspondant aux deux cas d'injection en fonction du paramètre de contrainte de faille : (a) Pour des ratio de temps de repos différents et $n = 4$, (b) Pour des ratio de temps de repos différents et $n = 6$, (c) Pour des nombres de cycles différents et $\rho_r = 0.15$, (d) Pour des nombres de cycles différents et $\rho_r = 0.75$	74
Figure 4.9	Évolution des temps d'arrêts normalisés correspondant aux deux cas d'injection en fonction du paramètre de contrainte de faille : (a) Pour des ratio de temps de repos différents et $n = 4$, (b) Pour des ratio de temps de repos différents et $n = 6$, (c) Pour des nombres de cycles différents et $\rho_r = 0.15$, (d) Pour des nombres de cycles différents et $\rho_r = 0.75$	76
Figure 4.10	Évolution des fronts de rupture à l'arrêt normalisés correspondant aux deux cas d'injection en fonction du paramètre de contrainte de faille : (a) Pour des ratio de temps de repos différents et $n = 4$, (b) Pour des ratio de temps de repos différents et $n = 6$, (c) Pour des nombres de cycles différents et $\rho_r = 0.15$, (d) Pour des nombres de cycles différents et $\rho_r = 0.75$	78

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

Abréviations :

DDM	Discontinuity Displacement Method
BEM	Boundary Element Method
FEM	Finite Element Method
X-FEM	Extended Finite Element Method
CO ₂	Dioxyde de carbone
H ₂	Hydrogène
M_w	Magnitude d'un séisme
LSBB	Laboratoire Souterrain à Bas Bruit, site en France
DDMFaultSlip.jl	Librairie Julia de simulation numérique

Grandeurs de définition du problème :

f	Coefficient de frottement
ν	Coefficient de Poisson (sans unité)
μ	Module de cisaillement (GPa)
E	Module élastique ou module d'Young (GPa)
α	Diffusivité hydraulique (m ² /s)
η	Viscosité (Pa.s)
k	Perméabilité hydraulique de la faille (m ²)
S	Coefficient de stockage (Pa^{-1})
ϕ	Porosité du milieu (sans unité)
t	Temps (s)
r	Coordonnée radiale (m)
p	Pression interstitielle dans la faille (MPa)
Δp	Surpression induite par injection (MPa)
σ_n	Contrainte normale (MPa)
σ'	Contrainte normale effective (MPa)
τ	Contrainte de cisaillement (MPa)
τ_r	Résistance au cisaillement de la faille (MPa)

Paramètres de l'étude :

T	Paramètre de contrainte de faille
λ	Facteur d'aplication

ρ_r	Ratio du temps de repos
n	Nombre de cycles

Variables d'intérêt :

$\dot{\delta}$	taux de glissement de la faille (m/s)
δ	Glissement cumulé le long de la faille (m)
M_0	Moment asismique (Nm)
$R(t)$	Front de rupture (m)
$L(t)$	Front de blocage (m)
$A(t)$	Surface active de glissement
t_a	Temps d'arrêt
R_a	Front de rupture à l'arrêt

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

1.1 Contexte général

L'injection souterraine de fluide est un processus clé pour diverses initiatives de production et gestion d'énergie décarbonée, notamment pour le stockage d'hydrogène ou du dioxyde de carbone et dans la production d'énergie géothermique. Il s'agit dans le premier cas d'injecter de l'hydrogène dans les couches géologiques souterraines afin de gérer le surplus d'électricité produit et pallier au caractère intermittent de certaines sources d'énergie renouvelable. Dans le deuxième cas de figure, c'est le dioxyde de carbone qui fait objet du fluide à injecter dans les formations souterraines du sol en vue de son stockage permanent afin d'éviter le rejet de plus de gaz à effet de serre dans l'atmosphère. Finalement, la géothermie fait usage de l'injection souterraine de fluide sous diverses formes ; que ce soit – entre autres – pour maintenir un équilibre de masse, pour fracturer la roche ou pour faire chauffer ledit fluide à travers les sources de chaleur souterraines. Ainsi, il devient assez clair que l'injection du fluide dans le sol est un protocole primordial en faveur de la transition vers des énergies et des modes de vie plus écoresponsables. Il est alors tout aussi primordial de bien en gérer les intrants et les conséquences.

Toutefois, ce protocole n'est pas sans danger. En effet, plusieurs aléas sismiques en relation avec l'injection de fluide ont été rapportés au cours des années [5–10]. Dans chacun de ces cas, un ou plusieurs événements sismiques ont été détectés à des magnitudes différentes pouvant aller jusqu'à $M_w \sim 5.0\text{--}5.8$, à des distances éloignées du puits d'injection et avec un délai par rapport à la fin d'injection.

Ceci a d'abord été attribué à l'augmentation de la pression interstitielle suite à l'injection. En effet, l'injection fait augmenter la pression interstitielle, qui à son tour fait diminuer la contrainte normale effective. Ainsi, les failles existantes sont affaiblies et commencent alors à glisser brusquement si la contrainte de cisaillement dépasse la résistance au cisaillement de la faille.

On distingue alors deux types de glissement qui peuvent se produire. Le premier est un glissement sismique qui se déploie avec des taux de glissements élevés. Il s'agit d'un glissement dynamique brusque qui se produit en induisant une réaction sismique dont l'amplitude est élevée. Il est accompagné par une réduction du coefficient de frottement qui accentue encore plus l'affaiblissement du sol environnant. Ce glissement-là ne dure pas longtemps dans le temps. En effet, une fois ce seuil de glissement dynamique atteint, la réponse est immédiate sous forme de répercussions sismiques observables d'amplitudes importantes. Par cette logique, si le glissement sismique était la seule cause derrière les

aléas sismiques induits dans les projets d'injection de fluide, on aurait observé des ondes sismiques immédiatement lorsque le taux de glissement aurait atteint les seuils s'y rapportant. Or, la sismicité induite ne s'est manifestée que bien après la fermeture du puit d'injection. Ceci veut dire que lors de l'injection, on n'atteint pas des taux de glissement critiques propres au glissement dynamique. Le glissement sismique ne peut donc être l'unique cause instigatrice de ces événements. Il est clair que des altérations lentes et qui durent dans le temps ont affaibli le sol rocheux d'autant plus, jusqu'à atteindre le seuil du glissement sismique autour de failles lointaines.

C'est ainsi qu'on introduit le concept de glissement asismique qui semble beaucoup plus apte à expliquer les phénomènes observés. Il s'agit là d'un glissement lent qui peut se propager plus rapidement que la diffusion de la pression interstitielle [11]. Ce type de glissement, contrairement à celui sismique, ne génère pas une réaction immédiate. À la place, il altère le tenseur des contraintes sur une période de temps bien plus étendue et atteint des discontinuités plus lointaines. Ceci est dû au transfert de la contrainte élastique généré suite au glissement de la faille.

L'effet de ce glissement asismique passe souvent sous les radars, puisqu'il induit des radiations sismiques à faible amplitude – on parle de microsismicité dans ce cas – qui demeurent difficile à détecter, et est de plus difficile à localiser. Or, ce n'est pas pour autant qu'il est inoffensif. Avec le cumul de l'affaiblissement de la résistance au cisaillement, le glissement persiste et avec lui croît le taux de glissement. Dès que ce dernier atteint le seuil de glissement dynamique, une réponse sismique immédiate a lieu. Ainsi, le sol demeure d'apparence stable après la fermeture du puit jusqu'à ce qu'un séisme se déroule brusquement une fois le taux de glissement assez élevé.

C'est à ce glissement asismique qu'a été attribuée la majorité des aléas sismiques rapportés en relation avec l'injection de fluide. Une plus ample compréhension de ce phénomène et de ses implications permettrait une meilleure gestion des sites d'injection et des potentielles activités sismiques qui en découlent. Pour ce, on propose dans ce mémoire d'étudier le protocole d'injection lui-même, en explorant une injection cyclique comme alternative à celle à taux constant qu'on utilisait souvent.

1.2 Problématique

Plusieurs études se sont écartées de l'injection à taux constant qui était d'usage en faveur d'une injection cyclique. L'hypothèse initiale qui soutient une telle ferveur envers l'injection cyclique est qu'une succession de cycles d'injection et d'arrêt successifs permettrait à la faille de dissiper la pression pendant l'arrêt et de mieux redistribuer le tenseur des contraintes. Ceci pourrait potentiellement permettre de limiter les aléas sismiques imprévus en réduisant

les pics de pression et par-là le glissement sous ses deux formes ; sismique et asismique. En effet, le premier sera réduit par définition puisqu'il dépend intimement de la pression interstitielle dont la réduction induirait sa réduction. Quant au deuxième, en soulageant les pics de pression, on évite un affaiblissement aigu en fin d'injection. Ainsi l'altération future du tenseur de contrainte suite au glissement asismique sera moins prononcée, résultant en une sismicité plus douce. La présente étude vise à son tour à explorer ce protocole d'injection cyclique.

Or, la sismicité induite suite à l'injection souterraine de fluide dépend tout autant du protocole d'injection – la pression imposée et comment elle sera injectée – que du site lui-même. En effet, l'état de contrainte préexistant des discontinuités influence grandement la réaction qu'elles auront face à l'injection. Des failles critiques sont naturellement plus susceptibles de glisser et d'engendrer des événements sismiques tandis que d'autres marginales le sont beaucoup moins.

Ainsi, il devient assez évident que l'étude se doit de coupler les effets de l'injection cyclique et de l'évolution de la pression interstitielle à ceux du site et son état de contrainte initial pour répondre à la problématique. Il s'agit d'explorer à quel point l'injection cyclique est une alternative viable à l'injection à taux constant en termes de la sismicité induite selon l'état de contrainte initial du site d'injection et les paramètres d'injection.

1.3 Objectifs de recherche

L'objectif général de la présente étude est la caractérisation des conséquences de l'injection cyclique en termes de sismicité induite afin d'alimenter la compréhension du glissement asismique. Pour ce faire, les objectifs spécifiques sont les suivants :

- Suivre l'évolution des modes de propagation de la rupture pour le cas d'une injection cyclique,
- Vérifier la légitimité de l'injection cyclique comme alternative pertinente à celle à taux constant,
- Simuler l'effet de la variation des paramètres du site et de ceux de l'injection sur le glissement asismique induit,
- Explorer comment les comportements mécaniques connus des failles sous un unique cycle d'injection – injection à taux constant – se traduisent pour une succession de cycles,

1.4 Méthodologie du projet de maîtrise

La réalisation des objectifs cités ci-dessus s'est faite selon les étapes suivantes :

1. Revue de littérature afin de se familiariser avec les concepts de glissement asismique et de la sismicité induite qui en découle
2. Prise en main de la librairie open source «DDMFaultSlip.jl » et du langage Julia
3. Adaptation du code Julia à une injection cyclique au lieu d'une à taux constant
4. Simulation de divers scénarios d'injection cyclique et à taux constant en variant les paramètres du site et de l'injection
5. Traitement et visualisation des données concernant les paramètres clé de l'étude : le glissement asismique, le moment asismique, le front de rupture et la surface de glissement
6. Analyse des modes de propagation de la rupture dans le cas d'une injection cyclique
7. Analyse de l'effet de la variation du site, du nombre de cycle et du temps de repos sur les paramètres de l'étude
8. Comparaison des deux protocoles d'injection selon les divers paramètres de l'étude
9. Interprétation et discussion des résultats quant à la légitimité contestée d'opter pour une injection cyclique
10. Conclusions et limitations de l'étude

1.5 Structure du mémoire

Ce mémoire est composé de six chapitres. On commence par le présent « Chapitre 1 : Introduction » qui initie le problème abordé dans cette étude. Ensuite, vient le « Chapitre 2 : Revue de littérature » où l'on présente un aperçu des travaux précédents qui se sont intéressés à l'injection souterraine du fluide et à la sismicité qu'elle induit. Grâce à ce chapitre, on sera donc en mesure de situer la présente étude dans le cours des recherches la précédant. Au cours du « Chapitre 3 : Méthodologie » on présente la démarche adoptée dans cette étude afin de simuler des protocoles d'injection cyclique à travers l'ajustement de la librairie « DDMFaultSlip.jl ». On présentera ensuite les aboutissements dans le « Chapitre 4 : Résultats » quant à la variation des diverses variables d'intérêt dans cette étude et comment elles se comparent par rapport à un cas d'injection à taux constant équivalent. Dans le « Chapitre 5 : Discussion » on pourra nuancer ces résultats obtenus afin d'en soutirer des conclusions. Finalement, l'étude sera close par le « Chapitre 6 : Conclusion » dans lequel on fera le tour des résultats et déductions auxquels on aboutit.

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

2.1 Cas notables

Plusieurs séismes anthropiques répertoriés ont été attribués à l'injection souterraine de fluide. Il s'agit d'une des causes qui revient le plus souvent face aux aléas sismiques provoqués par une activité humaine. De tels phénomènes ont été rapportés depuis plusieurs années. Le Tableau 2.1 suivant en répertorie quelques-uns :

TABLEAU 2.1 Exemples d'instances de sismicité induite par une injection souterraine de fluide tirée de [1] (avec droits de reproduction)

	Reservoir	Fluid	Injection depth, m	Injection volume, million m ³	Pressure at wellhead, MPa	M _{max}	References
A	Well 1 & 5, North Central AK, USA (2010)	Waste water	1800	0.63	15.7	4.7	(Horton et al., 2012)
B	Denver, USA (1962–1967)	Contaminated waste water	3700	0.62	11.4	5.3	(Healy et al., 1960; Zoback, 2010)
C	The Geysers, USA (1972–2006)	Water for EGS	6500–8500	850.0	0.53	4.4	(Cladouhos, 2010)
D	Basel 1, Switzerland (2006)	Water for EGS	5000	0.012	30	3.4	(Ladner, 2009)
E	GPK3, Soultz, France (1987–2007)	Water for EGS	5000	0.205	7	2.2	(Nicolas, 2011)
F	Nojima fault, Japan (1997)	Water, experiment	540	0.000 069	4.6	0.6	(Nishigami et al., 2002)
G	Nojima fault, Japan (2000)	Water, experiment	540	0.000 131	4.6	0.3	(Nishigami et al., 2002)
H	Matsushiro, Japan (1970)	Water, experiment	1800	0.000 302	5	2.8	(Nishigami et al., 2002)
I	KTB, Germany (1994)	Solution of potassium	9030	0.000 200	53	1.2	(Zoback and Harjes, 1997)
J	Paradox Valley, US (2013)	Brine	4300–4800	9.5	81	4.4	(Block et al., 2014)
K	Decatur, IL, USA (2011–2014)	CO ₂ for CCS	2100	2.1	–	1.3	(Kaven et al., 2015)
L	Sleipner, Norway (1996)	CO ₂ for CCS	800–1100	28.8	–	4.7	http://www.secarbon.org/wp-content/uploads/2011/05/Hagen.pdf
M	Cogdell, TX, USA (2004–2012)	CO ₂ for CCS	<2100	37.2	–	4.4	(Gan and Frohlich, 2013)
N	Barbarunga, Iceland (2014)	Magma	–	480.0–510.0	–	>5	(Sigmundsson et al., 2015)
O	P. Tolbachik (2012)	Magma	–	550.0	–	4.9	(Belousov et al., 2015), KB FRC UGS RAS
P	Klyuchevskoi (2000–2021)	Magma		587.0		4.6	(Coppola et al., 2021) KB FRC UGS RAS
R	Bezymianny (2000–2021)	Magma		102.0		3.9	(Coppola et al., 2021) KB FRC UGS RAS

Parmi ceux-là, les cas les plus documentés sont les suivants :

— **Fenton Hill (États-Unis)** : on y trouve le premier site de géothermie profonde (Hot

Dry Rock). On y détecte, suite à des tests de fracturation hydraulique, une succession de microséismes en 1983 dont la magnitude de quelques-uns a dépassé 2.0 [12]

- **Bâle (Suisse)** : un projet de production d'énergie géothermique y a vu le jour en 2006 et a provoqué des séismes dont le plus fort a atteint une magnitude de 3.4 [6]
- **Oklahoma (États-Unis)** : le stockage d'eaux usées issues de la production pétrolière dans des formations rocheuses profondes a induit une hausse de la sismicité dans la région. Cette activité sismique a atteint un pic en 2015 où on a répertorié plusieurs séismes de magnitudes supérieures à 5.0 [13]
- **Soultz-sous-Forêt en Alsace (France)** : site pionnier de la géothermie profonde dont des simulations hydrauliques ont causé des milliers de microséismes en 2000, 2003 et 2004. Le plus violent a eu lieu en 2003 avec une amplitude de 2.9 [5]

L'une des premières instances répertoriées de séisme anthropique attribué à l'injection du fluide est le cas du séisme de Denver, Colorado en 1968 [14]. Il était sujet dans ce projet d'injecter des eaux usées provenant de production chimique dans des couches souterraines atteignant les 3 671 m. L'injection a débuté en 1962 avec un taux élevé de 21 millions m³ par mois et par la suite avec des taux variables. Dès les premières années, plusieurs séismes de faible amplitude ont été rapportés. Cependant en 1967 des événements plus larges ont eu lieu, le plus prononcé étant d'une magnitude entre 5.0 et 5.5. Au total, on aura enregistré 1584 séismes d'amplitudes variant de 1.5 à 5.4 entre 1962 et 1968. L'injection a été nommée comme cause. En effet, l'augmentation de la pression interstitielle a fait diminuer la contrainte effective ce qui a réduit le frottement le long des failles verticales préexistantes. À force d'être affaiblies, elles ont commencé à glisser induisant ainsi les plusieurs séismes observés.

Dans un contexte légèrement différent a lieu la séquence de séismes à Umbria-Marche en Italie en 1997 [9]. En effet, il ne s'agit pas là de séismes liés directement à un site d'injection. Mais ils demeurent tout de même en relation avec une sismicité induite par une surpression qui est le même phénomène qui induit la sismicité lors d'une injection souterraine. Dans ce cas-ci, deux séismes de nature tectonique d'amplitudes 5.7 et 6.0 ont eu lieu en 1997 causant au passage la fracture d'évaporites triasiques qui emprisonnaient du CO₂ naturel souterrain. L'échappement du gaz a causé une augmentation subite de la pression qui s'est rapidement propagée le long de cette nouvelle fracture, instiguant alors une série de séismes qui a duré 30 jours. Cette série a compris des milliers de répliques dont notamment 4 séismes majeurs de magnitude comprise entre 5.0 et 6.0.

Il ne faut cependant pas croire que de telles occurrences ont cessé de voir le jour récemment. Le phénomène demeure difficile à gérer et génère encore de fâcheux événements sismiques. En effet, beaucoup plus récemment cette fois-ci, en 2017, à Pohang en Corée, a été enregistré un séisme de moment d'amplitude 5.5 [15]. Le site servait pour la production géothermique

(Pohang Enhanced Geothermal System), l'équipe a effectué une série de 5 simulations hydrauliques, tout en répertoriant la sismicité induite par cette injection. Or, une série d'aléas sismiques qui se sont succédés a induit le séisme de moment 5.5, deux mois après la fermeture des puits. L'effet subsistant d'un aléa sismique d'amplitude 3.2, couplé à une multitude de séismes plus petits et à la diffusion de la pression interstitielle, a fait en sorte que l'altération du tenseur de contrainte a duré plus longtemps et s'est accumulée induisant ainsi l'évènement majeur de moment 5.5.

Les cas les plus documentés en termes de magnitude, les évènements sismiques liés à des applications d'injection souterraine de fluide demeurent plafonnés. Ceci est dû en premier lieu aux contraintes de l'injection-même [16]. En effet, le moment sismique $M_{o \text{ max}}$ est proportionnel au volume injecté ΔV selon l'équation suivante :

$$M_{o \text{ max}} \propto \mu \Delta V \quad (2.1)$$

Où μ est le module de cisaillement de la faille. Et puisque le volume injecté est par définition limité par des contraintes d'exploitation, le moment sismique induit se voit lui-aussi limité. Ceci explique pourquoi les évènements répertoriés les plus puissants ont une magnitude entre 5.0 et 6.0. Plus encore, la magnitude d'un séisme induit suite à une réactivation d'une faille dépend également de l'état de contrainte naturel de la faille et de sa prédisposition à glisser [17]. La taille, la direction, la géométrie, le coefficient de frottement et la résistance intrinsèque de la faille sont tous des paramètres qui influencent la réponse de cette faille face à une altération de son état de contrainte. Ainsi, naturellement, la magnitude qu'on obtient suite à un aléa sismique le long d'une faille présente une limite supérieure qui dépend intrinsèquement de la faille. Ceci soutient entre autres le fait que la sismicité induite en un site dépend également du site lui-même et de ses discontinuités préexistantes.

Ainsi, il est clair que l'injection du fluide, et en général la surpression souterraine que subit une discontinuité peut générer des évènements sismiques en série ou isolés dont la magnitude peut atteindre 6.0.

2.2 Variantes d'injection

Le protocole d'injection influence grandement la réponse sismique qu'on aura, puisqu'il reflète la façon dont variera la surpression induite par l'injection. Plusieurs variantes existent afin de justement mieux gérer cette surpression à laquelle on assujettit la faille et réduire l'éventualité d'un aléa sismique imprévu.

2.2.1 Injection à taux constant

L'injection à taux constant est la variante la plus courante puisqu'elle reste assez intuitive. Il s'agit d'injecter le volume désiré à un taux constant pendant une durée d'exploitation prédéfinie. Il suffit alors de définir le besoin en volume prévu à l'injection V et le temps que dureront les travaux t_s pour pouvoir lancer le processus :

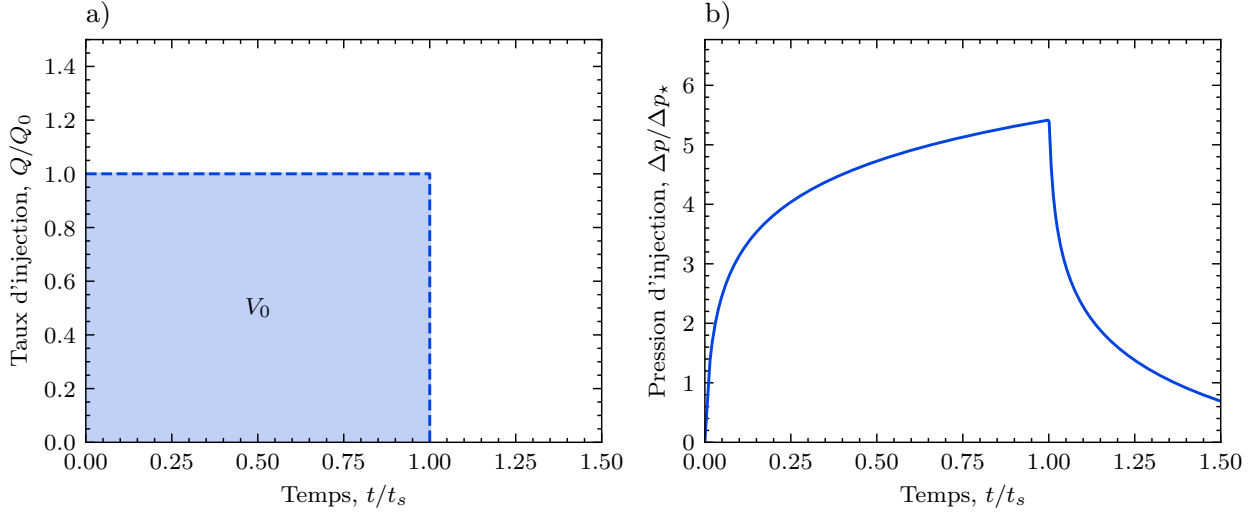


FIGURE 2.1 Principe d'une injection à taux constant : (a) Évolution du taux d'injection, (b) Évolution de la pression de fluide

C'est aussi l'alternative la plus documentée, et la plus simulée que ce soit en cours d'injection ou après la fermeture des puits. Parmi les diverses études qui se sont penchées sur le sujet, on trouve ceux de *D. Javani, J. Schmittbuhl et F. Cornet* [18] qui ont conduit une simulation hydraulique d'injection à taux constant de 30 l/s pendant 24 heures. Le site modélisé comprend une faille circulaire de diamètre 3000m dont le centre correspond au point d'injection. La simulation s'est faite à travers un modèle 3D qui utilise la Méthode des Éléments Discrets (3DEM) pour représenter le comportement hydromécanique de la faille sous injection. La propagation observée montre qu'elle n'est pas uniquement due à la diffusion de la pression interstitielle. En effet, on note que l'ouverture de la faille évolue au cours de l'injection. Ceci fait que la propagation du fluide est non seulement une diffusion dans les pores selon la porosité de la faille, mais surtout un écoulement le long de la surface de la faille. Ainsi, sous injection à taux constant, ce comportement hydromécanique de la faille est à surveiller afin de mieux gérer son glissement et le glissement qu'on y induit.

Quand il s'agit de l'injection à taux constant, vu que celle-ci est lourdement documentée, on connaît pour la majorité des cas le comportement des divers paramètres d'injection – glissement, taux du glissement, moment et les fronts de rupture et de blocage –, que ce soit

pendant l’injection [19–22] ou après la fermeture des puits [23–25]. À travers la présente étude, on cherche à alimenter une compréhension similaire du comportement de ces mêmes paramètres dans le cas d’une injection cyclique.

2.2.2 Injection cyclique

L’injection cyclique a été introduite comme une alternative qui permettrait de gérer la sismicité induite. Le concept est assez simple : il consiste à alterner des périodes d’injection et d’autres de repos pour un total de cycles prédéfini. Elle demeure tout de même beaucoup moins utilisée et documentée ; de ce fait, il existe plusieurs variantes qu’on retrouve dans la littérature. En effet, faute d’un processus déjà couramment implémenté dans l’industrie qui serait prêt à être modélisé, chaque équipe de recherche définit les contraintes et conditions de cette injection cyclique comme elle juge optimal. Les quelques variantes les plus courantes sont présentées ci-dessous.

2.2.2.1 Condition sur la pression d’injection

Lors de la définition du protocole d’injection cyclique, il est possible de maintenir la constance de la pression entre les divers cycles. Ceci est motivé par la volonté de réguler les pics de pression qu’on enregistre lors de l’injection. En effet, imposer une condition sur la pression – qui se doit alors d’être maintenue constante entre les cycles – permet de réguler la pression maximale qu’on se permet d’atteindre lors de l’injection. *A. Boyet et al.* [2] ont opté justement pour cette variante où la pression maximale maintenue constante est de 75 MPa sans imposer de conditions sur la durée d’injection comme on peut le voir dans la Figure 2.2.

Ceci induit une augmentation de la pression du site qui reste toutefois confinée autour du point d’injection en comparaison avec les scénarios d’injection monotone. La succession des cycles d’injection-arrêt fait que la propagation de la pression est insuffisante pour la réactivation de failles plus éloignées vu que le site peut se réinitialiser pendant les périodes de repos et diffuser la pression accumulée. Ainsi, opter pour une injection cyclique dans des conditions de pression constante permet de réduire l’étendue du domaine qui sera affectée et induit uniquement une sismicité locale confinée autour du puit d’injection.

Un autre exemple est celui de *Y. Ji et al.* [26] où il a été cette fois-ci sujet d’alterner entre une pression maximale d’environ 2.23 MPa atteinte mi-cycle – qui correspond à 95% de la pression maximale atteinte par l’injection à taux constant correspondante – et une minimale de 1 MPa avec un taux de ± 0.01 MPa. Ainsi, dans cette étude, la condition sur la pression ne garantit pas la constance mais une évolution linéaire en dents-de-scie. On observe alors que les pics du taux de glissement atteints dans cette simulation sont nettement plus réduits que ceux observés dans le cas d’injection à taux constant. On parle par exemple d’un taux maximal de

$1.79 \mu\text{m}/\text{s}$ pour l'injection cyclique comparé à $11 \mu\text{m}/\text{s}$ pour celle à taux constant. La phase de repos permet une relaxation de la pression. On évite ainsi un glissement soudain et rapide ce qui permet d'éviter un glissement instable et potentiellement réduire les risques sismiques. Cependant, lors de cette étude, on cherchait surtout à éviter tout glissement brusque et instable ; le glissement asismique qui se veut lent n'a pas été amplement examiné.

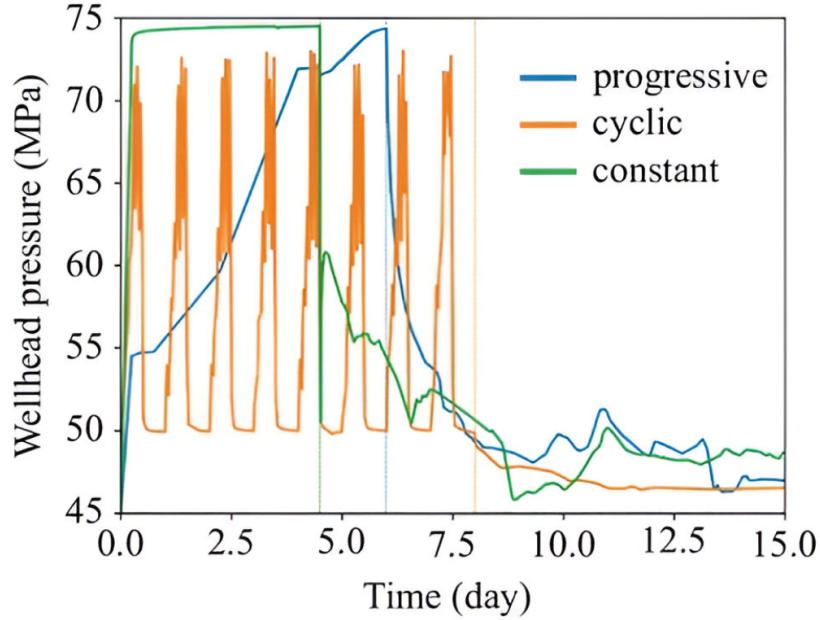


FIGURE 2.2 Évolution de la pression pour trois protocoles d'injection : un à pression constant (courbe en vert), un cyclique avec condition de pression constante (courbe en orange) et un avec pression progressive (courbe en bleu) tirée de [2] (open access)

2.2.2.2 Condition sur le taux d'injection

Une autre façon de définir un protocole d'injection cyclique est d'imposer une condition sur le taux d'injection ou encore le volume d'injection. Cette variante est fonctionnelle puisqu'elle correspond et aux cas de figure où l'on cherche à maintenir un certain débit – pour des applications en géothermie par exemple – et à ceux où il faut injecter un volume bien précis – pour l'hydrogène et le dioxyde de carbone par exemple –. La Figure 2.3 décrit la variation de la pression pour deux cas de figures : le premier avec une injection monotone à taux constant, et le deuxième où l'injection est cyclique avec taux constant.

L'étude décrite dans la partie précédente [26] simule également une injection dans des conditions de volume constant. Cette fois-ci on garde le taux d'injection constant lors de l'injection ; la réponse qu'on obtient alors dépend des cycles. En effet, lors du premier cycle, on note encore une fois des pics de taux de glissement faibles pour l'injection cyclique – $0.332 \mu\text{m}/\text{s}$

– comparée à celle monotone – $8.2\mu m/s$ –. Or, après la succession des cycles, le taux de glissement devient comparable à celui de l’injection monotone ; il atteint au troisième cycle – $8.149\mu m/s$ –. Ainsi, quoique le taux de glissement soit réduit initialement, il finit par devenir du même ordre de grandeur que celui auquel on s’attend avec une injection monotone. Cette progression au cours des cycles est attribuée à la dilatation de la faille qui augmente sa perméabilité et par là le risque d’un glissement instable. L’injection cyclique sous condition de volume constant permet alors d’atténuer la sismicité induite initialement, mais à la fin de l’injection, le taux de glissement enregistré est comparable à celui d’une injection monotone. Elle peut alors s’avérer utile pour empêcher tout potentiel glissement brusque initialement.

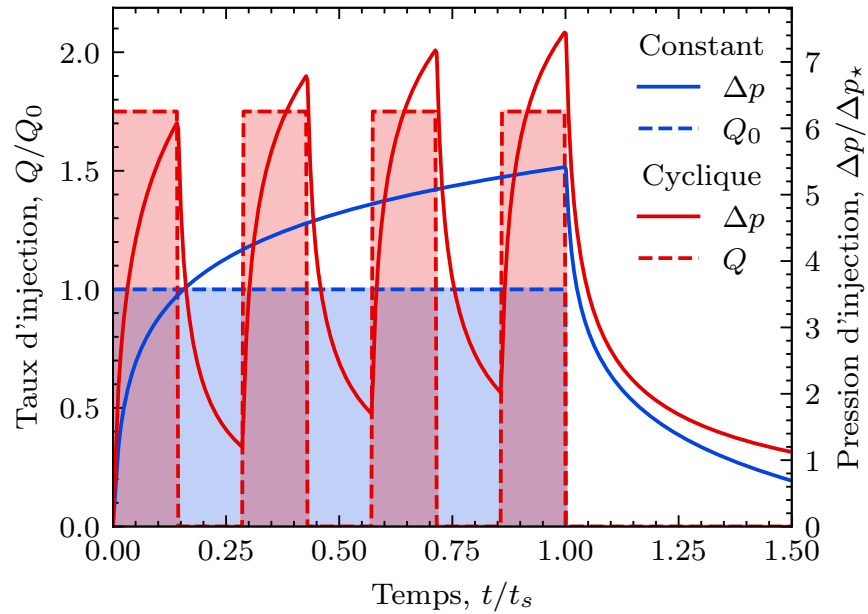


FIGURE 2.3 Évolution de la pression pour un exemple d’injection monotone à taux constant de Q_0 et une cyclique avec condition sur le taux d’injection Q maintenu constant

D’une autre part, l’étude de *K. A. Kroll et E. S. Cochran* [27] se situe à l’opposé de ces affirmations ; certifiant à la place que l’injection cyclique est à l’origine d’une augmentation de la sismicité induite et des aléas sismiques observés. En effet, suite aux diverses phases d’injection et de cessation, la faille subit des perturbations successives. La succession des phases d’injection-arrêt met à l’épreuve la résilience de la faille qui se trouve affaiblie sous l’effet de la fatigue. Ainsi, la pression nécessaire pour induire une fracture par réactivation de la faille se trouve réduite à cause de son affaiblissement. Ceci cause une réactivation de la faille prématurée mais graduelle grâce aux divers cycles d’injection. Cette étude, comparée à la précédente, s’est attardée sur le glissement asismique et l’altération de contrainte que subit le site, elle reflète donc le comportement de la faille de façon plus globale.

Cette variante est celle pour laquelle on opte dans la présente étude puisqu'elle garantit la constance du volume à injecter qui est souvent un intrant préliminaire de tout projet qui met en œuvre une injection souterraine. Ce choix est alors satisfaisant pour plusieurs applications, chose qui soutient la généralité de cette étude que l'on veille à maintenir.

2.2.2.3 Condition sur le temps d'injection

Quand il s'agit du temps total de la simulation, et dans les cas où l'on cherche à comparer une injection cyclique à une monotone à taux constant, on peut choisir d'avoir deux temps d'arrêt distincts [2,28] , c'est le cas par exemple sur la Figure 2.2, ou de le garder constant [26,27,29], c'est le cas par exemple sur la Figure 2.3.

Le premier cas est théoriquement bénéfique ; augmenter le temps total d'injection implique avoir plus de temps de repos pour que la faille puisse dissiper le cumul de pression et se restabiliser entre les phases d'injection. Or, d'un point de vue fonctionnel, ceci peut s'avérer moins pratique. En effet, les travaux sont prévus pour une durée bien déterminée, si opter pour une injection cyclique revient à retarder les travaux significativement, la question de la légitimité d'un tel choix se pose. Dans les cas, où le site requiert des temps de repos prolongés, le retard sera tel que le choix d'une injection cyclique ne sera plus justifiable.

Le deuxième cas, quoique plus contraignant assure une comparabilité optimale entre les deux scénarios d'injection. En effet, dans des cas pratique où souvent la durée du projet est fixée d'avance, on ne peut se permettre de comparer deux variantes de durées différentes. C'est alors par soucis de comparabilité entre l'injection cyclique et celle monotone à taux constant que la présente étude opte pour des conditions de temps final constant.

2.3 Mécanismes d'affaiblissement des failles

Les failles demeurent souvent stables ou bloquées grâce à leur frottement qui résiste au glissement et à leur contrainte normale effective qui les maintient en place. Cependant, un changement dans leurs conditions environnantes peut entraîner un affaiblissement de la faille. Une faille affaiblie peut, à terme, être réactivée et glisser que ce soit de façon lente et asismique ou brusque générant alors un séisme. Plusieurs mécanismes peuvent causer la réactivation d'une faille, on s'intéressera ici à ceux les plus courants qui sont :

- La diffusion de la pression,
- L'altération du champ de contrainte,
- La réduction du coefficient de frottement,
- La pressurisation thermique,
- Le Flash Heating,

Chacun de ces mécanismes sera détaillé par la suite.

2.3.1 Diffusion de la pression

Au cours d'injection, on injecte du fluide à un point donné, dit centre d'injection. Depuis ce centre, la pression se propage tout autour et le long de la faille existante. Cette perturbation de pression fait diminuer la contrainte normale effective de la faille. Ce qui a pour effet d'affaiblir la faille puisqu'avec une contrainte normale effective réduite, ses deux surfaces auront moins tendance à rester collées et seront plus susceptibles de glisser. Ainsi, cette diffusion de pression peut très bien induire un glissement et potentiellement – si les conditions le favorisent – un aléa sismique. C'est pour cela que ce mécanisme a longtemps été exploré en rapport avec la réactivation des failles.

À travers une étude quantitative et plusieurs études de cas, *W. L. Ellsworth* [6] explore comment l'injection et par là la diffusion de pression, peut induire des séismes. Lors de l'injection d'un fluide, la surpression imposée ne reste naturellement pas confinée au point d'injection, elle est diffusée tout autour à travers les pores de surfaces. Ceci augmente la pression interstitielle qui réduit la contrainte normale effective et sa résistance au frottement. Même avec de petites perturbations de la pression interstitielle, la faille peut glisser si assujettie à une contrainte de cisaillement qui dépasse sa résistance au frottement à présent affaiblie. De plus, *W. L. Ellsworth* [6] montre que l'évolution spatiotemporelle de la pression ; soit son étendue et sa vitesse de propagation, dépend grandement des propriétés hydrauliques de la faille. On parle surtout de sa diffusivité hydraulique et sa porosité. En effet, pour des surfaces peu poreuses, la surpression qu'amène l'injection aura du mal à être diffusée, ceci engendrera une haute accumulation locale de pression qui peut immédiatement réactiver la faille.

Dans le même contexte, *J. Norbeck et R. Horne* [25] affirment également que la perméabilité de la matrice rocheuse autour du point d'injection a un effet majeur sur la réponse de la faille. Un seuil de perméabilité a même été défini qui correspond à 10 microdarcy [25] au-dessous duquel la perméabilité est tellement réduite qu'il faut s'attendre à une immédiate surpression localisée en faveur d'un potentiel glissement. Alors qu'au-delà de ce seuil, la faille est capable de diffuser la pression qu'on lui impose, mitigant ainsi le risque de glissement. D'autre part, l'étude prouve que quoique c'est en cours d'injection que les événements majeurs due à la diffusion de pression ont lieu, ceci ne veut pas dire qu'il y n'y a plus de glissement post-injection. En effet, le gradient de pression continue à évoluer après arrêt, et il se peut qu'il rencontre une zone affaiblie par une altération de son champ de contrainte et ainsi induire la réactivation.

Cependant, l'étendue spatiale atteinte par la diffusion de pression est réduite par rapport à celle atteinte par le glissement asismique et l'altération du champ de contrainte [30]. En effet, comme on vient de le préciser ci-dessus, la propagation de la surpression due à l'injection dépend grandement la diffusivité hydraulique de la roche, elle tend alors à se dissiper

rapidement – en cas normal – en s'éloignant du point d'injection. Tandis que le glissement asismique induit une altération du champ de contrainte qui se propage sous forme de perturbations de contrainte de cisaillement élastique. Cette propagation est plus rapide et plus étendue spatialement. Ce phénomène, vu son ampleur et son étendue, sera examiné dans la section suivante.

2.3.2 Altération du champ de contraintes

Lorsqu'une faille subit un glissement asismique – un glissement lent –, une part de l'énergie de déformation relâchée cause une redistribution des contraintes autour qui se propage loin du point d'injection initial. Ceci peut entraîner la réactivation de failles lointaine et un glissement sismique. Donc, l'injection induit une surpression locale qui se diffuse générant un glissement lent qui à son tour cause une altération du champ de contraintes sur une grande surface.

Cette altération du champ de contrainte se fait à travers deux mécanismes opposés [31,32]. En effet, dans un premier lieu, le long de la région qui glisse lentement on repère une réduction des contraintes de cisaillement jusque-là accumulées pour inciter le mouvement. Ceci correspond à la libération de l'énergie élastique accumulée. Cette réduction de contrainte est compensée par une accumulation de contrainte de cisaillement aux frontières de la zone qui glisse ce qui peut engendrer des ruptures dynamiques. On parle dans ce cas d'un front de nucléation qui correspond à la frontière entre le glissement stable et celui dynamique instable [32].

D'autre part, *N. Wynants-Morel et al.* [31] appuient en plus le fait que la propagation de cette contrainte de cisaillement qui atteint les frontières du domaine de glissement se fait à des vitesses sismiques qui dépassent celle de la diffusion de pression. Précisément, la propagation du glissement asismique dépasse celle de diffusion par des rapports entre 1.3 et 3 [33], ce qui explique pourquoi les évènements répertoriés se situent souvent loin du puit d'injection.

Un autre phénomène qui a tendance à accélérer d'autant plus la propagation du glissement asismique est l'augmentation de la perméabilité [33]. Au cours de l'injection, la pression fait diminuer la contrainte normale effective et encourage le glissement ce qui fait augmenter l'ouverture hydraulique de la faille. Or, la perméabilité dépend justement – entre autres – de cette ouverture hydraulique; elle augmente alors également. Une perméabilité plus importante permet une diffusion de pression sur une surface plus étendue et une réduction plus ample de la contrainte normale. Cette dernière réduite, la faille est davantage plus susceptible de glisser. Ainsi, une augmentation de la perméabilité joue le rôle d'un catalyseur pour le glissement asismique.

En synthèse, le glissement asismique initialement dû à la surpression de l'injection cause un relâchement d'énergie élastique de cisaillement qui réduit les contraintes sur la zone qui glisse et induit une accumulation de contrainte de cisaillement à ses frontières. Ceci non seulement

cause encore plus de glissement asismique mais renforce les mécanismes affaiblissant la faille (diffusivité hydraulique, perméabilité, étendue de la zone de diffusion). Ceci rend la faille doublement plus susceptible de glisser. Et, si les conditions sont bonnes, à savoir si le cisaillement accumulé au frontière dépasse sa résistance déjà affaiblie, un aléa sismique peut voir le jour. Ainsi, le glissement asismique, une fois déclenché, génère d'autant plus de glissement qui atteint des zones d'autant plus éloignées, d'où l'importance critique de bien le cerner.

2.3.3 Réduction du coefficient de frottement

Le glissement est intimement lié au concept du frottement. D'abord, il est évident que la friction interne de la faille influence sa susceptibilité à glisser ; une faille avec un coefficient de frottement réduit aura une surface moins rugueuse plus prône au glissement. Ensuite, le coefficient de frottement est souvent défini selon des lois qui le lient au glissement ou au taux de glissement (loi Rate and State par exemple). De ce fait, une réduction du coefficient de frottement est apte à induire plus de glissement et ainsi accentuer les phénomènes expliqués dans la section précédente. D'autant plus que le coefficient de frottement est directement lié à la résistance au glissement de la faille, comme définie avec le critère de rupture de Mohr-Coulomb. Une réduction de ce coefficient affaiblit alors la faille puisqu'elle réduit le seuil du glissement comme il représenté sur la Figure 2.4 dans le domaine de Mohr.

La réduction du coefficient de friction a un effet et sur la zone qui glisse, et sur celle à ses frontières [34]. En effet, dans la zone qui glisse, ce glissement-même réduit le coefficient du frottement qui dépend inversement du glissement cumulé. Ainsi, la résistance au glissement de la faille est elle aussi réduite – selon la loi de Coulomb – ce qui rend la zone encore plus susceptible de glisser. Si cela continue, elle peut alors commencer à glisser brusquement d'un glissement dynamique. D'autre part, comme on vient de le préciser dans la section précédente, il y a une accumulation de contrainte aux frontières de la zone de glissement. Cette accumulation cause elle aussi la réduction du coefficient de frottement ce qui amplifie la zone affaiblie et offre au glissement une zone plus étendue.

D'autre part, la friction de la faille est également affectée par les processus thermiques qu'elle subit ; à savoir la pressurisation thermique et le Flash Heating qu'on détaillera par la suite. Cet affaiblissement thermique est rapide et se répand sur une grande surface [3]. En effet, la réduction du coefficient de frottement due à ces mécanismes thermiques ne se manifeste pas uniquement dans les zones où il y a une accumulation de pression, mais se propage tout le long de la faille. Les modèles numériques et analytiques prédisent potentiellement une perte totale de friction pour des zones de glissement éloignées, ce qui explique encore une fois la vulnérabilité de ces zones éloignées du point d'injection à la sismicité.

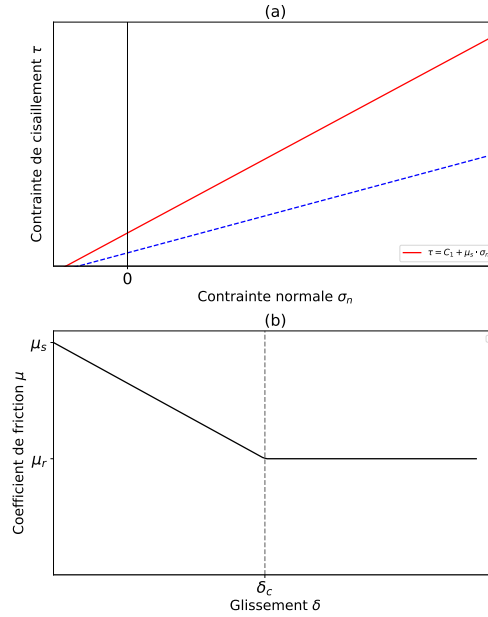


FIGURE 2.4 Influence de la réduction du coefficient de frottement sur le seuil du glissement dans le domaine de Mohr : (a) Évolution de la limite de rupture selon le critère de Mohr, (b) Réduction du coefficient de frottement en fonction du glissement

En résumé, la réduction du coefficient de frottement génère plus de glissement puisqu'elle réduit la résistance au glissement de la faille. Ce glissement à son tour fait réduire encore plus la friction de la faille. Il s'agit donc d'une boucle de rétroaction positive. Cette réduction peut être accentuée d'autant plus à travers des mécanismes thermiques dont on détaillera les deux principaux : la pressurisation thermique et le Flash Heating. Cependant, cette réduction n'est initiée qu'une fois que le taux de glissement dépasse un seuil qui correspond souvent à des glissements dynamiques. Ceci est visible sur la Figure 2.5

On observe alors sur la Figure 2.5 que la réduction du coefficient de frottement n'est pas initiée immédiatement. Ce n'est qu'une fois que le taux de glissement atteint $V > 300$ mm/s qu'une réduction importante du coefficient de frottement a lieu. Il s'agit dans ce cas du seuil du taux de frottement qui initie la décroissance.

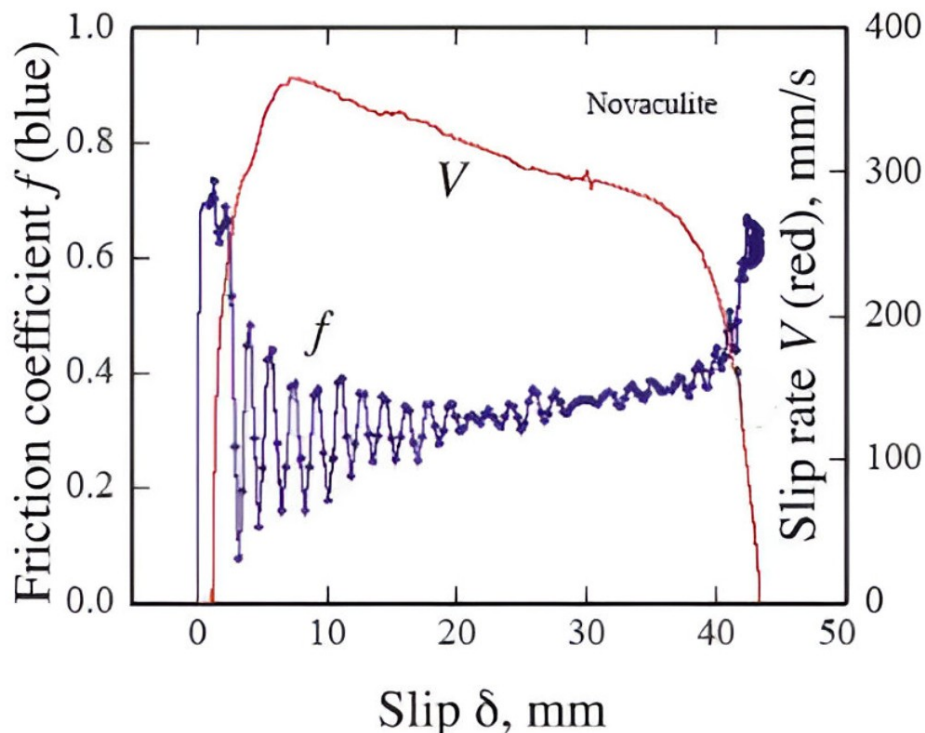


FIGURE 2.5 Variation du coefficient de frottement selon la variation du taux de glissement pour de la novaculite de l'Arkansas tirée de [3] (avec droits de reproduction)

2.3.4 Pressurisation thermique

La pressurisation thermique est un phénomène qui voit le jour lors du glissement généralement rapide d'une faille. Le frottement le long de la faille génère de la chaleur qui augmente la pression interstitielle localement et à terme réduit la contrainte normale effective.

Cependant, l'effet de ce mécanisme demeure très localisé, souvent d'ordre de grandeur millimétrique [35]. Lorsqu'une faille glisse, la friction due à ce mouvement est assez confinée et génère de la chaleur. Cette dernière chauffe le fluide d'injection entraînant son expansion locale [36] – puisqu'il ne peut être dissipé ni refroidit assez rapidement par l'écoulement du fluide –. Ceci augmente la pression interstitielle localement qui finit par réduire la contrainte normale effective.

Quoique cet effet est très localisé et confiné à la zone de friction, il produit une surpression importante qui à son tour induit une réduction significative de la contrainte normale effective [36]. À titre d'exemple, quand le fluide manipulé est l'eau, cette surpression peut atteindre les 10 bars par degré Celsius [35].

Le type de roche a été expérimentalement prouvé pour n'avoir aucun effet sur le mécanisme de pressurisation thermique [36]. En effet, l'étude a réalisé un nombre d'expérience sur divers

types de roches pour explorer l'effet que cela aurait sur la réduction de friction induite par la pressurisation thermique. On parle de lubrification de la faille qui avec la température qui augmente voit sa pression interstitielle augmenter elle aussi, chose qui réduit sa friction de façon exponentielle. Cet effet a été observé pour les divers spécimens de roche étudiés lorsque les vitesses de glissement deviennent assez importantes : des roches cohésives faites de quartz (novaculite), de silice (tonalite, gabbro, monzodiorite, et peridotite) ou de carbonate (marble et dolomite solide), et des roches non cohésives sous forme de gouge argileuse ou provenant d'évaporites.

Ainsi, la pressurisation thermique est un phénomène localisé qui augmente la température du fluide dans les pores interstitiels suite à la chaleur dégagée lors du glissement par frottement. Ceci lubrifie la faille diminuant sa contrainte normale effective et sa résistance à la friction, indépendamment du type de roche.

2.3.5 Flash Heating

Flash heating est un autre mécanisme thermique qui peut engendrer l'affaiblissement des failles préexistantes. Il est lui aussi dû à la chaleur générée par le frottement des aspérités lorsqu'il y a un glissement. La température augmente alors rapidement dans des points localisés atteignant des centaines de degrés Celsius par millisecondes ce qui provoque la fonte des apérités et affaiblit le matériau.

Tout comme la pressurisation thermique, ce phénomène ne dépend en rien du type de roche [37]. Ceci est expliqué par le fait que les paramètres thermiques des roches qui entrent en jeu dans ce type de phénomènes ne varient pas trop de roche en roche (la diffusivité thermique, capacité thermique...).

D'autre part, afin de générer assez de friction et de chaleur nécessaire pour le flash heating mais aussi pour la pressurisation thermique, le glissement se doit d'être assez élevé, de l'ordre des glissements dynamiques propres aux séismes [3,37,38]. Une fois ce seuil critique atteint, la réduction du coefficient de frottement peut assez rapidement atteindre les 50 % par rapport à l'état statique [37]. Ainsi, des failles jugées résistantes peuvent très rapidement devenir extrêmement faibles avec une résistance insuffisante dû à cette réduction du coefficient de frottement dans des conditions de glissement dynamique. Elles peuvent être si affaiblies que même d'infimes perturbations peuvent engendrer un glissement sismique.

C'est aussi cela qui explique pourquoi ces deux phénomènes sont très rarement pris en compte dans des études de glissement asismique, puisque ce dernier est lent. Il n'atteint pas les valeurs critiques nécessaires pour induire un affaiblissement significatif de la friction de la faille suite à ces deux phénomènes. En plus, il s'agit de phénomènes localisés qui faussent l'homogénéité prise en compte. La présente étude également, n'en tiendra pas compte.

2.4 Approches d'étude

Les problèmes hydromécaniques liés à l'injection du fluide dans un sol ont longtemps été explorés. Il a d'abord été sujet de relater les faits à travers des études de terrain ; à savoir documenter les aléas sismiques ayant eu lieu suite à une injection du fluide. Ensuite, il a fallu modéliser de tels phénomènes afin de mieux les comprendre. Trois grandes écoles se présentent alors, qui ne se heurtent pas pour autant mais plutôt se complètent pour alimenter notre savoir en la matière. On parle de l'approche expérimentale, des observations de terrain et de l'approche numérique. Elles seront toutes trois abordées dans les sections qui suivent et détaillées plus amplement dans la partie méthodologie.

2.4.1 Approche expérimentale

Les études hydromécaniques expérimentales sont intéressantes dans notre cas. En effet, elles permettent un contrôle des paramètres d'injection afin de générer des expériences reproductibles dans des conditions expérimentales bien précises. Elles permettent surtout d'isoler l'effet de chaque paramètre ce qui garantit une compréhension préliminaire des mécanismes de fracture et de sismicité induite. Ces phénomènes pourront être alors exploré plus en détails par la suite grâce à une étude numérique, ou une couplée. Les études expérimentales servent donc de benchmark pour les études plus complexes, et permettent même de calibrer les modèles numériques.

Afin de représenter le problème dans un cadre expérimental, il est primordial d'être en mesure de reproduire la faille naturelle ; chose qui reste assez difficile à faire. Dans l'étude de *J. B. Zhu et al.* [39], la faille a été obtenue par une simple coupe à la scie diagonale dans des carottes prismatiques de grès de $220 \times 220 \times 100$ mm. Cette surface sciée a été ensuite poncée afin d'uniformiser sa friction superficielle. Ce choix garantit une faille planaire de coefficient de frottement constant orientée selon un angle connu et dans des conditions que l'on contrôle. La surface extérieure du prisme a par la suite été scellée pour garantir que l'écoulement du fluide ne se fera que le long du plan de la faille. Ces prismes ont alors été comprimés bi-axialement tout en maintenant une injection d'eau.

Ce protocole expérimental est, certes, simple à réaliser mais sa représentativité reste discutée. En effet, une coupe à la scie oblique à surface poncée ne représente pas la réalité des failles naturelles qui non seulement sont aléatoires, mais sont souvent présentes en réseaux de tailles et directions diverses. De plus, un tel échantillon aussi réduit perd en précision suite à l'effet d'échelle quand on essaie de le rapporter à un domaine plutôt étendu tel celui d'un site réel d'injection.

Une autre façon de faire, qui remédie partiellement au problème d'orientation de la faille est de justement considérer un échantillon qui contient déjà une fracture naturelle. C'est le cas

de l'étude de *Y. Ji et al.* [26] dont les échantillons en granite ont été comprimés selon des tests triaxiaux. En premier lieu, le spécimen a été soumis à un cisaillement afin d'en déduire sa résistance au cisaillement, il sera par la suite maintenu sous une contrainte qui correspond à 90% de sa résistance au cisaillement. Ceci permet de reproduire une faille critique proche du seuil de glissement et donc très sensible aux variations de pression. Ainsi, quoique la faille étudiée n'est en rien idéalisée – il s'agit bien d'une fracture naturelle –, l'expérience reste très spécifique et difficile à généraliser. En effet, encore une fois on ne peut étudier que cette faille isolée alors qu'en réalité on repère souvent des réseaux de failles interconnectées, mais en plus cette expérience est très limitée en termes de contraintes. Un seul état de contrainte critique a été exploré. Il reste alors difficile expérimentalement de représenter un large domaine d'état de contrainte initial, des plus marginales aux plus critiques. On se retrouve souvent en laboratoire à devoir compromettre la généralité de l'étude aux profits d'une étude spécifique à un état de contrainte d'intérêt.

Or, ceci ne dénigre en rien l'importance d'une étude expérimentale préliminaire pour orienter les postulats sur lesquels se baseront les études numériques par la suite. À titre d'exemple, une des études expérimentales qui explore le rôle de variations de contrainte sur la sismicité induite est celle de *M. Naderloo et al.* [40]. Quoique cette étude ne s'intéresse pas directement à l'injection cyclique du fluide, elle renforce considérablement notre compréhension des phénomènes qu'une telle injection induit. En effet, il s'agit ici d'explorer le rôle d'une application de contraintes cycliques sur des échantillons cylindriques de gré soumis à des tests de compression uniaxiale. Ce protocole expérimental est bien plus facile que celui d'un test triaxial où il faut veiller à bien suivre la contrainte axiale, celle de confinement et la pression du fluide injecté. Or, cette expérience simplifiée relate efficacement l'effet des contraintes cycliques – analogues à des cycles d'injection-cessation successifs – sur le dégagement d'énergie et par extension la sismicité induite. Dans de telles conditions, la cyclicité des contraintes mitige le risque d'un aléa sismique large et induit à la place plusieurs événements réduits. Cette étude, quoique simplifiée par rapport au présent problème d'injection de fluide, permet très bien de guider les hypothèses à adopter par le futur quant à l'injection cyclique.

Ainsi, quoique l'approche expérimentale demeure limitée en termes d'étendue, d'état de contrainte initial adopté et d'intensité des événements qu'on peut induire en échelle réduite, elle s'avère essentielle pour former une compréhension préliminaire du problème. Elle est également adaptée pour documenter les cas notables liés à l'injection souterraine du fluide qui servent pour calibrer les modèles les plus poussés.

2.4.2 Observations de terrain

Les occurrences d'évènements sismiques ayant été reportés ont résulté d'observations in situ et ont alimenté de plus ample campagne d'inspection de terrain. Il s'agit de la première étape pour documenter une réponse sismique due à l'injection de fluide. Cette approche repose sur une instrumentation fine qui permet le suivi in situ. On cherche souvent avec cette approche à décrire la géométrie de la zone ayant subi le séisme, la répartition de la réponse sismique et caractériser l'influence du protocole d'injection.

Cette approche a été mise en œuvre, par exemple, au Laboratoire Souterrain à Bas Bruit (LSBB) à Rustrel en France [41, 42]. Il a été sujet de réaliser des injections localisées dans une faille inactive s'y trouvant. Un enregistrement haute résolution de la pression et un réseau sismique triaxial ont été utilisés afin de suivre la réaction de cette faille à l'injection. Les résultats ont mis en évidence un glissement asismique d'ordre millimétrique dans la zone d'injection accompagné d'une microsismicité dans la zone environnante de magnitude inférieure à 2.0. On a précisément détecté 215 évènements sismiques tous d'une haute fréquence.

D'autres études optent pour une approche couplée : des observations de terrain accompagné d'une tentative de reproduction au laboratoire. On cherche souvent ainsi à se défaire de l'effet d'échelle potentiel qui a lieu lors d'une reproduction expérimentale pure. En effet, une faille naturelle est selon une échelle bien plus étendue que les ouvertures dans les échantillons de roche que l'on peut se permettre au laboratoire. L'étude de *F. Cappa et al.* [43] montre toutefois qu'en reproduisant les mêmes séquences de simulation sur les failles in situ et les fractures adoptées en laboratoire, les mêmes dynamiques se produisent [43]. On observe l'ouverture de la faille suivie d'un glissement stable qui correspond au glissement asismique. Ainsi, cette approche est complémentaire des deux autres et sert surtout à valider les modèles hydromécaniques en essayant de reproduire les résultats relevés par des observations de terrain à travers des protocoles expérimentaux ou des modèles numériques.

2.4.3 Approche numérique

L'approche numérique est celle la plus répandue pour étudier ce type de problèmes hydro-mécaniques ; elle sera celle que l'on adoptera également dans la présente étude. Elle a pour avantages de permettre une modélisation de divers types de failles – orientés différemment et interconnectées si nécessaire –, de divers sites – états de contraintes initiales différents – et de divers protocoles d'injection. Il s'agit donc d'une alternative plus globale qui garantit une étude plus représentative.

Avec ce type d'approche, le défi majeur est de représenter le domaine d'étude et de pouvoir résoudre les équations gouvernantes sur cette étendue spatiale. Un maillage du domaine permet de résoudre plus facilement les équations intégrales dont dépend le problème à travers

une discrétisation de la surface. Ceci est particulièrement complexe autour de la faille puisqu'elle représente une discontinuité dans le domaine. Ainsi, plusieurs méthodes peuvent être utilisées afin de mailler le domaine d'étude dont les concepts fondateurs seront par la suite détaillés dans la partie méthodologie. On se contentera dans cette partie d'en citer l'usage et les limitations respectives.

Une façon de faire est travers la Méthode des Éléments Finis (Finite Element Method FEM) qui est une alternative répandue. Elle est en général adéquate d'usage pour divers types de problèmes dans des domaines différents, le présent problème ne fait pas exception [44]. En effet, la FEM permet une modélisation des problèmes dont la géométrie est complexe ; à travers la présence de discontinuités dans ce cas-ci. Elle est aussi adaptée à des études pluridisciplinaires ; elle permet de résoudre les équations gouvernant la pression du fluide et celles gouvernant le tenseur de contraintes. Cependant, cette méthode est très lourde en calcul, surtout à cause des non-linéarités de contact causées par la présence des discontinuités. La Méthode des Éléments Finis Étendue (Extended Finite Element Method X-FEM) vient alléger le problème que rencontre la FEM autour des discontinuités [21]. Elle introduit une fonction qui décrit les changements autours des singularités sans avoir à reprendre le maillage à chaque fois que la faille évolue. Ceci remédie à la non-linéarité de contact qu'introduisait la faille, mais cette méthode demeure très lourde en calcul. En effet, afin d'étendre la méthode des éléments finis classiques pour qu'elle reflète les changements de la faille sans avoir à remailler, des degrés de liberté supplémentaires sont accordés aux nœuds des éléments autour de la faille. Ceci alourdit le calcul et peut également poser des problèmes de convergence quant à la définition de la nouvelle fonction introduite.

La Méthode de Discontinuité de Déplacement (Discontinuity Displacement Method DDM) semble être plus adaptée pour la modélisation de la faille qui représente justement une discontinuité [4, 19, 20, 23, 45–47]. Il s'agit d'une variante de la Méthode des Éléments de Frontière (Boundary Elements Method BEM) qui concerne spécifiquement les problèmes avec des discontinuités en déplacement – la faille qui glisse dans ce cas-ci –. Le principe consiste à mailler autour de la discontinuité où le bond de déplacement a lieu, sans avoir à mailler tout le domaine d'un maillage raffiné en espérant repérer les variations autours des singularités. Ceci fait en sorte que le coût numérique de la méthode est concentré autour de la discontinuité qui nous intéresse, et moindre ailleurs. Ainsi, cette méthode est moins lourde en temps et en calcul que celle des éléments finis puisqu'elle permet de ne discrétiser que la surface de la faille ce qui réduit le problème d'une dimension. Il faut toutefois s'assurer que le milieu environnant demeure élastique homogène isotrope.

Plusieurs méthodes sont alors disponibles pour modéliser numériquement ce problème. Chacune présente des particularités et avantages qui lui sont propres. Le choix d'une méthode

en faveur d’une autre se fait souvent par souci de temps et de complexité du calcul. Dans la présente étude, on optera pour la DDM afin de modéliser le problème.

2.5 Géométrie de modélisation du problème

La modélisation du problème repose sur la modélisation du domaine spatial pertinent, qui est dans ce cas la faille le long de laquelle ont lieu les changements d’intérêt : la diffusion de pression et le glissement induit. Or, comme on vient de le préciser dans la section précédente, cette discontinuité présente un niveau de complexité quant à sa modélisation ; que ce soit par rapport au choix de la méthode de modélisation, ou de sa géométrie. En effet, chaque étude choisit une géométrie qui s’adapte à son modèle. Ainsi, trois possibilités se présentent :

- Une modélisation 3D avec une faille planeaire,
- Une modélisation 2D dans des conditions de déformations planes,
- Une modélisation 1D axisymétrique avec une discontinuité linéaire,

2.5.1 Modélisation tridimensionnelle

Il s’agit de la modélisation la plus proche de la réalité du problème. Elle permet de suivre le comportement de failles orientées aléatoirement dans un milieu tridimensionnel, ce qui permet de suivre les changements hydromécaniques induits selon les trois directions. Ceci est fait en général en considérant que la faille est planeaire dans deux demi-espaces semi-infini [19,20,23], comme on peut le voir sur la Figure 2.6.

Cette considération permet d’observer des modes de rupture mixtes, ce qui est particulièrement intéressant dans notre cas puisque le glissement est affecté par des changements de l’état de contraintes dans toutes les directions. Quant à l’injection de fluide, en considérant que l’écoulement n’a lieu que à travers et le long de la faille, on peut restreindre ce modèle de diffusion à un modèle bidimensionnel. Ce couplage entre une évolution tridimensionnelle de la faille et une diffusion bidimensionnelle de la faille est apte à décrire fidèlement le problème. Toutefois, avec une telle précision vient une plage d’informations à traiter ce qui peut alourdir les modèles numériques. Afin de concilier ces deux aspects ; à savoir la précision acquise par un modèle tridimensionnel et la lourdeur supplémentaire du calcul due aux degrés de liberté en plus, l’étude de *A. Sáez et al.* [19] a opté pour des matrices hiérarchiques couplées à la matrice des éléments de frontière. Ce choix vient du fait que la matrice de collocation avec une Méthode de Déplacements Discontinus est pleine et dense. En effet, cette étude opte pour une modélisation tridimensionnelle de la faille avec la méthode des éléments de frontière. Ainsi, la faille est discrétisée en n éléments qui interagissent entre eux, la matrice qui relie donc le déplacement d’un élément aux changements de la contrainte de cisaillement ailleurs est dense et asymétrique. Il s’agit d’une matrice de dimension $n \times n$, sur laquelle il

faut appliquer des opérations de calcul. Ceci devient rapidement lourd avec l'augmentation du nombre d'éléments n . D'où l'utilisation d'une matrice hiérarchique qui permet d'approximer l'interaction entre les éléments les plus éloignés, établissant ainsi une sorte d'hierarchie de priorité quant à leur rang numérique. Quant aux éléments les plus rapprochés, ils sont prioritaires et on y investit une plus grande résolution de calcul.

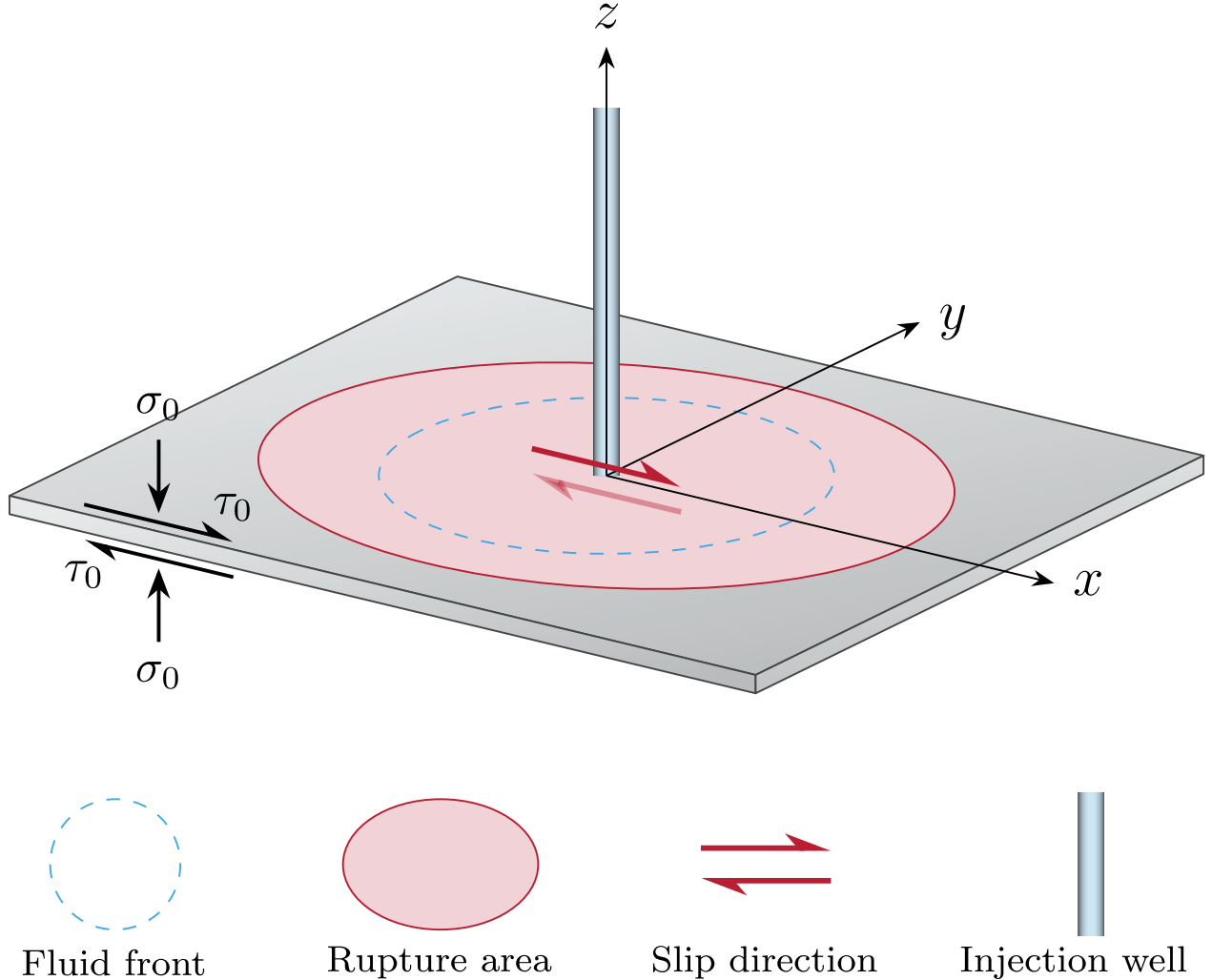


FIGURE 2.6 Exemple de modélisation de faille planaire d'épaisseur w dans un domaine 3D

D'autre part, une étude 3D permet de suivre le front de rupture dont la propagation est quasi-elliptique lorsque le coefficient de Poisson est non nul [19]. Cette propagation ne peut être suivie autrement qu'avec un tel modèle. Cependant, grâce à cette étude, il est prouvé que quoique le coefficient de Poisson modifie l'allure du front de rupture, ses lois de progression et d'évolution ne dépendent pas de ce coefficient [19]. Ceci a permis de simplifier les études futures en considérant un coefficient de Poisson nul. Ce dernier induit un front de rupture

circulaire et permet alors de simplifier le modèle 3D en considérant une axisymétrie centrée sur le point d'injection ce qui simplifie d'autant plus les calculs numériques.

En somme, le modèle 3D est certes plus précis et plus proche de la réalité conceptuelle du problème, mais il vient avec un coût de calcul important. Ce dernier peut être allégé par exemple en utilisation des matrices hiérarchiques, ou en considérant une axisymétrie grâce à un coefficient de Poisson nul.

2.5.2 Modélisation planaire

Il est clair qu'un modèle 2D, si l'on arrive à maintenir sa représentativité du problème, est une alternative très intéressante. En effet, opter pour des éléments de maillage bidimensionnels réduit considérablement les degrés de liberté du problème, et par là allège le coût de calcul qui semble gêner la modélisation en 3D.

Pour pouvoir adopter un tel modèle, on opte souvent pour une représentation en déformation plane [2, 44]. On considère alors que le domaine est une section droite qui s'étend infiniment dans la direction hors-plan et qui ne se déforme pas le long de cette direction puisqu'elle est maintenue en place par les sections qui l'entourent à gauche et à droite.

Cette simplification du problème est très utile lorsqu'on cherche à explorer divers scénarios d'injection avec des paramètres de site et d'injection différents. Vu que le coût de calcul est réduit, on peut alors se permettre des analyses de sensibilité des divers paramètres d'étude séparément à travers un grand nombre de simulations [2]; chose qui serait un peu plus complexe à réaliser avec une modélisation en 3D vu le temps de calcul et le coût numérique nécessaires.

Dans ce type de modèles, la faille est considérée comme une discontinuité préexistante dans le domaine 2D considéré. Elle obéit à une loi de friction – généralement celle de Mohr-Coulomb adéquate à des utilisations en roche – qui fait que la faille glisse quand la contrainte de cisaillement dépasse la résistance de la faille [2]. Ceci représente un comportement frictionnel usuel.

Or, si l'on cherche à prendre compte de l'affaiblissement frictionnel que subit la faille en cours d'injection, il faut procéder autrement. Une façon de faire est de considérer des éléments cohésifs le long de l'interface de la faille qui évoluent en fonction de la contrainte appliquée [44]. Ces éléments obéissent à un critère de dégradation qui évolue de la valeur initiale de 0 – la faille est bloquée et ne glisse pas – à un degré de dégradation maximal de 1 avec l'évolution de la contrainte de cisaillement et la diffusion de la pression. Ainsi, la friction de ces éléments continue à se dégrader jusqu'à l'atteinte d'une valeur résiduelle quand ces éléments sont endommagés au maximum – le degré de dégradation atteint 1 –. Une telle formulation permet au modèle de refléter le phénomène d'affaiblissement de la friction, ce

qui le rend un peu plus fidèle à la réalité du problème.

Ainsi, une modélisation en 2D s'avère avantageuse pour explorer divers scénarios d'injection sans avoir à s'affliger le coût de calcul important qu'impose une modélisation en 3D. Elle permet de faire des analyses de sensibilité sur les divers paramètres sans compromettre le temps de calcul. Or, quoique les résultats restent assez fidèles pour en tirer des conclusions générales, il ne faut pas omettre le fait qu'une telle modélisation considère que la section droite étudiée se répète fidèlement le long du domaine avec une déformation hors-plan nulle partout. Ceci reste une approximation puisque la nature aléatoire des discontinuités dont les orientations varient peut fausser cette hypothèse.

2.5.3 Modélisation axisymétrique

Si la modélisation 2D nous permet de réduire considérablement le coût numérique du problème, celle 1D le fait d'autant plus. La dérivation des équations dans un domaine unidimensionnel est très simplifiée et permet alors une comparaison directe du modèle avec les solutions analytiques ainsi dérivées. C'est pour cela qu'une telle modélisation simplifiée est idéale en tant que benchmark dans le sens où elle assure une appréhension préliminaire des phénomènes physiques ayant lieu le long de la faille.

Ceci n'est généralement possible que dans des conditions axisymétriques – cas où le coefficient de Poisson est nul – où le plan de la faille se trouve réduit à une modélisation linéaire. Elle sera par la suite discrétisée par des éléments unidimensionnels tout le long. Ceci est justifié par le fait qu'une faille est une discontinuité qui s'étend souvent beaucoup plus en longueur qu'en largeur ; d'où l'intérêt de la modéliser linéairement [48]. De cette façon, on peut se permettre une simplification considérable du modèle tout en captant la dynamique essentielle des divers phénomènes physiques qui se produisent.

Il est vrai qu'une telle approche reste limitée puisqu'elle repose sur une hypothèse simplificatrice qui porte sur le coefficient de Poisson. Mais elle permet de se faire une idée sur les tendances globales d'évolution des divers paramètres. Dans plusieurs cas, ceci est suffisant pour se former prises de position initiales face au problème, que l'on poussera par la suite, selon le besoin, vers une modélisation 2D ou même 3D.

2.6 Effet du coefficient de frottement

Le glissement le long de la faille est grandement affecté par le frottement qui s'y produit que ce soit à travers la rugosité-même de la surface de la faille ou la friction générée au cours du glissement. Il définit également la résistance au cisaillement de la faille qui représente le seuil du début de glissement à travers le critère de rupture de Mohr-Coulomb :

$$\tau_r = f(\sigma - p) \quad (2.2)$$

Ainsi, la définition du coefficient de frottement est primordiale dans ce type de modèles hydromécaniques. Deux grandes écoles se présentent :

- Un coefficient de frottement constant le long de la faille et invariant lors de la simulation,
- Un coefficient de frottement qui évolue au cours du glissement. On présentera ici deux modèles courants :
 - Loi de Rate and State,
 - Loi de décroissance linéaire (linear slip weakening law),

On détaillera les deux cas ci-dessous, et on note qu'on opte dans le présent mémoire pour un coefficient constant.

2.6.1 Coefficient constant

Un coefficient de frottement constant est souvent adopté pour des cas de glissement lent. La constance du coefficient de frottement permet de simplifier les calculs hydromécaniques ; on peut alors lier directement les variations de la résistance au cisaillement à celles de pression interstitielle. Ceci isole l'effet de la surpression en évitant de le coupler à celui du décroissement du coefficient de frottement. Plusieurs recherches optent pour cette alternative vu sa simplicité et son efficacité. Ce choix est amplement justifié dans la majorité des cas.

D'abord, pour les roches de la croûte terrestre, on trouve expérimentalement que le coefficient de frottement est généralement aux alentours de 0.6–0.8 pour des contraintes sous pression hydrostatique ou lithostatique selon la loi de Byerlee [49]. Cet intervalle est déjà assez limité, ce qui pourrait justifier que l'on opte pour un coefficient constant. De plus, les variations du coefficient de frottement observées expérimentalement sont de l'ordre du centième à hauteur de 0.2 dans les cas extrêmes, tandis que la pression varie de l'ordre de dizaines de mégapascals induisant ainsi de plus amples changements dans la contrainte normale effective [49, 50].

Par suite, un modèle numérique avec un coefficient de frottement constant constitue un choix d'étude généralement justifiable. Cependant, il demeure important d'explorer l'effet de la variation de ce coefficient en poussant l'étude par la suite à travers notamment un modèle Rate and State.

2.6.2 Coefficient variable

2.6.2.1 Modèle Rate and State

Afin de prendre en compte la décroissance du coefficient de frottement au cours du glissement, on opte souvent pour des lois qui lient cette tendance au glissement ou au taux du glissement [51]. Il s'agit souvent de la loi Rate and State. Elle lie la variation du coefficient de frottement à l'effet instantané de la variation du taux de glissement – composante Rate – et à l'effet de mémoire temporel de la surface de contact – composante State.

La loi s'écrit souvent sous sa forme générale :

$$f(t) = f_0 + a \ln \left(\frac{V(t)}{V_0} \right) + b \ln \left(\frac{\theta V_0}{D_c} \right) \quad (2.3)$$

Où :

- $f(t)$: le coefficient de frottement à l'instant t
- f_0 : le coefficient de frottement de référence qui correspond au frottement pour un taux de glissement de V_0
- V : le taux de glissement à l'instant t
- θ : variable d'état qui décrit l'état de la surface de contact
- D_c : distance de glissement caractéristique qui contrôle le taux d'évolution du frottement
- a, b : constantes empiriques souvent de l'ordre de 10^{-2} à 10^{-3}

Cette formule comprend les deux composantes Rate and State :

- $a \ln \left(\frac{V(t)}{V_0} \right)$: la composante instantanée (Rate)
- $b \ln \left(\frac{\theta V_0}{D_c} \right)$: la composante temporelle (State)

Il faut en plus définir la loi de variation du paramètre d'état θ . Pour ce, on opte souvent pour l'une des deux lois suivantes :

2.6.2.1.1 Aging law [52] : présente deux régimes ; un régime de récupération pendant lequel θ croît, et un d'affaiblissement pendant lequel θ décroît :

$$\frac{d\theta}{dt} = 1 - \frac{V\theta}{D_c} \quad (2.4)$$

2.6.2.1.2 Slip law [53] : selon cette loi, θ ne fait que décroître en cours de glissement, sans récupération pendant l'arrêt :

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{V\theta}{D_c} \ln \left(\frac{V\theta}{D_c} \right) \quad (2.5)$$

Ainsi, un modèle de Rate and State permet de prendre en compte l'évolution du coefficient

de frottement en cours du glissement. Il met en jeu deux effets ; celui instantané du taux de glissement et celui temporel de l'état de la surface de contact qui présente un effet mémoire.

2.6.2.2 Loi de décroissance linéaire

La loi de décroissance linéaire ou Linear slip weakening law est souvent utilisée pour modéliser la réduction du coefficient de frottement au cours du glissement [20, 54]. Ce modèle est plus simple que celui Rate-and-State. Il suffit en effet de considérer un coefficient de frottement décroissant linéairement, jusqu'à une valeur résiduelle donnée. Ce principe est représenté dans la figure suivante :

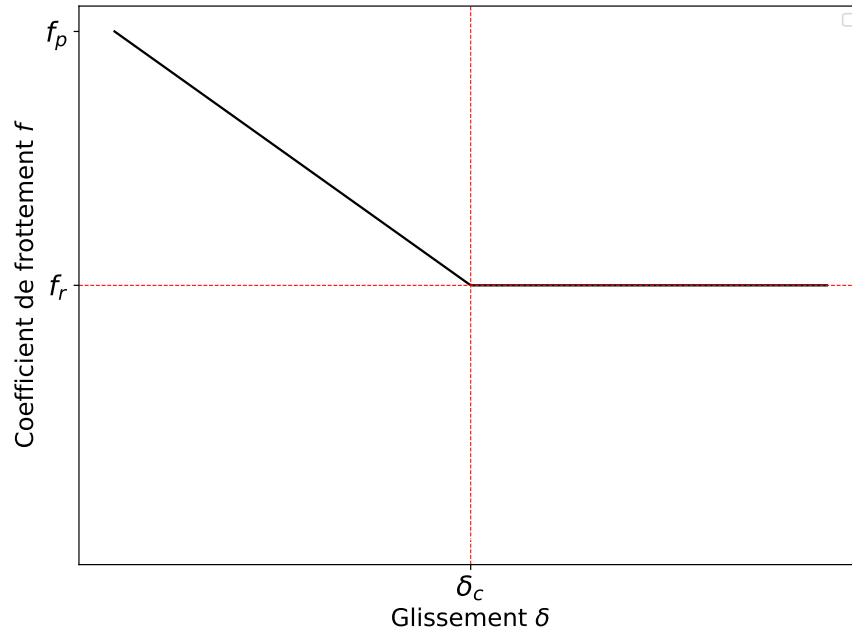


FIGURE 2.7 Modèle de décroissance linéaire du coefficient de frottement en fonction du glissement

Sur la Figure 2.7, on retrouve les trois paramètres nécessaires pour la définition d'une loi de décroissance linéaire du coefficient de frottement :

- f_p : la valeur au pic qui correspond au coefficient de frottement statique
- f_r : la valeur résiduelle qui correspond au coefficient de frottement dynamique
- δ_c : la distance critique de glissement qui définit le passage à un régime résiduel constant

Ainsi, ce modèle est bien plus simple à définir et implémenter. Cependant, il n'est naturellement pas aussi précis que le modèle Rate-and-State. En effet, il ne permet pas de prendre en compte l'effet du taux de glissement qui, à son tour, peut affecter le coefficient de frottement.

Les périodes de relaxations repérées avec des modèles de Rate-and-State ne sont également pas prises en compte. Il s'agit de périodes où l'on observe un renforcement momentané de la faille lorsqu'elle est en repos. On parle souvent d'une cicatrisation de la faille dont la résistance au cisaillement augmente avec l'absence du glissement.

Ce modèle est alors un entre-deux qui allège le calcul et facilite l'implémentation par rapport à la loi de Rate-and-State, et offre une représentation plus réaliste que la considération constante.

2.7 Effet du coefficient de Poisson

Le coefficient de Poisson permet au modèle numérique de prendre en compte la transmission des contraintes planaires dans la faille dans les directions hors plan. Il est alors implémenté dans le calcul du tenseur des contraintes dans la faille.

Ce coefficient affecte principalement la surface de rupture, tel que prouvé par les travaux de *A. Sáez et al.* [19]. En effet, en adimensionnant, le problème autosimilaire ne dépend plus que de deux paramètres adimensionnels ; le fault stress parameter T et le coefficient de Poisson ν . Après variation de ce dernier, il s'avère qu'il contrôle l'allure de la surface de rupture. Elle est alors circulaire pour un coefficient de Poisson $\nu = 0$ – ce qui garantit au problème en plus de l'autosimilarité une axisymétrie – et quasi-elliptique pour un coefficient non nul.

Il est clair qu'opter pour un coefficient de Poisson nul simplifie encore amplement notre problème. Une axisymétrie nous permet de passer d'un problème tridimensionnel à un unidimensionnel sans compromettre l'exactitude des résultats.

Ceci est d'autant plus justifié puisque ce coefficient, quoique décisif quant à l'allure de la surface de rupture, n'affecte en rien son aire ni sa propagation. En effet, la surface de rupture évolue dans le temps selon l'équation suivante [19] :

$$A_r(t) = 4\pi\alpha\lambda^2t \quad (2.6)$$

Où :

- $A_r(t)$: la surface de rupture à l'instant t
- α : la diffusivité hydraulique de la faille
- λ : un facteur d'amplification physique

La surface de rupture évolue alors linéairement dans le temps sans que son évolution ou son étendue dépendent du coefficient de Poisson.

En optant alors pour un coefficient de Poisson nul, certes on modifie l'allure qu'aurait réellement la surface de rupture, mais ceci n'affecte pas les tendances des divers paramètres observés. Dans la présente étude, on considère également un coefficient de Poisson nul.

2.8 Motivations de l'exploration de l'injection cyclique

Depuis les premières instances d'aléas sismiques reportés en relation avec l'injection souterraine de fluide, on a commencé à explorer diverses variantes et alternatives pour mitiger ce risque. La variante cyclique est rapidement devenue populaire dans les recherches liées à cette problématique. Le protocole d'injection cyclique qui représente une succession de phases d'injection et phases de repos, semble être défini pour offrir quelques avantages grâce à ces périodes de quiétude. On précisera dans cette section trois principaux avantages potentiels qui ont motivés l'intérêt pour l'injection cyclique.

D'abord, par définition même du protocole d'injection cyclique, on s'attend à ce que les périodes de repos soient bénéfiques pour favoriser la dissipation de pression. De cette façon, on alterne entre des périodes d'injection et d'autres de repos durant lesquels la faille peut se restructurer. On s'attend alors à avoir des pics de pression plus réduits, ce qui serait très bénéfique pour éviter du glissement dynamique brusque et instable.

Ceci a justement été documenté dans plusieurs études [26, 55] où l'on reporté la diminution des extremums de pressions atteints avec une injection cyclique. Pour le cas de l'étude de *H. Hofmann et al.* [55], il a été sujet de mettre en place un protocole d'injection cyclique dans le site Pohang Enhanced Geothermal System en Corée du Sud. Cette recherche est particulièrement intéressante vu l'historique du site. Il s'agit d'un site où l'on avait enregistré des aléas sismiques lors d'opérations de stimulation hydraulique antérieures. Ceci a motivé l'implémentation sur site de l'injection cyclique comme alternative. Il s'avère qu'en effet, les périodes de repos permettent une meilleure diffusion de la pression et évitent les surpressions locales. Ceci suggère l'efficacité de l'injection cyclique sur le terrain.

Ensuite, en permettant une meilleure gestion des surpressions, l'injection cyclique permet surtout d'empêcher le glissement dynamique instable et brusque. Elle favorise donc un glissement asismique stable et lent. Elle permet de libérer de l'énergie élastique dont l'accumulation induit des événements sismiques [26]. En effet, durant les périodes de repos, la pression décroît ; la résistance au cisaillement de la faille augmente alors. Le tenseur de contrainte est alors restructuré durant cette période ; la faille est légèrement plus résistante et la pression est diffuse. On observe alors souvent plusieurs occurrences de glissement réduit plutôt qu'un événement majeur et plus imposant.

Ainsi, l'injection cyclique promet d'être une alternative viable pour mitiger les risques sismiques liés à ce genre d'applications. On s'attend à ce que les périodes de repos soient efficaces pour mieux diffuser la pression et favoriser le glissement lent stable.

Cependant, il reste à déterminer comment le jeu de paramètres propres à la cyclicité du protocole – à savoir le nombre de cycle et la durée du temps de repos – affectent ces avantages supposés. On ignore également toujours comment se traduisent les divers paramètres dans le

cas de l'injection cyclique. En effet, on ne manque pas d'études qui explorent le comportement des paramètres hydromécaniques liés à ce genre de problème dans le cas de l'injection à taux constant. Cependant, il reste lieu à approfondir notre compréhension de ces dits comportements et de comment ils se retransgressent dans le cas d'une injection cyclique. Notre étude vise à contribuer à cela et à approfondir notre compréhension de la réaction hydromécanique de la faille face à une injection cyclique. On cherche précisément à savoir si l'étendue spatiale de l'injection cyclique est réduite par rapport à l'injection à taux constant.

CHAPITRE 3 METHODOLOGIE

3.1 Description du modèle

3.1.1 Description de la géométrie

On considère dans cette étude une faille planaire d'épaisseur w qui se trouve dans un domaine tridimensionnel. Notre géométrie bénéficie d'une axisymétrie – puisque l'on opte pour un coefficient de Poisson nul – ce qui nous permet de réduire les degrés de liberté à une faille linéaire unidimensionnelle qui décrit par révolution autour de l'axe d'injection le domaine en entier. Ainsi, le point d'injection représentera le centre de notre domaine, correspondant à une coordonnée axiale de $r = 0$. La figure suivante tirée de [46] présente un schéma du domaine d'étude ainsi décrit :

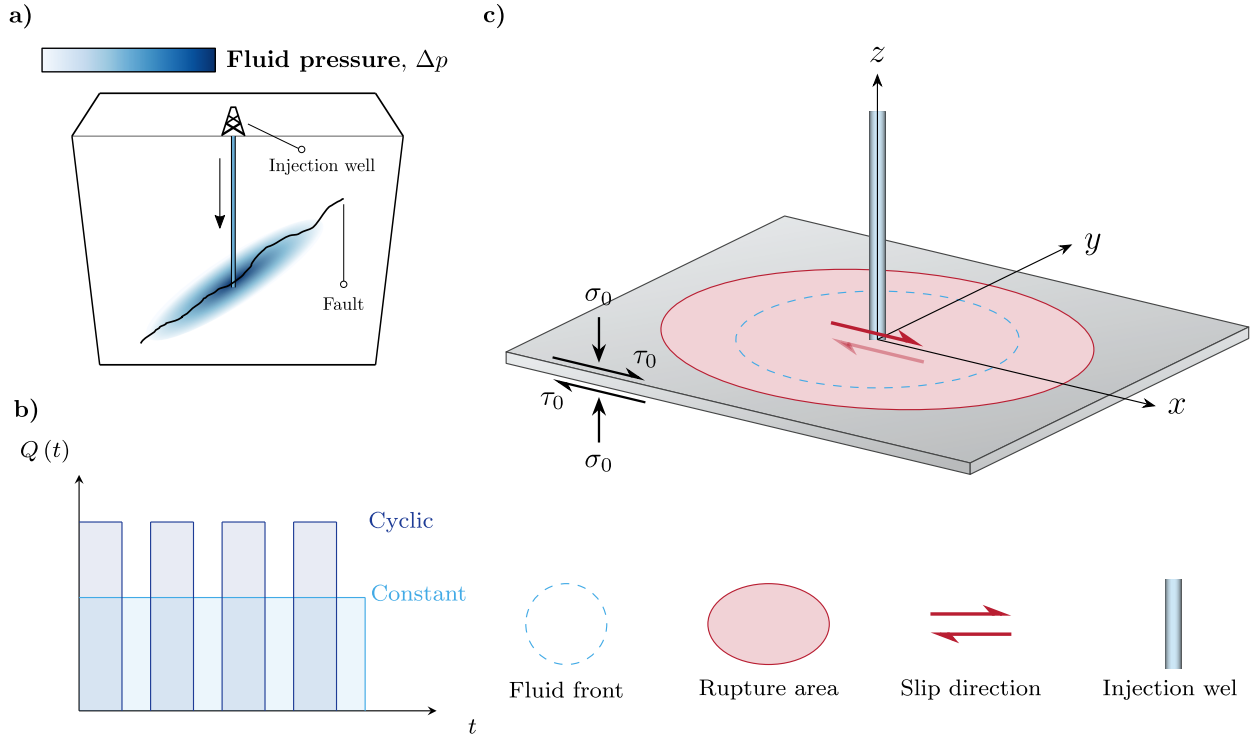


FIGURE 3.1 Schéma de la géométrie de notre modèle : (a) Milieu 3D avec injection sur la faille, (b) Protocoles d'injections adoptés dans des conditions de volume et temps constants, (c) Faille planaire et puit d'injection à l'origine

Ce point est alors le puit d'injection à travers lequel on injectera en premier lieu selon un protocole d'injection à taux constant, ensuite selon une injection cyclique. La particularité de cette dernière dans notre étude est qu'elle sera à volume et temps constant. Ceci signifie que

le même volume total V_0 sera injecté dans les deux cas de figures et que les deux injections prendront fin au même moment final t_f . Ce choix a été fait pour d'abord répondre aux besoins pratiques de l'industrie puisqu'on cherche souvent à injecter un volume connu dans des délais raisonnables, et ensuite pour garantir une comparabilité entre les deux scénarios.

Pour modéliser ce protocole d'injection cyclique, deux paramètres d'injection s'imposent. D'abord le nombre de cycles n et le ratio du temps de repos ρ_r qui représente le pourcentage de repos durant un cycle. Il correspond donc à :

$$\rho_r = \frac{t_r}{t_f/n} = \frac{nt_r}{t_f} \quad (3.1)$$

où t_r est le temps de repos durant un cycle et t_f/n la durée d'un cycle.

Ainsi, on veille à maintenir le même volume injecté dans les deux cas, mais chacun dispose d'un débit d'injection différent. En effet, pour l'injection à taux constant, on a :

$$Q_{cte} = \frac{V_0}{\Delta t} = \frac{V_0}{t_f} \quad (3.2)$$

Tandis que pour l'injection cyclique, on a :

$$Q_{cycl} = \frac{V_0}{\Delta t} = \frac{V_0}{t_i} \quad (3.3)$$

Où t_i est le temps total d'injection qui correspond au temps total moins le temps d'arrêt t_r des n -cycles. Soit :

$$t_i = t_f - n \times t_r = t_f - t_f \times \rho_r = t_f(1 - \rho_r) \quad (3.4)$$

Par suite :

$$Q_{cycl} = \frac{V_0}{t_f(1 - \rho_r)} = \frac{Q_{cte}}{(1 - \rho_r)} \quad (3.5)$$

Ainsi, le débit d'injection pour l'injection cyclique est supérieur à celui de l'injection à taux constant pour un même volume V_0 injecté et durant une même période d'injection totale t_f . Pour des fins de modélisation, la Figure 3.2 représente un exemple de variation du taux d'injection pour les deux cas de figure :

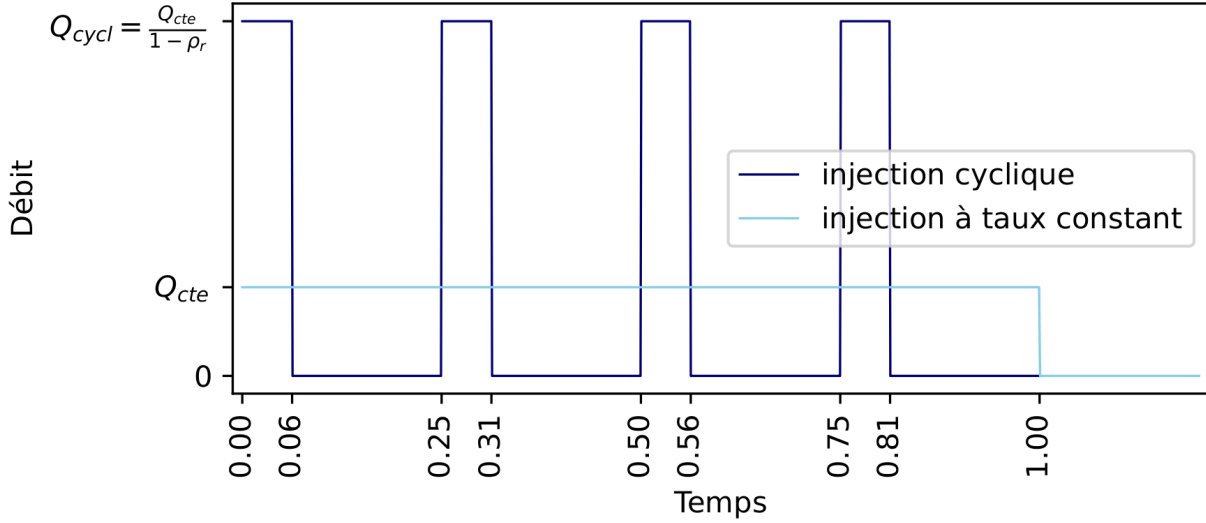


FIGURE 3.2 Évolution temporelle du débit pour une simulation d'injection à taux constant et d'injection cyclique où $\rho_r = 0.75$ et $n = 4$

3.1.2 Hypothèses de travail

Afin de modéliser le problème, il a fallu définir quelques hypothèses de travail ; que ce soit pour des fins de simplification ou de spécificité. Les principales hypothèses sont alors comme suit :

- **Condition d'écoulement** : On considère que la diffusion de la pression du fluide injecté se fait à travers et le long de la surface de la faille sans qu'il y ait une absorption du fluide dans la matrice rocheuse environnante. Ceci est justifié grâce à la perméabilité de la faille qui est considérée largement supérieure à celle de la matrice rocheuse, ce qui favorise l'écoulement dans le plan de la faille.
- **Condition d'axisymétrie** : Dans cette étude, on opte pour un coefficient de Poisson nul, ce qui nous garantit l'axisymétrie du problème et nous permet d'opter pour une modélisation unidimensionnelle de la faille. Ceci est justifié par le fait que le coefficient de Poisson modifie l'allure de la surface de rupture sans affecter son aire ou sa propagation – se référer à la section 2.7 –.
- **Condition de friction** : Le coefficient de frottement dans ce modèle est maintenu constant. Ceci est suffisant dans les cas où le taux de glissement demeure réduit, il faudra alors juger de cela une fois nos résultats obtenus. Ce choix est d'usage pour ce genre de problème où l'on s'intéresse au glissement lent. Ceci sert également de benchmark pour des études futures poussées avec – souvent – des modèles de Rate-

and-State – se référer à la section 2.6.2 –.

- **Condition sur les effets thermiques** : On négligera dans cette étude les effets de la pressurisation thermique et du Flash Heating puisque ces deux phénomènes restent localisés dans des zones d'ordre millimétrique et qu'ils nécessitent des vitesses de glissement dynamique. En effet, puisque l'on s'intéresse dans notre cas à du glissement asismique lent, on n'est pas prêt d'atteindre le seuil de vitesse dynamique requis pour que ces deux phénomènes aient des conséquences significatives – se référer aux sections 2.3.4 et 2.3.5 –.

3.1.3 Description de l'approche numérique

Les simulations numériques ont été réalisées à travers la librairie `DDMFaultSlip.jl` [56]. Il s'agit d'une librairie dans le langage de programmation Julia qui utilise la Méthode des Éléments de Frontière (BEM) pour mailler le domaine et effectuer les calculs. On s'attardera plus amplement sur cette librairie par la suite.

Le choix de la Méthode des Éléments de Frontière est en faveur d'optimiser le temps et le coût du calcul. En effet, cette méthode nous permet dans ce cas de se contenter de mailler la faille unidimensionnelle, qui plus est, puisqu'il s'agit de notre frontière d'intérêt. On évite alors d'avoir à mailler tout le domaine, chose qui reste assez lourde en temps de calcul. Le principe de cette méthode sera détaillé d'autant plus dans les sections qui suivent.

Quant au protocole des simulations numériques, on commencera par lancer les simulations correspondant à l'injection à taux constant pour divers types de failles, puis on lancera celles de l'injection cyclique pour ces mêmes failles tout en variant les paramètres d'injection.

3.2 Équations régissant le problème

Afin de modéliser ce problème, il faut coupler les réactions géomécaniques du système en termes de glissement et de contraintes à celles hydrauliques dues à la diffusion de la pression. En décrivant l'équilibre quasi-statique du système, on obtient une équation qui lie le glissement subi à la contrainte de cisaillement. Dans le cas tridimensionnel axisymétrique en coordonnées polaires, cette équation s'écrit :

$$\tau(r, t) = \tau_0 + \frac{\mu}{2\pi} \int_0^{R(t)} \frac{\partial \delta}{\partial s} \left(\frac{1}{s-r} E(k[\frac{r}{s}]) + \frac{1}{s+r} F(k[\frac{r}{s}]) \right) ds \quad (3.6)$$

Où :

- $R(t)$: Front de rupture à l'instant t le rayon du domaine qui glisse. Par révolution autour du point d'injection, ce rayon trace la surface de rupture circulaire
- μ : le module de cisaillement

— F : l'intégrale elliptique complète de première espèce telle que :

$$F(k) = \int_0^{\pi/2} \frac{d\theta}{\sqrt{1 - k^2 \sin^2 \theta}} \quad (3.7)$$

— E : l'intégrale elliptique complète de seconde espèce telle que :

$$E(k) = \int_0^{\pi/2} \sqrt{1 - k^2 \sin^2 \theta} d\theta \quad (3.8)$$

— $k \in [0; 1]$: le module elliptique tel que $k(u) = \frac{2u}{1+u}$

La contrainte de cisaillement ainsi calculée est alors comparée à la résistance au cisaillement de la faille pour juger de la présence d'encore plus de glissement. Cette résistance au cisaillement est décrite par le critère de rupture Mohr-Coulomb sans cohésion comme suit :

$$\tau_r = f(\sigma - p) \quad (3.9)$$

Où :

- f : le coefficient de frottement maintenu constant dans cette étude
- σ : la contrainte normale
- p : la pression du fluide au plan de la faille axisymétrique autour du point d'injection et qui est régie par une loi de diffusion qu'on détaillera par la suite
- $\sigma' = \sigma - p$: la contrainte normale effective

Ainsi, la présence du glissement ou son absence dépend de comment se compare la contrainte au cisaillement induite dans la faille à sa résistance au cisaillement. Explicitement, on a :

- Si $\tau < \tau_s$: alors la résistance de la faille est supérieure à la contrainte de cisaillement qu'on lui impose. Il n'y a donc pas de glissement, la faille reste bloquée.
- Si $\tau = \tau_s$: alors la contrainte de cisaillement dépasse la résistance au cisaillement de la faille. Cette dernière commence alors à glisser.

Quant à la pression, elle évolue selon une équation de diffusion planaire dans le plan de la faille :

$$\frac{\partial p}{\partial t} - \alpha \nabla^2 p = 0 \quad (3.10)$$

Où :

- $\alpha = \frac{k}{\eta S}$: la diffusivité hydraulique
- k (m^2) : la perméabilité
- η ($\text{Pa} \cdot \text{s}$) : la viscosité
- S (Pa^{-1}) : un coefficient de stockage qui reflète la compressibilité de la faille et comment le fluide s'y trouvant est libéré face à une chute de pression

En coordonnées cylindriques, ceci s'écrit alors :

$$\frac{\partial p}{\partial t} - \frac{\alpha}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial p}{\partial r} \right) = 0 \quad (3.11)$$

Ces trois équations sont les équations gouvernant le problème. Elles reflètent un couplage hydromécanique entre une équation d'équilibre mécanique liant le glissement aux contraintes, une équation de diffusion du fluide, ainsi qu'un critère de rupture qui représente le seuil limite du glissement.

3.3 Librairie DDMFaultSlip.jl

3.3.1 Principe de la Méthode des Déplacements Discontinus

La Méthode des Déplacements Discontinus – Displacement Discontinuity Method (DDM) – est une variante de la Méthode des Éléments de Frontière (BEM). Cette dernière est une méthode numérique qui permet de résoudre des équations intégrales sur les frontières du domaine. Elle permet d'éviter d'avoir à mailler tout un volume dense pour se contenter de mailler une frontière.

La Méthode des Déplacements Discontinus consiste, quant à elle, à modéliser les fissures sous forme de déplacements discontinus dans un volume donné. Elle permet alors également d'éviter un maillage tridimensionnel en faveur d'une discrétisation localisée des fissures considérées comme frontières. Elle est souvent utilisée dans la mécanique des fractures puisqu'elle est particulièrement adaptée à la modélisation des fissures et failles qui constituent dans ce cas des discontinuités.

Le concept de base derrière cette méthode est de considérer la faille comme une discontinuité mécanique qui connaît un bond de déplacement entre ses deux surfaces. On parle donc d'un déplacement discontinu le long et à travers de la faille. Dans notre cas axisymétrique, notre faille est une ligne unidimensionnelle que l'on discrétise en éléments tout le long.

La formulation des équations régissant la méthode dépend grandement de la formulation d'une relation qui relie le glissement sur un élément donné à la contrainte de cisaillement qu'il induit ailleurs. Ceci est fait dans le cas d'un milieu élastique isotrope grâce aux fonctions d'influence dérivées des solutions fondamentales élastiques du problème. Il s'agit dans notre cas de l'équation 3.6 citée précédemment qui décrit comment le déplacement le long d'un élément influence le tenseur de contrainte tout autour et spécifiquement la contrainte de cisaillement.

Cette méthode est aussi très adaptée puisqu'elle permet naturellement un couplage entre le comportement mécanique de la faille qui glisse et celui hydraulique à travers la diffusion de la pression. Ceci sied notre problème qui est par définition de nature hydromécanique. En effet,

la Méthode des Déplacements Discontinus nous permet à chaque pas de temps de mettre à jour la pression calculée à travers l'équation différentielle de diffusion. Ceci altère alors la contrainte normale effective qui à son tour altère la résistance au cisaillement calculée depuis le critère de rupture de Mohr-Coulomb. Cette dernière est ensuite comparée à la contrainte de cisaillement calculée selon l'équation ci-dessus pour juger de la présence ou l'absence d'un glissement additionnel qui induit encore une fois une altération de la contrainte de cisaillement. Le cycle de calcul reprend alors jusqu'à la fin de la simulation. Ces étapes de calcul seront détaillées un peu plus dans les sections qui suivent.

3.4 Étapes de calcul mathématique

Le modèle numérique que l'on utilise est fondé sur un développement semi-analytique de la solution du problème couplé. On présente dans cette section une schématisation de l'algorithme qui gouverne la résolution du problème selon la Méthode des Déplacements Discontinus.

Il ne s'agira dans cette section que de présenter la suite logique du calcul. Le développement semi-analytique sera un peu plus détaillé dans la section suivante.

Pour mieux saisir le schéma fonctionnel, on précise les notations suivantes :

- τ : contrainte de cisaillement
- σ : contrainte normale
- δ : déplacement asismique
- ϕ : ouverture de la faille
- γ : déformation de cisaillement
- E_{ij} : la composante ij de la matrice de collocation élastique

La Figure 3.3 présente le schéma fonctionnel qui reflète la logique derrière la résolution numérique à travers la librairie `DDMFaultSlip.jl`.

3.5 Développement semi-analytique

3.5.1 Incrément de la contrainte de cisaillement

La relation fondamentale qui relie le glissement à la contrainte de cisaillement induite aux alentours est celle citée dans l'équation 3.6. En utilisant la Méthode des Déplacements Discontinus, on se permet de mailler uniquement la faille en tant que discontinuité. Dans notre cas axisymétrique, le problème se réduit à une discrétisation d'une faille linéaire unidimensionnelle. Soient alors :

- $n \in \mathbb{N}^*$ le nombre d'éléments — $i \in [1; n]$ un élément donné

On opte pour des fonctions de forme affines par morceaux souvent utilisées dans ce genre de problèmes [57] de telle sorte que :

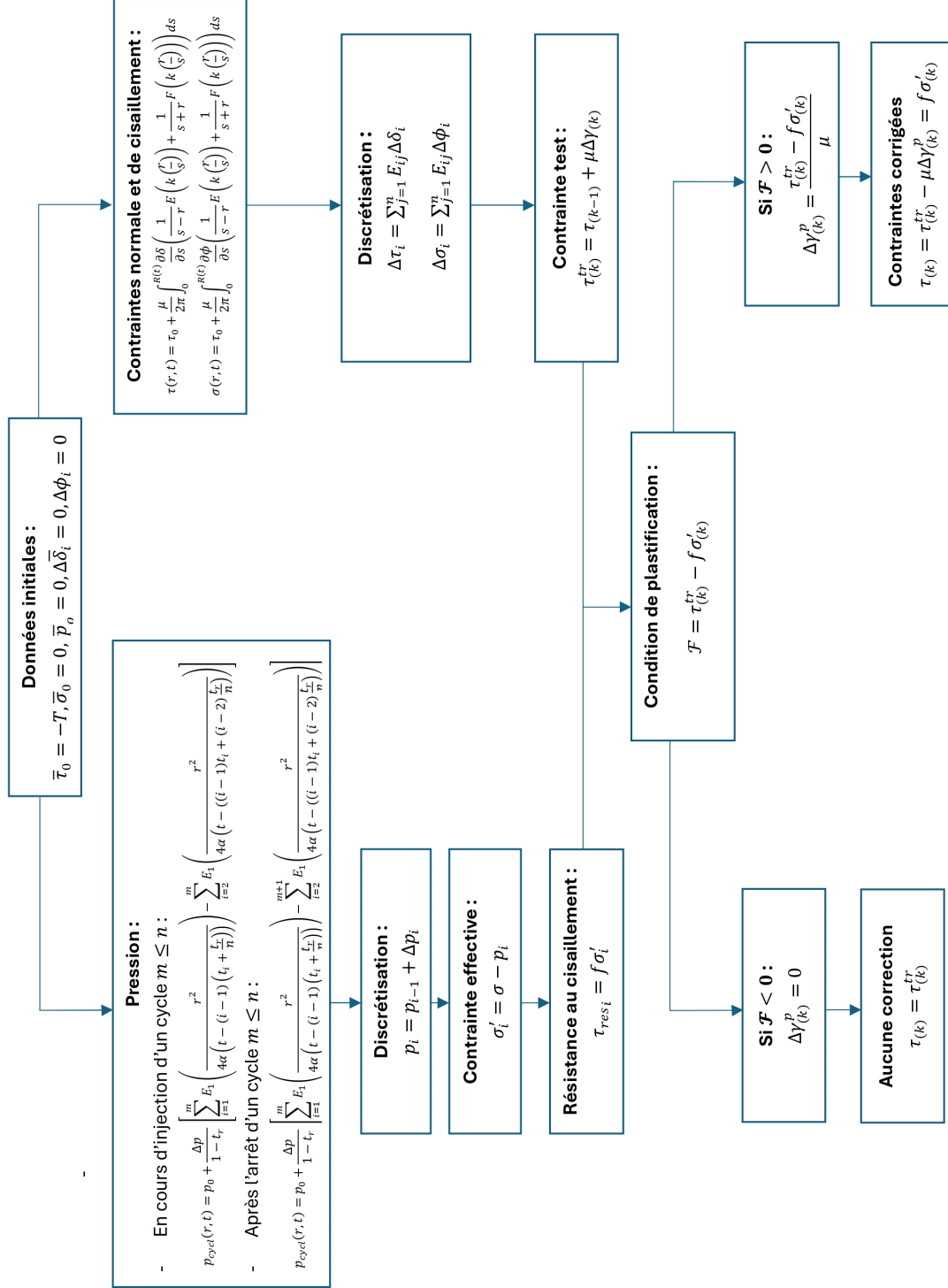


FIGURE 3.3 Schéma fonctionnel de l'algorithme de résolution numérique

$$\delta(s, t) = \sum_{i=1}^n \delta_i(t) \phi_i(s) \quad (3.12)$$

Où ϕ_i : la fonction de forme affine par morceaux de l'élément i

Dans le cas unidimensionnel, ce genre de fonctions de forme s'écrit :

$$\phi_i(s) = H(s - r_i) - H(s - r_{i+1}) \quad (3.13)$$

Où :

- H : la fonction Heaviside telle que $H(u) = 1$ si $u \geq 0$, 0 sinon
- r_i, r_{i+1} : les coordonnées radiales limitant l'élément i

Ainsi :

$$\Delta\delta(s, t) = \sum_{j=1}^n \Delta\delta_j(t) [H(s - r_j) - H(s - r_{j+1})] \quad (3.14)$$

$$\frac{\partial\Delta\delta}{\partial s} = \sum_{j=1}^n \Delta\delta_j(t) [\delta_D(s - r_j) - \delta_D(s - r_{j+1})] \quad (3.15)$$

Où δ_D : Fonction Dirac telle que $\delta_D(s - a) = 1$ si $s = a$, 0 sinon

Par suite :

$$\Delta\tau_i = \frac{\mu}{2\pi} \sum_{j=1}^n \Delta\delta_j(t) \int_{r_j}^{r_{j+1}} \left(\frac{1}{s - r_i} E(k_{r_i/s}) + \frac{1}{s + r_i} F(k_{r_i/s}) \right) [\delta_D(s - r_j) - \delta_D(s - r_{j+1})] ds \quad (3.16)$$

Or, on sait que :

$$\int f(s) \delta_D(s - a) ds = f(a) \quad (3.17)$$

Alors :

$$\Delta\tau_i = \frac{\mu}{2\pi} \sum_{j=1}^n \Delta\delta_j(t) \left[\frac{1}{r_j - r_i} E\left(k\left(\frac{r_i}{r_j}\right)\right) + \frac{1}{r_j + r_i} F\left(k\left(\frac{r_i}{r_j}\right)\right) - \frac{1}{r_{j+1} - r_i} E\left(k\left(\frac{r_i}{r_{j+1}}\right)\right) - \frac{1}{r_{j+1} + r_i} F\left(k\left(\frac{r_i}{r_{j+1}}\right)\right) \right] \quad (3.18)$$

On définit alors la matrice de collocation élastique dont la composante E_{ij} s'écrit :

$$E_{ij} = \left[\frac{1}{r_j - r_i} E\left(k\left(\frac{r_i}{r_j}\right)\right) + \frac{1}{r_j + r_i} F\left(k\left(\frac{r_i}{r_j}\right)\right) - \frac{1}{r_{j+1} - r_i} E\left(k\left(\frac{r_i}{r_{j+1}}\right)\right) - \frac{1}{r_{j+1} + r_i} F\left(k\left(\frac{r_i}{r_{j+1}}\right)\right) \right] \cdot \frac{\mu}{2\pi} \quad (3.19)$$

Ainsi, l'incrément de contrainte de cisaillement pour un élément i est :

$$\Delta\tau_i = \sum_{j=1}^n E_{ij} \cdot \Delta\delta_j \quad (3.20)$$

3.5.2 Condition de plastification

On définit une condition qui limite le passage du domaine élastique à celui plastique à travers le critère de rupture de Mohr-Coulomb. La fonction de plastification s'écrit alors :

$$F = \tau - f(\sigma') = \tau - f(\sigma - p) \quad (3.21)$$

Cette limite définit alors deux domaines :

- $F < 0$: la faille demeure dans le domaine élastique
- $F = 0$: il existe une plastification

3.5.3 Contrainte de cisaillement test

On calcule ensuite la contrainte de cisaillement du pas de temps suivant avec une supposition initiale qui stipule l'absence de plastification. Ceci se traduit en la formule suivante :

$$\tau_k^{tr} = \tau_{k-1} + \mu \Delta\gamma_k \quad (3.22)$$

Où :

- τ_k^{tr} : la contrainte de cisaillement essai au pas de temps k
- τ_{k-1} : la contrainte de cisaillement calculée au pas de temps précédent $k - 1$
- $\Delta\gamma_k$: la déformation de cisaillement totale au pas de temps k qui, en considérant l'absence de plastification, correspond à $\Delta\gamma_k = \Delta\gamma_k^{el} = \frac{\Delta\tau_k}{\mu}$

3.5.4 Correction de la contrainte de cisaillement

Dans le cas où le système dépasse son domaine plastique, la formule utilisée pour calculer la contrainte de cisaillement test doit être corrigée pour en déduire la déformation plastique.

Pour prendre en compte cette correction, on adopte une décomposition élasto-plastique de la contrainte de cisaillement. On opte également pour une loi d'écoulement plastique non associative qui ne tolère pas de dilation et implique que la déformation plastique s'applique uniquement à la déformation de cisaillement. Par suite :

$$\Delta\gamma_k = \Delta\gamma_k^{el} + \Delta\gamma_k^{pl} \quad \Rightarrow \quad \Delta\gamma_k^{el} = \Delta\gamma_k - \Delta\gamma_k^{pl} \quad (3.23)$$

La correction à apporter est donc la suivante :

$$\tau_k = \tau_k^{tr} - \mu \Delta \gamma_k^{pl} \quad (3.24)$$

L'incrément de la contrainte de cisaillement plastique dépend de l'existence ou l'absence de plastification. Il peut donc être lié à la condition de plastification :

$$\begin{aligned} & \text{— } \Delta \gamma_k^{pl} = 0 \text{ si } F_k = \tau_k^{tr} - f(\sigma'_k) < 0 \\ & \text{— } \Delta \gamma_k^{pl} = \frac{\tau_k^{tr} - f(\sigma'_k)}{\mu} \text{ sinon} \end{aligned}$$

Ou, plus simplement :

$$\begin{aligned} & \text{— } \tau_k = \tau_s \text{ si } \tau_k^{tr} > \tau_r \\ & \text{— } \tau_k = \tau_k^{tr} \text{ sinon} \end{aligned}$$

3.6 Présentation des paramètres de l'étude

Le problème que l'on souhaite modéliser reflète un comportement hydromécanique de la faille ; à savoir sa réaction mécanique aux contraintes induites par l'injection et par l'initiation du glissement et sa réaction hydraulique à la pression du fluide à laquelle on l'assujettit. Afin que nos simulations préservent leur représentativité, il faut que l'on veille à ce qu'elles ne soient pas spécifiques à un site ou à un protocole en particulier. Pour ce, on définit deux types de paramètres que l'on fera varier afin de refléter une multitude de cas potentiels. Il s'agit d'un paramètre spécifique au site et de paramètres spécifiques à l'injection. En variant ce triplet de paramètres indépendamment, on s'assure de refléter un grand nombre de types de failles et de protocoles d'injection cycliques.

3.6.1 Paramètre du site

Le paramètre relatif au site d'injection, et à la faille surtout, est le paramètre de contrainte de faille – Fault stress parameter – T . Ce paramètre fournit des informations quant à l'état de contrainte initial de la faille avant l'injection et renseigne sur les caractéristiques de la surpression induite suite à l'injection. Ce paramètre a d'abord été introduit dans des études 2D avec une pression d'injection constante [54, 58, 59] comme étant le seul paramètre sur lequel dépend l'étude du glissement asismique ainsi induit. Il a ensuite été utilisé dans le cadre d'études 3D cette fois-ci [19, 23] dans lesquelles il représente avec le coefficient de Poisson les deux paramètres clé de l'étude. Dans notre cas, puisque l'on se contente d'un coefficient de Poisson nul, il ne nous reste plus qu'à considérer le paramètre de contrainte de faille.

Il se calcule selon la formule suivante :

$$T = \frac{1 - \frac{\tau_0}{f\sigma'_0}}{\frac{\Delta p}{\sigma'_0}} = \frac{\sigma'_0}{\Delta p} \left(1 - \frac{\tau_0}{f\sigma'_0} \right) \quad (3.25)$$

Où :

- τ_0 : contrainte de cisaillement initiale pré-injection
- $\sigma'_0 = \sigma_0 - p_0$: contrainte effective initiale pré-injection
- $\Delta p = \frac{Q\eta}{4\pi kw}$: surpression caractéristique de l'injection

En développant un peu plus la formule du paramètre de contrainte de la faille, on se rend compte qu'il reflète à la fois l'état de contrainte mécanique de la faille et celui hydraulique dû à la pression. En effet :

- Le numérateur reflète où se situe la faille initialement avant le début d'injection par rapport à la rupture selon un critère de rupture de Mohr-Coulomb sans cohésion :
 - $1 - \frac{\tau_0}{f\sigma'_0} > 0 \Rightarrow \tau_0 < f\sigma'_0$
- Le dénominateur reflète un ratio de surpression par rapport à la contrainte effective initiale de la faille pré-injection. Il s'agit de comparer l'effet hydraulique induit par l'injection – la surpression Δp – et celui déjà présent dans la faille sous la forme de sa pression interstitielle – $\sigma'_0 = \sigma_0 - p_0$

Selon la valeur du paramètre de contrainte de faille, on distingue deux types de failles :

- $T \ll 1$: la faille est dite critique. Elle est beaucoup plus proche de sa rupture et est alors plus susceptible de glisser pour de plus faibles contraintes induites. C'est ce genre de faille qui inquiète le plus puisqu'elles sont très sensibles à de faibles variations de pression et à de faibles altérations de leur état de contrainte qui se trouve déjà proche du seuil de glissement.
- $T \gg 1$: la faille est dite marginale. Elle est plus stable et aura moins tendance à glisser pour de faibles surpressions

Le paramètre de contrainte de faille est directement lié à un autre paramètre clé de notre étude. Il s'agit du facteur d'amplification qui nous permet de définir l'étendue spatiale de notre domaine d'étude :

$$\lambda = \frac{R(t)}{\sqrt{4\alpha t}} \quad (3.26)$$

Où :

- $R(t)$: le front de rupture
- $\sqrt{4\alpha t}$: le front de diffusion nominal

Ce facteur d'amplification est invariant dans le temps au cours d'une simulation grâce au fait

que le régime est autosimilaire – voir section 3.8.1 –. De ce fait, les fronts de rupture – la surface qui glisse – et le front de diffusion hydraulique évoluent de la même sorte au cours de la simulation. Leur rapport est donc indépendant du temps. Il ne dépend que du paramètre de contrainte de la faille selon l'équation suivante [19] :

$$2 - \gamma + \frac{2}{3}\lambda^2 \cdot {}_2F_2\left(\frac{1}{2}, \frac{5}{2}; -\lambda^2\right) - \ln(4\lambda^2) = T \quad (3.27)$$

Où :

- $\gamma \approx 0,5772156649$: la constante d'Euler-Mascheroni
- ${}_2F_2$: la fonction hypergéométrique généralisée

La courbe suivante est la modélisation graphique de cette équation, elle représente donc l'évolution du facteur d'amplification en fonction du paramètre de contrainte de faille :

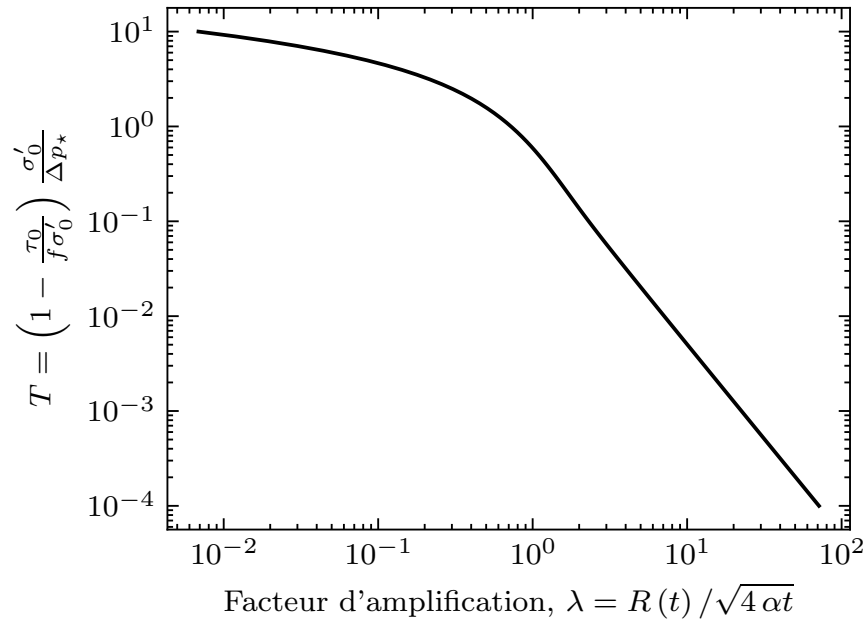


FIGURE 3.4 Facteur d'amplification en fonction du paramètre de contrainte de faille

Dans nos simulations, on considère un paramètre de contrainte de faille variant dans l'intervalle $T \in [0.001; 10]$ afin de prendre en compte ces deux types de failles. Ainsi, notre borne inférieure représentera des failles critiques, tandis que celle supérieure représentera des failles marginales.

3.6.2 Paramètres de l'injection

En plus du paramètre de contrainte de faille, vu que l'on s'intéresse à de l'injection cyclique, notre étude dépend également de paramètres propres à cette cyclicité que l'on impose. Il s'agit

du nombre de cycles et du ratio du temps de repos. Ce dernier représente explicitement le pourcentage de temps de repos par rapport au temps d'injection pendant un cycle donné. Il est calculé selon la formule suivante :

$$\rho_r = \frac{t_r}{t_f/n} = \frac{nt_r}{t_f} \quad (3.28)$$

Où :

- t_r : le temps de repos durant un cycle
- t_f/n : la durée d'un cycle

Pour mieux saisir la signification physique de ces deux paramètres d'injection, on présente la figure suivante qui montre la variation de la pression dans les deux cas d'injection pour un jeu de paramètres $(\rho_r; n)$:

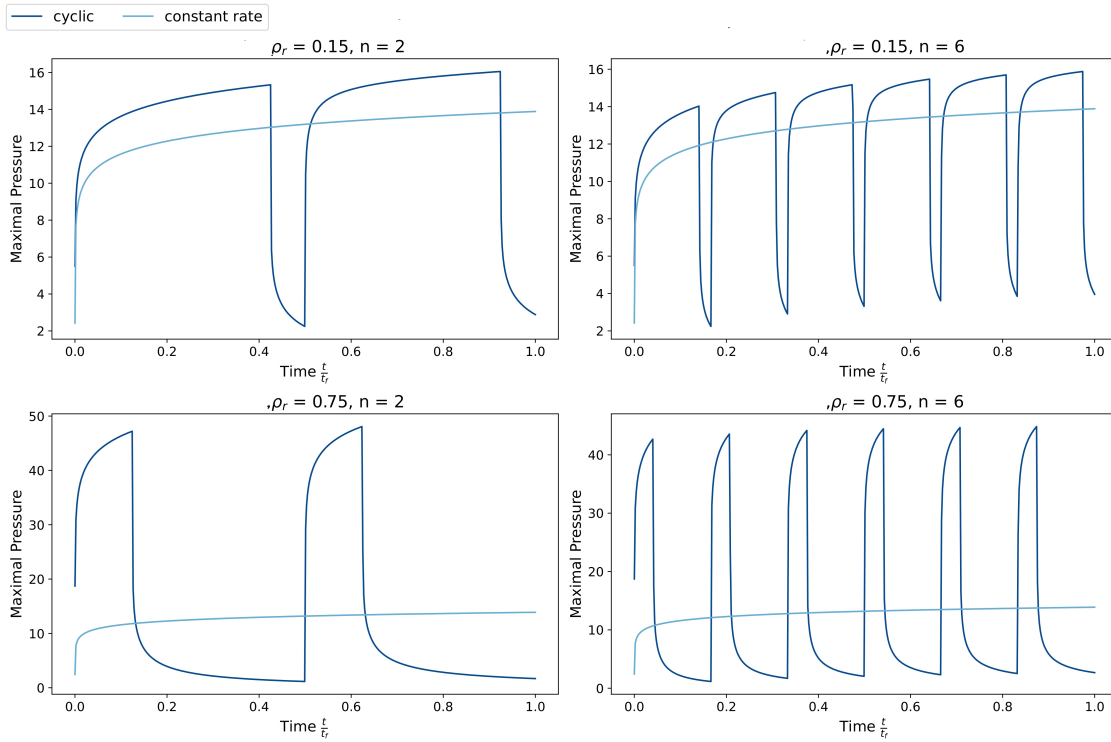


FIGURE 3.5 Évolution de la pression maximales pour divers scénarios des paramètres d'injection

Dans cette étude, on choisit de paramétrer nos simulations avec deux valeurs extrêmes et une intermédiaire pour les deux paramètres d'injection. On opte donc pour $n \in \{2; 4; 6\}$ et $\rho_r \in \{0.15\%; 0.45\%; 0.75\%\}$.

Ces choix ne constituent en rien une limite du modèle qui peut supporter une quelconque valeur des paramètres d'injection. Il s'agit uniquement de choix qui reflètent des limites qu'on

s'est posé. En effet, on juge qu'au-delà de $n = 6$ cycles la cyclicité commence à devenir lourde logistiquement et qu'au-delà de $\rho_r = 0.75\%$ le temps réel où l'on injecte devient tellement réduit que l'on se retrouve face à des suppressions problématiques localisées dans le temps.

3.7 Changements apportés à la librairie `DDMFaultSlip.jl`

3.7.1 Fonction de pression pour injection cyclique

La modification majeure qu'on a effectuée est évidemment celle de la fonction de pression. En effet, il a fallu trouver la formule de la diffusion de la pression à implémenter afin que le comportement du système soit celui d'un système subissant une injection cyclique.

Pour le cas d'une injection à taux constant, la formule décrivant la variation de la pression dépend d'où on en est dans l'injection. C'est-à-dire qu'elle varie selon si l'on se trouve en cours d'injection, ou après l'arrêt. Elle s'écrit alors :

$$p(r, t) = p_0 + \Delta p E_1 \left(\frac{r^2}{4\alpha t} \right) \quad \text{si } t \leq t_f \quad (3.29)$$

$$p(r, t) = p_0 + \Delta p E_1 \left(\frac{r^2}{4\alpha t} \right) - E_1 \left(\frac{r^2}{4\alpha(t - t_f)} \right) \quad \text{si } t > t_f \quad (3.30)$$

Où E_1 est la fonction exponentielle intégrale.

Afin d'aboutir à la formule qui décrit la variation de la pression pour une injection cyclique, on procède par superposition. En effet, on considère qu'une injection cyclique de n -cycles est simplement une superposition de n injections à taux constant dont on connaît la formule de variation de la pression. Ainsi, pour l'injection cyclique, la pression durant un cycle intermédiaire $m \leq n$ évolue selon les formules suivantes :

En cours d'injection du cycle m , $t \in [(m-1)t_i + t_r, mt_i + (m-1)t_r]$:

$$p_{\text{cycl}}(r, t) = p_0 + \Delta p (1 - t_r) \sum_{i=1}^m E_1 \left(\frac{r^2}{4\alpha (t - (i-1)t_i + t_r)} \right) - \sum_{i=2}^m E_1 \left(\frac{r^2}{4\alpha (t - (i-1)t_i + (i-2)t_r)} \right) \quad (3.31)$$

Après l'arrêt d'injection du cycle m , $t \in [mt_i + (m-1)t_r, mt_i + t_r]$:

$$p_{\text{cycl}}(r, t) = p_0 + \Delta p (1 - t_r) \sum_{i=1}^m E_1 \left(\frac{r^2}{4\alpha (t - (i-1)t_i + t_r)} \right) - \sum_{i=2}^{m+1} E_1 \left(\frac{r^2}{4\alpha (t - (i-1)t_i + (i-2)t_r)} \right) \quad (3.32)$$

En utilisant cette formule, on obtient alors des courbes d'évolution de la pression maximales qui ont l'allure suivante :

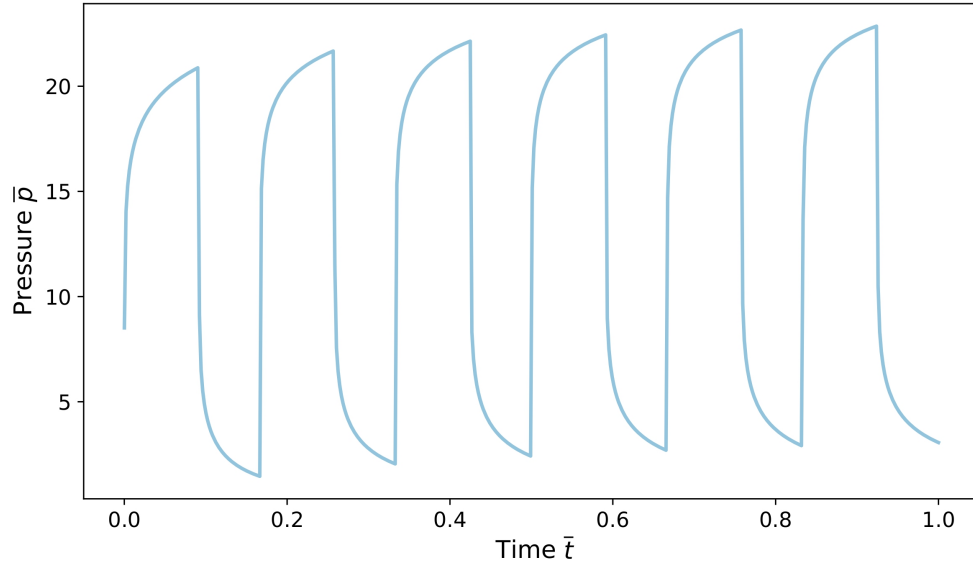


FIGURE 3.6 Évolution de la pression maximale pour une injection cyclique où $\rho_r = 0.45$ et $n = 6$

Cette formule a été implémentée dans la librairie `DDMFaultSlip.jl` afin de lancer les simulations d'injection cyclique.

3.7.2 Étendue spatiale du domaine d'étude

Autre que la formule de l'évolution de la pression, quelques ajustements mineurs ont été apportés afin de mieux refléter le protocole d'injection cyclique.

D'abord, il a fallu augmenter le temps total de la simulation. Dans le cas d'une injection à taux constant, le domaine spatial étudié est :

$$r_f = 1.2 R_f \quad (3.33)$$

Où :

— R_f : Front de rupture à $t = t_f$

Avec une telle formulation, notre domaine inclut toute la surface de rupture augmentée de 20% pour tout potentiel imprévu qui aurait lieu au-delà du front final de rupture. Cette formulation est cohérente avec une injection à taux constant puisqu'elle provient d'une définition adaptée à ce type d'injection [19].

Or, pour une injection cyclique, on ne s'attend pas à ce que le coefficient d'amplification soit représentatif de la même manière puisque sa définition initiale n'est pas adaptée à un tel protocole d'injection. Ainsi, pour diverses simulations, dépendamment du paramètre de

contrainte de faille T , il a fallu augmenter l'étendue spatiale du domaine d'étude pour pouvoir atteindre le front de rupture maximale.

3.7.3 La durée de la simulation

Tout comme l'étendue spatiale du domaine, il a fallu augmenter la durée totale de la simulation pour pouvoir atteindre le temps d'arrêt final du glissement, dépendamment des simulations. En effet, dans notre étude on compte traquer les variations des paramètres de l'étude – que l'on présentera par la suite – en cours d'injection et après son arrêt. Dans ce dernier cas, parmi les paramètres qui nous intéressent, on trouve le temps d'arrêt final du glissement. Il s'étend naturellement au-delà de la fin d'injection, et en cherchant à l'atteindre pour chaque simulation, des ajustements en conséquence de la durée de l'injection ont été apportés.

3.8 Normalisation des paramètres

3.8.1 Autosimilarité de l'étude

On parle d'un problème autosimilaire lorsqu'il garde la même structure en faisant varier l'échelle spatiotemporelle. Dans ce genre de problème, il existe une variable adimensionnelle qui nous permet d'unifier la formulation des autres paramètres d'intérêt. L'existence de cette variable nous sert à réduire des problèmes souvent complexes en des formulations plus abordables et plus courantes puisqu'elle permet de défaire la dépendance du problème de certaines grandeurs.

Dans des problèmes de glissement de faille suite à une injection de fluide, l'autosimilarité est présente que ce soit pour une injection à pression constante [58] ou à taux constant [54]. Elle n'est cependant pas garantie pour une injection cyclique. Il s'agit-là aussi d'une hypothèse de notre étude.

C'est la longueur de diffusion du fluide qui joue le rôle de longueur caractéristique dans ce cas. Elle s'écrit à l'instant t :

$$\sqrt{4\alpha t} \quad (3.34)$$

Cette longueur nous permet d'adimensionner les distances de sorte que nos paramètres d'intérêt dépendent d'une nouvelle variable adimensionnée : $r = \frac{r}{\sqrt{4\alpha t}}$. Ainsi, la pression devient une fonction de cette variable adimensionnelle. On peut alors accéder à la pression à un instant t à travers celle à un instant t' avec un ajustement d'échelle :

$$p(r, t') = p_0 + \Delta p E_1 \left(\frac{r^2}{4\alpha t'} \right) = p_0 + \Delta p E_1 \left(\frac{r^2}{4\alpha t} \cdot \frac{t}{t'} \right) \quad (3.35)$$

Donc :

$$p(r, t') = p \left(r \sqrt{\frac{t}{t'}}, t \right) \quad (3.36)$$

La pression à l'instant t' est alors directement liée à celle à l'instant t à travers un effet d'échelle t/t' .

Poussons la réflexion un peu plus ; on considère :

$$f(r, t') = \frac{p(r, t') - p_0}{\Delta p} = E_1 \left(\frac{r^2}{4\alpha t'} \right) = E_1 \left(\frac{r^2}{4\alpha t} \cdot \frac{t}{t'} \right) \quad (3.37)$$

Par souci de simplification, on pose :

$$\begin{aligned} \text{--- } a &= \frac{t}{t'} \\ \text{--- } x &= \frac{r^2}{4\alpha t} \end{aligned}$$

Alors :

$$f(r, t') = E_1(ax) = ax \int_{ax}^{\infty} \frac{e^{-t}}{t} dt \quad (3.38)$$

On effectue le changement de variable suivant : $u = \frac{t}{a}$

Alors :

$$f(r, t') = x \int_x^{\infty} \frac{e^{-au}}{u} du \quad (3.39)$$

Ainsi, le passage de l'instant t à t' s'est matérialisé en un changement d'échelle de l'exponentielle au sein de l'intégrale, dont la croissance se voit alors contractée ou dilatée – selon comment se compare a à l'unité –. Ceci est justement dû à l'autosimilarité du problème qui fait qu'en superposant divers profils à des instants différents, et en normalisant les profils, ils se retrouvent confondus en une courbe maîtresse dont l'allure est inchangée.

L'adoption de cette hypothèse dans notre étude nous permet de simplifier grandement notre problème, qui ne dépend plus que d'une variable adimensionnée. Il nous reste à présent à normaliser nos paramètres en conséquence, afin qu'ils reflètent cette autosimilarité ; chose que l'on abordera dans la section suivante.

3.8.2 Normalisation adoptée

Afin de profiter des atouts de l'autosimilarité du problème, on propose d'utiliser la normalisation suivante des divers paramètres d'intérêt :

$$\text{--- } \bar{\tau} = \frac{\tau - f\sigma'_0}{f \Delta p^*}$$

$$\begin{aligned}
— \bar{\sigma} &= \frac{\sigma - \sigma_0}{\Delta p^*} \\
— \bar{p} &= \frac{p - p_0}{\Delta p^*} \\
— \bar{r} &= \frac{r}{\sqrt{4\alpha t}} \\
— \bar{t} &= \frac{t}{t_f} \\
— \bar{\delta} &= \frac{\delta}{\delta_c} = \frac{\delta \mu}{f \Delta p^* R_f}
\end{aligned}$$

Ainsi, les conditions initiales deviennent :

$$\begin{aligned}
— \bar{\tau}_0 &= \frac{\tau_0 - f\sigma'_0}{f \Delta p^*} = -T \\
— \bar{\sigma}_0 &= \frac{\sigma_0 - \sigma_0}{\Delta p^*} = 0 \\
— \bar{p}_0 &= \frac{p_0 - p_0}{\Delta p^*} = 0
\end{aligned}$$

Tandis que celles finales deviennent :

$$\begin{aligned}
— \bar{r}_f &= \frac{r_f}{\sqrt{4\alpha t}} = 1.2 \lambda \\
— \bar{t}_f &= \frac{t_f}{t_f} = 1.0
\end{aligned}$$

La solution de l'équation de diffusion de la pression s'écrit alors :

$$p(r, t) = E_1 \left(\frac{r^2}{4\alpha t} \right) = E_1 \left(\frac{r^2}{t} \right) \quad (3.40)$$

3.9 Variables d'intérêt

On présentera dans la section suivante les variables qui nous intéressent dans cette étude et à travers lesquels on vise à suivre l'évolution de la rupture et du glissement asismique dans un cas d'injection cyclique. On présentera également l'allure de l'évolution desdites variables dans le cas de l'injection à taux constant. Ceci nous permettra par la suite de comparer ces allures typiques longuement présentes dans la documentation autour du sujet à celles que l'on obtient pour une injection à taux constant. On pourra alors repérer les tendances qui se conservent avec le changement du protocole d'injection, et celles qui, au contraire, sont sensibles à un tel changement.

Les variables que l'on présentera seront classées selon deux catégories :

- Variables au cours d'injection (Before shut-in) : il s'agit des grandeurs que l'on va suivre pendant le protocole d'injection – cyclique puis à taux constant –, soit tant que $t \leq 1.0$. On parle dans ce cas du :
 - Taux de glissement,
 - Glissement asismique,

- Moment asismique,
- Front de rupture,
- Front de blocage,
- Surface active de glissement,
- Variables après la fin d'injection (After shut-in) : il s'agit des grandeurs que l'on va suivre une fois que le protocole d'injection arrive à terme, que ce soit pour l'injection cyclique ou celle à taux constant, ce qui correspond à $t > 1.0$. On parle dans ce cas du :
 - Temps d'arrêt,
 - Front de rupture à l'arrêt,

3.9.1 Au cours d'injection

3.9.1.1 Taux de glissement

Le taux de glissement est l'une des variables clé dans notre étude puisque son évolution reflète l'évolution de la rupture. En effet :

$$\dot{\delta} = 0 \rightarrow \delta = \text{cte} \rightarrow \text{pas de glissement} \quad (3.41)$$

$$\dot{\delta} \neq 0 \rightarrow \delta = \delta(t) \rightarrow \text{glissement déclenché} \quad (3.42)$$

Le suivi du taux de glissement nous indique alors fidèlement si le système est en état stable en absence de glissement additionnel, ou en cours de glissement en état de rupture. Cette variable est aussi particulièrement efficiente puisqu'elle retrace non la présence du glissement mais la présence d'un glissement additionnel. En effet, se contenter de la variable du glissement peut fausser les conclusions puisqu'elle garde en mémoire le glissement passé, tandis que le taux de glissement reflète simplement tout glissement nouveau.

Dans le cas d'une injection à taux constant, le taux de glissement nous permet également de nous situer par rapport à la reprise ou la cessation de l'injection. Ceci est possible puisqu'il évolue selon deux régimes différents en cours d'injection et après l'arrêt d'injection. Pour visualiser cela, on présente la Figure 3.7.

La courbe qui correspond à $t_1 = 1.0$ se propage comme une fissure - *crack mode* -, il s'agit du premier mode de propagation que l'on observe tout au long de l'injection et qui se caractérise par la présence d'un maximum à l'origine. Tandis que la courbe qui correspond au pas de temps $t = 1.008$ a un mode de rupture qui se propage comme une pulsation - *pulse mode* -. On retrouve ce deuxième mode dès que l'injection est arrêtée et il se caractérise par une amplitude décroissante au cours du temps et qui se propage loin du centre de l'injection.

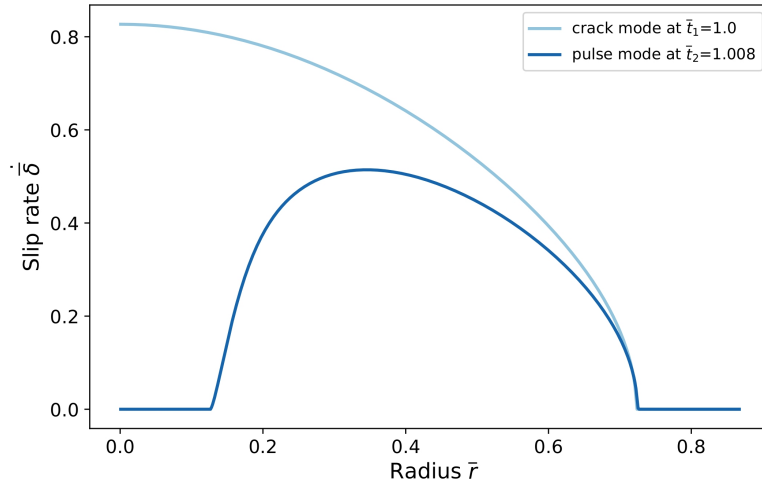


FIGURE 3.7 Propagation du taux de glissement adimensionné juste avant l'arrêt $(\bar{t})_1 = 1.0$ et peu de temps après l'arrêt $(\bar{t})_2 = 1.008$ pour une faille dont $T=1.0$

Ces deux modes de rupture – à savoir celui sous forme de fissure (crack-like propagation mode) et celui sous forme de pulsation (pulse-like propagation mode) – sont reconnus pour le cas de l'injection à taux constant. Il nous faudra par la suite vérifier comment ces deux modes de ruptures successifs se traduisent dans le cas d'une injection à taux constant.

3.9.1.2 Glissement asismique

Le glissement asismique représente l'un des paramètres primordiaux de notre étude. Ce genre de glissement est décisif quant aux potentiels futurs aléas sismiques induits. On cherche avant tout à le limiter et le contenir dans un espace plus réduit.

Afin de le calculer, on commence par calculer la contrainte de cisaillement selon l'équation 3.6 que l'on intègre dans un critère plastique pour juger du passage ou non au domaine plastique. L'incrément du glissement asismique est ensuite déduit depuis la déformation ainsi calculée. Pour mieux saisir cette logique, se référer à la section 3.3.

Ce genre de glissement pour le cas d'une injection à taux constant est largement documenté, depuis les premières instances de sismicité induite par de l'injection souterraine de fluide. On connaît alors l'allure de l'évolution de ce glissement dans le cas d'une injection à taux constant.

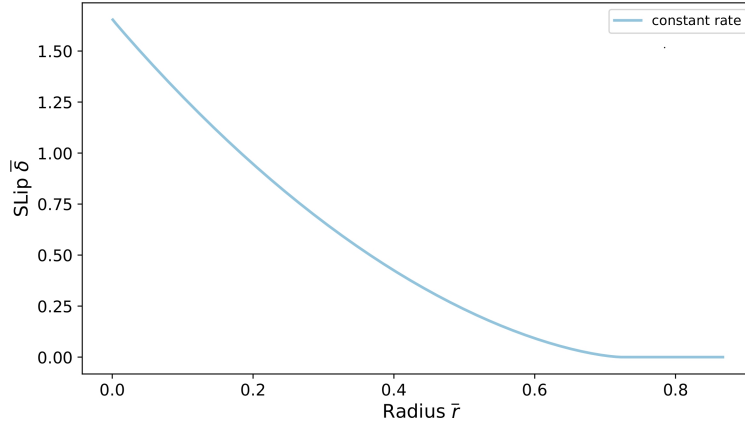


FIGURE 3.8 Distribution du glissement asismique en fin d'injection $\bar{t} = 1.0$ pour une injection à taux constant pour $T = 1.0$

La Figure 3.8 présente l'évolution spatiale du glissement asismique. Quoiqu'elle représente la distribution du glissement asismique en fin d'injection – soit à $t = 1.0$ – elle représente en fait un profil type. En effet, grâce à l'autosimilarité du problème, même en changeant le pas de temps, on est sûr d'obtenir cette même allure de façon normalisée pour une injection à taux constant. Ainsi, on s'attend à tout moment à ce que le glissement maximal soit atteint à l'origine – au puits d'injection – et qu'il décroisse en s'éloignant de l'origine. De plus, on sait que plus on injecte plus on induit du glissement.

Ces tendances seront par la suite comparées à celles que l'on obtient dans le cas d'une injection cyclique.

3.9.1.3 Moment asismique

Le moment asismique est une grandeur sismologique liée à l'amplitude d'un séisme. Il s'agit donc d'une mesure importante dans notre problème où l'on cherche justement à quantifier la sismicité induite par un protocole d'injection cyclique. Dans le cas d'une faille planaire qui subit un glissement uniforme unidimensionnel avec un coefficient de Poisson nul, ce moment est obtenu à travers l'équation suivante :

$$M_o(t) = 2\pi\mu \int_0^{R(t)} \delta(r, t) r dr \quad (3.43)$$

Où :

- μ : le module de cisaillement de la roche
- $R(t)$: le front de rupture à l'instant t

Cette grandeur est alors intimement liée au glissement asismique et au front de rupture qui

à son tour reflète la zone qui glisse. S'intéresser au moment asismique revient donc à suivre l'évolution de ces deux grandeurs qui le définissent.

Dans le cas d'une injection à taux constant, il ne faut cependant pas croire que le moment arrête de croître après l'arrêt de l'injection. Il continue au contraire de progresser tant que le temps final d'arrêt n'est pas atteint. Ce temps-là correspond à l'instant où la faille retrouve son équilibre, arrête de glisser et redevient « bloquée ». Ceci est visible sur la Figure 3.9 où l'on a :

$$M_0(\bar{t} = 1.0) < M_{0\max} \quad (3.44)$$

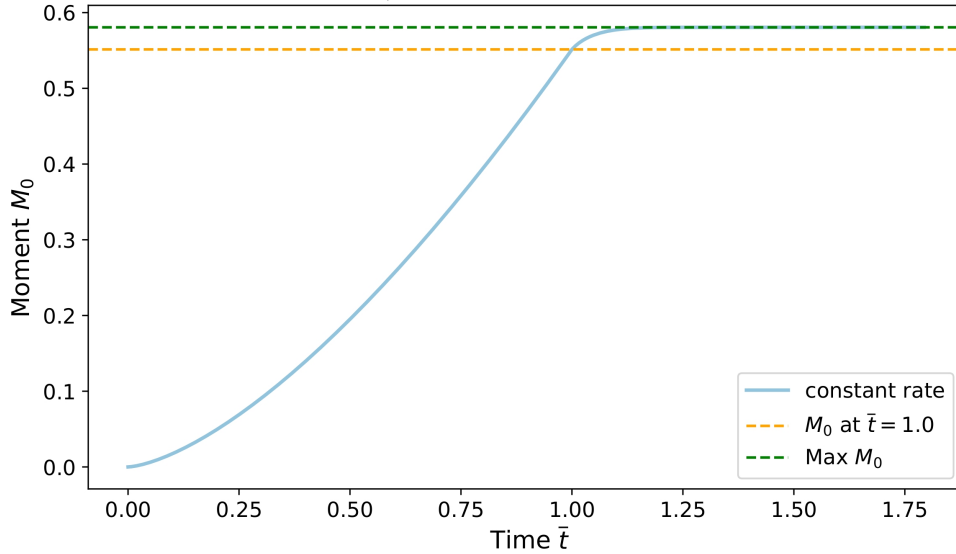


FIGURE 3.9 Évolution temporelle du moment asismique maximal au cours de l'injection pour une injection à taux constant et $T=1.0$

Ainsi, le moment asismique continue d'évoluer après l'arrêt d'injection. On retrouve encore cet effet de mémoire qui fait que le glissement tout comme le moment persistent bien après l'arrêt d'injection ce qui cause les événements sismiques reportés après la fermeture des puits d'injection. Le temps que cela dure dépend du paramètre de contrainte de faille et de la vitesse d'évolution des deux fronts de rupture et de blocage que l'on va détailler dans la section suivante.

3.9.1.4 Fronts de rupture et de blocage

Les fronts de rupture et de blocage représentent deux zones qui délimitent la surface active de glissement. Ils sont tous deux régis par des phénomènes mécaniques liés au critère de rupture. Le front de rupture $R(t)$ est délimité par le point le plus éloigné du centre d'injection qui glisse encore. Grâce à la propriété d'autosimilarité, on sait que ce front évolue selon :

$$R(t) \sim \sqrt{t} \quad (3.45)$$

pendant l'injection. Au-delà de la limite du front de rupture, la faille est stable.

Le front de blocage $L(t)$ apparaît après une restructuration des contraintes dans la faille. Ceci correspond souvent dans le cas d'une injection cyclique à la fin de l'injection. À ce moment-là, la pression commence à chuter, la contrainte effective augmente ce qui fait croître la résistance au cisaillement de la faille. Cette dernière devient plus résistante au glissement ; on dit que la faille est bloquée dès que le front de blocage atteint celui de rupture. En effet, le front de blocage se propage depuis le point d'injection vers l'extérieur jusqu'à atteindre, éventuellement, le front de rupture et ainsi stabiliser la faille. Le glissement prend alors définitivement fin et l'équilibre est rétabli. La courbe suivante présente un cas d'évolution de ces deux fronts pour une injection à taux constant :

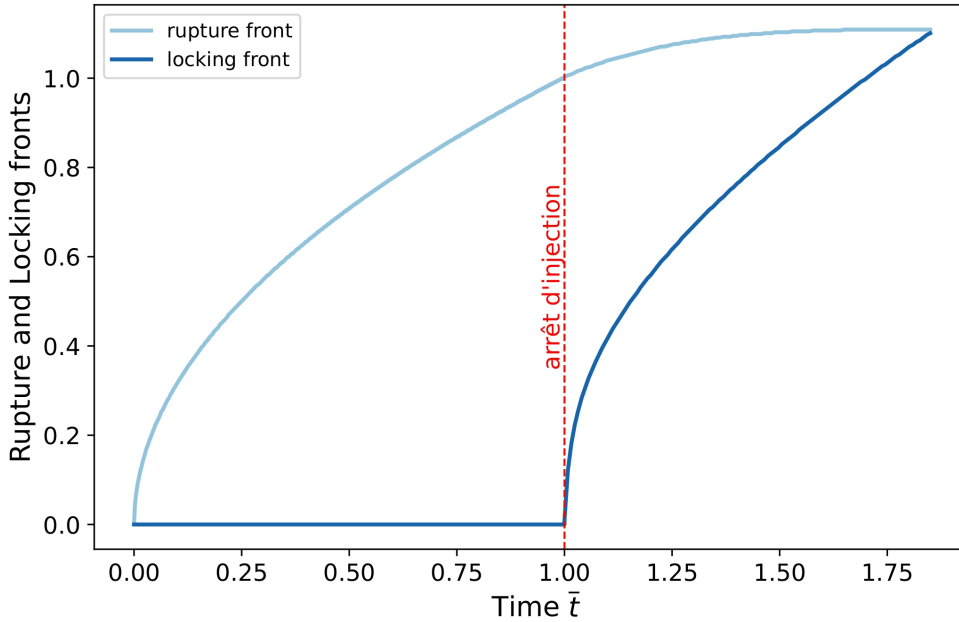


FIGURE 3.10 Fronts de rupture et de blocage pour une injection à taux constant avec $T=0.5878$

On remarque sur la Figure 3.10 que dès que l'injection arrive à terme, soit dès que $t > 1.0$, le front de blocage apparaît et commence à évoluer jusqu'à ce qu'il rattrape le front de rupture qui arrête alors d'évoluer. Cet instant-là correspond au temps d'arrêt t_a après lequel il n'y a plus de glissement et la faille est totalement bloquée. Entre la fin d'injection et ce temps d'arrêt, vu que le glissement continue pour une durée pendant laquelle le front de rupture demeure croissant et celui de blocage apparaît, on distingue trois régimes différents. La Figure 3.11 suivante montre ces trois régimes durant la phase pot-injection [4]. Elle représente l'évolution du glissement (courbe noire) à deux temps différents : $t_1 = t_p$ en pointillés et $t_2 = 1.5t_p$ en traits solides, ainsi que le taux de glissement (courbe rouge) pour $t = 1.5t_p$.

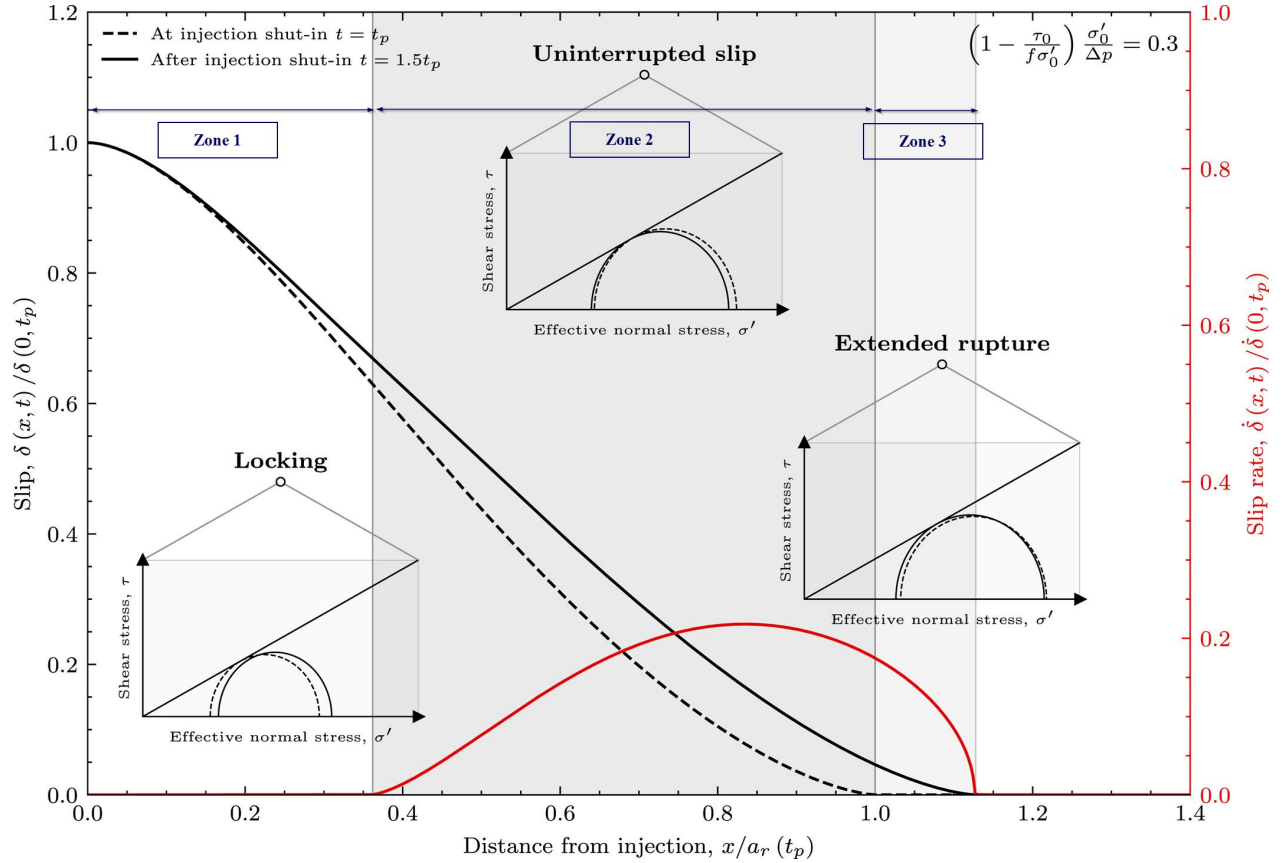


FIGURE 3.11 Mécanismes causant le glissement asismique pot-injection adaptée de [4] (avec droits de reproduction)

On délimite alors à travers cette figure trois zones distinctes :

- **Zone 1** : Il s'agit de la zone bloquée – *locked* – qui correspond aux segments qui glissaient à t_1 et qui ont retrouvé leur équilibre à t_2 grâce au front de blocage. Dans cette zone, la pression diminue et la contrainte effective augmente ce qui fait translater les cercles de Mohr vers la droite loin du seuil de rupture.

- **Zone 2** : Il s'agit de la zone qui continue de glisser – *uninterrupted slip* – après l'arrêt d'injection. On remarque dans cette zone-ci que le glissement augmente dans le temps entre t_1 et t_2 . Plus de glissement est traduit par le fait que le cercle de Mohr reste en contact avec la limite de glissement. Le taux de glissement dans cette zone est également en évolution.
- **Zone 3** : Il s'agit de la zone qui commence à glisser – *extended rupture*. Elle correspond aux segments qui ne glissaient pas à t_1 et qui ont tout juste commencé à glisser à t_2 vu que le front de rupture continue à évoluer après l'arrêt d'injection. Ce sont donc des segments que le front de rupture vient d'atteindre. Ceci est visible dans la courbe du glissement qui était nulle sur cette zone en t_1 et qui ne l'est plus en t_2 . Dans cette zone, la contrainte de cisaillement augmente suite au glissement qui se produit ce que l'on peut voir dans le domaine de Mohr.

L'instant final où le glissement et le taux de glissement s'annulent au-delà de la zone 3 correspond au temps d'arrêt où le front de blocage rattrape celui de rupture.

3.9.1.5 Surface de glissement

La surface active du glissement contient tous les points dans l'espace qui glissent à un instant donné. Elle correspond donc à la surface incluse entre le front de rupture et le front de blocage. En effet, le front de rupture s'étend jusqu'au point le plus éloigné qui glisse encore tandis que le front de blocage débute au point le plus qui ne glisse plus. Ainsi, la surface incluse entre les deux délimite effectivement tous les points qui glissent. La Figure ?? suivante schématise cela.

Dans notre cas, puisque l'on opte pour un coefficient de Poisson nul qui nous garantit une surface de rupture circulaire et une axisymétrie, la surface active de glissement est calculée selon l'équation suivante :

$$A(t) = \pi(R^2(t) - L^2(t)) \quad (3.46)$$

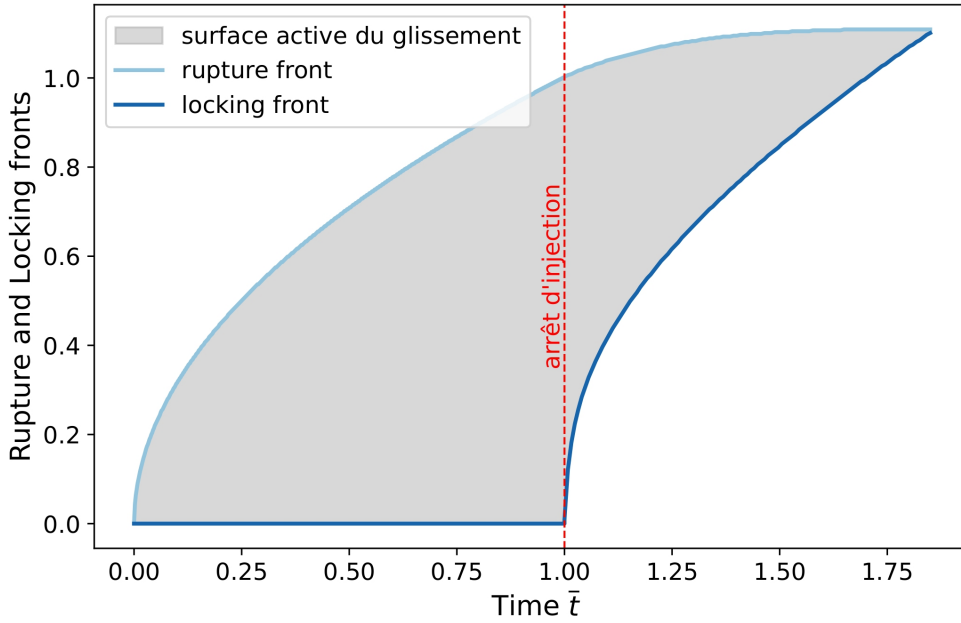


FIGURE 3.12 Surface active de glissement pour un cas d'injection à taux constant avec $T=0.5878$

3.9.2 Après l'arrêt d'injection

3.9.2.1 Temps d'arrêt

Le temps d'arrêt t_a correspond à l'instant où le front de blocage rattrape celui de rupture. Il s'agit du moment où la faille retrouve son équilibre et cesse de glisser. Ce paramètre est important puisqu'il nous donne une idée sur la durée active après l'arrêt d'injection. C'est durant cette période-là que les aléas sismiques se produisent souvent. Délimiter cette période sera donc bénéfique pour programmer des interventions de suivi. La Figure 3.13 présente l'évolution du temps d'arrêt en fonction du paramètre de contrainte de faille pour une injection à taux constant.

On dispose de formules mathématiques tirées des travaux de *A. Sáez et B. Lecampion* [23] par régression linéaire avec la méthode des moindres carrés :

$$\frac{t_a}{t_f} \approx 0.946876T^{-1.084361} \quad \text{si } T \leq 1.0 \quad (3.47)$$

$$\frac{t_a}{t_f} \approx 1 \quad \text{si } T > 1.0 \quad (3.48)$$

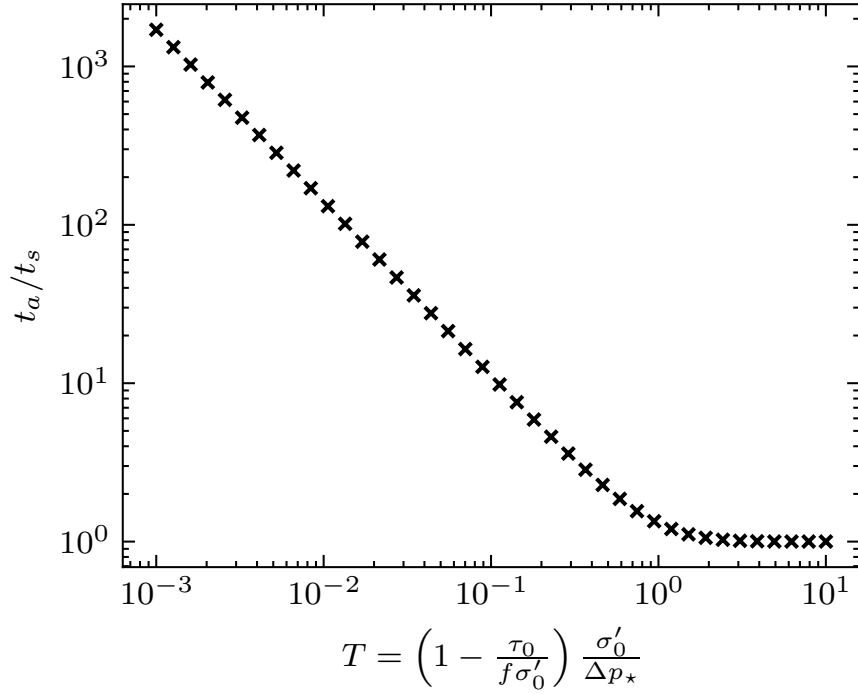


FIGURE 3.13 Temps d'arrêt adimensionné en fonction du paramètre de contrainte de faille pour une injection à taux constant

3.9.2.2 Front de rupture à l'arrêt

Le front de rupture à l'arrêt R_a est le front de rupture au temps d'arrêt qui correspond au front de rupture maximal :

$$R_a = R(t_a) = \max_t R(t) \quad (3.49)$$

Il délimite alors la surface de rupture et présente le point le plus éloigné qui glisse avant le recouvrement de l'équilibre. Il s'agit d'un paramètre important puisque les événements de sismicité induite enregistrés se produisent souvent loin du puit d'injection, dans la zone de rupture ainsi délimitée. Il nous convient de connaître l'étendue de cette zone puisque cela nous permet d'anticiper les risques, surtout si ce domaine contient une faille critique susceptible de glisser dynamiquement et induire un séisme.

Quant à l'évolution de ce front de rupture à l'arrêt en fonction du paramètre de contrainte de faille, la courbe suivante présente cela :

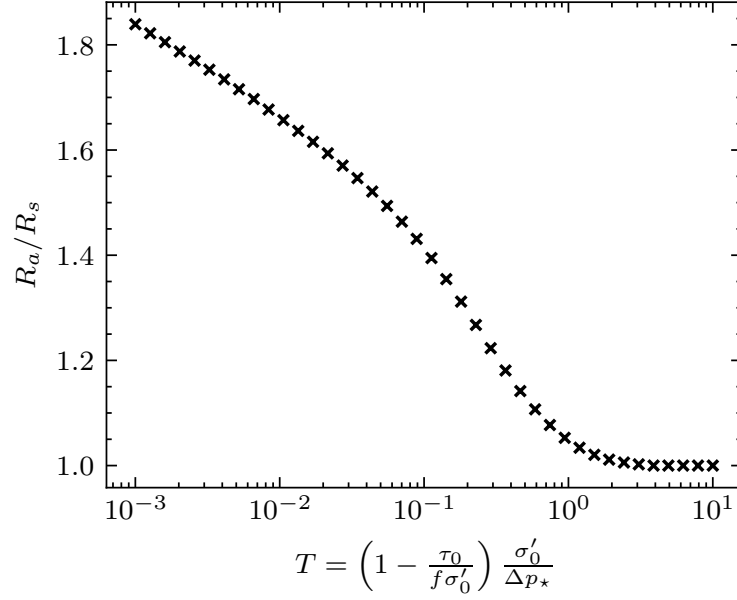


FIGURE 3.14 Front de rupture à l'arrêt normalisé en fonction du paramètre de contrainte de faille pour une injection à taux constant

Tout comme le temps d'arrêt, et grâce aux travaux de de *A. Sáez et B. Lecampion* [23], on dispose d'une formule pour calculer ce front de rupture pour une injection à taux constant à partir du temps d'arrêt :

$$R_a = 4\alpha t_a \left(\frac{t_a}{t_s} - 1 \right) \ln \left(\frac{t_a}{t_a - t_s} \right)^{1/2} \quad (3.50)$$

On cherchera à produire une telle courbe également pour notre cas d'injection cyclique.

CHAPITRE 4 RESULTATS

On présente dans ce chapitre les résultats obtenus quant à l'évolution des diverses variables d'intérêt dans cette étude. Pour des raisons de lisibilité, toute comparaison entre les deux processus d'injection étudiés – à savoir l'injection cyclique et celle à taux constant – se fera à travers des courbes qui tracent l'évolution du rapport d'une même grandeur dans le cas cyclique puis celui à taux constant. C'est-à-dire, on tracera à chaque fois pour une grandeur X l'évolution :

$$\frac{X_{\text{cyclique}}}{X_{\text{taux constant}}} \quad (4.1)$$

On rappelle que les domaines de définitions choisis pour nos paramètres sont les suivants :

- $T \in [0.001 ; 10]$
- $\rho_r \in \{0.15; 0.45; 0.75\}$
- $n \in \{2; 4; 6\}$

4.1 En cours d'injection

4.1.1 Taux de glissement

On cherche à travers cette étude, entre autres, à caractériser la propagation de la rupture sous une injection cyclique. Ceci sera fait à travers une description de la propagation du taux de glissement qui évolue, dans le cas d'une injection à taux constant, en mode fissure en cours d'injection et en mode pulsation après l'arrêt. On s'attend à ce que ces deux modes successifs soient perturbés par la cyclicité de l'injection. En effet, une succession de n - cycles équivaut à n injection à taux constant avec des conditions initiales qui varient de cycle en cycle. Une simple superposition des deux modes de propagation du taux de glissement au cours des cycles est peu probable.

En effet, à travers nos simulations, on observe que l'évolution du taux de glissement se fait différemment dans le cas d'une injection cyclique. Afin de modéliser cela, la Figure 4.1 suivante représente des profils du taux de glissement à des pas de temps donnés pour une simulation où $T = 0.0106$, $\rho_r = 0.45$, $n = 4$.

La Figure 4.1 présente à gauche des profils de l'évolution spatiale du taux de glissement pour des pas de temps spécifiques indiqués avec des croix sur la courbe droite. Ceci permet de situer le pas de temps par rapport aux cycles et à la reprise ou l'arrêt d'injection. On observe qu'au court du premier cycle, le taux de glissement évolue comme on s'y attendrait pour une injection à taux constant : une évolution en mode fissure au cours d'injection puis un

passage à une évolution en mode pulsation dès que l'injection est arrêtée à $t = 0.142$. Ainsi, le premier cycle sous une injection cyclique se comporte de façon équivalente à une injection à taux constant.

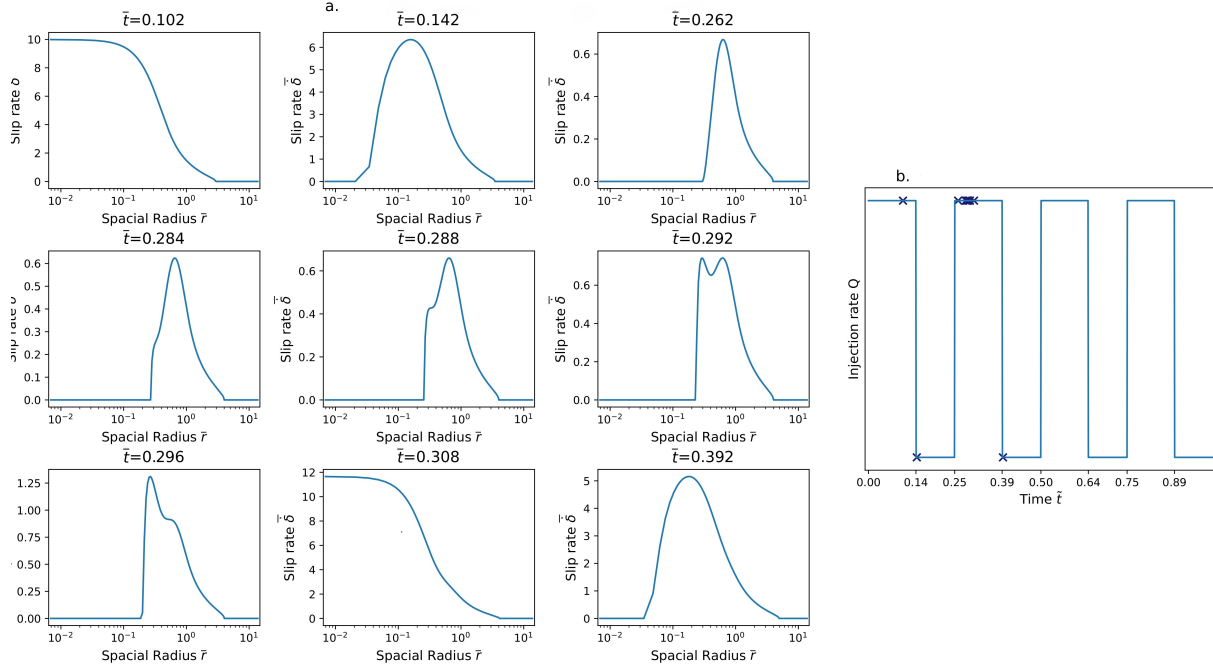


FIGURE 4.1 (a) Profils de l'évolution spatiale du taux de glissement à des pas de temps spécifiques pour une injection cyclique avec $T = 0.0106$, $\rho_r = 0.45$, $n = 4$, (b) Pas de temps correspondant marqués par des croix

Or, à partir du premier cycle de reprise d'injection – qui correspond au deuxième cycle – ce comportement est altéré. On remarque effectivement que même après la reprise de l'injection, le taux de glissement à $t = 0.262$ continue à évoluer en mode pulsation. Il ne retrouve pas immédiatement le mode de propagation en fissure. À la place, il continue d'évoluer sous forme d'une pulsation qui s'éloigne du point d'injection – se propage vers la droite – avec une amplitude décroissante. Toutefois, ce retard de reprise de la propagation en fissure n'est pas le seul phénomène observé propre à l'injection cyclique.

En effet, on observe également en cours de reprise d'injection l'apparition d'une pulsation secondaire à $t = 0.284$. Cette dernière contrairement à la pulsation primaire, se propage vers le puit d'injection avec une amplitude croissante jusqu'à ce qu'elle atteigne l'amplitude de la pulsation primaire – ici à $t = 0.292$ – puis la dépasse – ici à $t = 0.296$ –. La pulsation secondaire continue alors de progresser vers le point d'injection $r = 0$. Une fois ce point atteint, le mode de propagation en fissure est rétabli – ici à $t = 0.308$ – avec un retard qui a duré pour le premier cycle dans ce cas où $T = 0.0106$, $\rho_r = 0.45$, $n = 4$:

$$\Delta t_{\text{retard}} = 0.308 - 0.262 \quad (4.2)$$

Ainsi, la reprise d'injection n'induit pas immédiatement la reprise de propagation en mode fissure. À la place, la propagation en mode pulsation persiste sous la forme d'une pulsation primaire qui se propage loin du puit d'injection avec une amplitude décroissante tandis qu'une pulsation secondaire apparaît et se propage vers le puit avec une amplitude croissante. Ce n'est qu'une fois que cette pulsation secondaire a atteint le centre d'injection que la propagation en mode fissure reprend, définissant de la sorte un retard. Toutefois, dès que l'injection est arrêtée encore une fois à $t = 0.392$, le taux de glissement retrouve le mode de propagation en pulsation primaire sans retard cette fois-ci.

Ce retard, propre à la propagation de la pulsation secondaire, dépend du cycle de reprise et des paramètres d'injection. On propose alors de calculer la vitesse moyenne de propagation de cette pulsation secondaire à travers les cycles de reprise d'injection. Cette vitesse moyenne a été calculée selon la formule suivante :

$$V_{\text{pulse2}} = \frac{\Delta R_{\text{pulse2}}}{\Delta t_{\text{pulse2}}} \quad (4.3)$$

Où :

- V_{pulse2} : la vitesse moyenne de propagation de la pulsation secondaire qui correspond à la vitesse adoptée par cette pulsation pour retrouver le puit d'injection et ainsi recouvrir le mode de propagation en fissure
- Δt_{pulse2} : la différence entre le dernier pas de temps où la propagation est en mode pulsation secondaire – juste avant le passage au mode fissure – et le temps de reprise d'injection qui correspond à l'apparition de cette pulsation
- ΔR_{pulse2} : la différence entre le front de rupture au moment où la pulsation secondaire disparaît – juste avant le passage au mode fissure – et celui au moment où elle apparaît – juste après la reprise d'injection –

Ces effets seront explorés à travers la Figure 4.2 qui présente deux graphes :

- Le graphe de gauche : il s'agit de la vitesse moyenne de propagation de la pulsation secondaire au cours du premier cycle de réinjection – correspondant à $m = 2 < n = 4$ – pour des simulations avec des ratio de temps de repos différent
- Le graphe de droit : il présente la vitesse moyenne de propagation de la pulsation secondaire au cours des trois cycles de réinjection disponibles – $n = 4 \Rightarrow m = 2; 3$ et 4 –

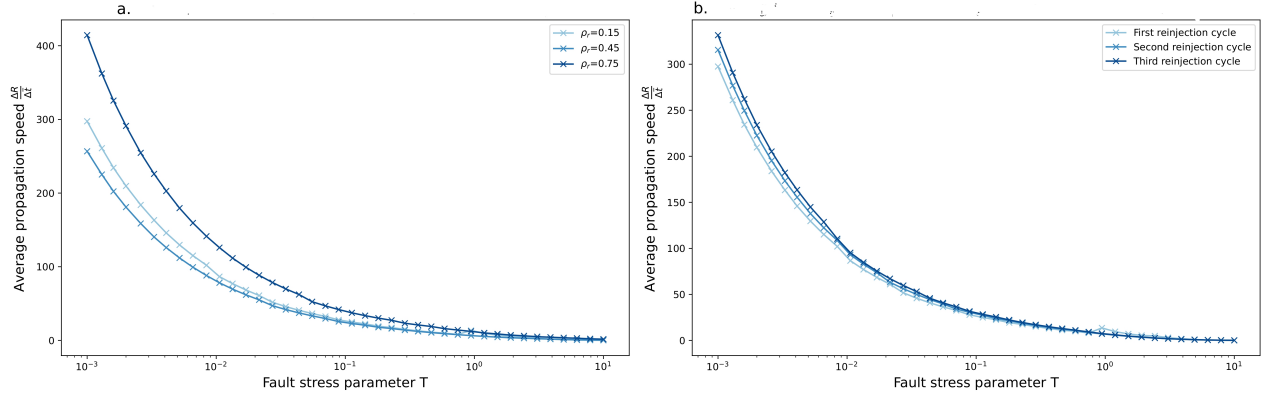


FIGURE 4.2 Vitesse moyenne de propagation de la pulsation secondaire au cours des cycles de réinjection pour des simulations où $n = 4$: (a) Vitesse moyenne au cours du premier cycle de réinjection pour des ratio de temps de repos différents, (b) Vitesse moyenne à travers les cycles de réinjection pour $\rho_r = 0.15$

On se penche à présent sur les effets des trois paramètres indépendants de notre étude sur cette vitesse moyenne.

4.1.1.1 Effet du paramètre de contrainte de faille

On note que la vitesse moyenne de propagation de la pulsation secondaire diminue plus le paramètre de contrainte de faille T augmente. Et ce, que ce soit pour le premier ou pour le reste des cycles de réinjection. Pour des failles critiques, cette vitesse est beaucoup plus prononcée et évolue selon une tendance plus aigüe que pour les failles plus marginales. Pour les valeurs les plus élevées de T , la courbe devient plutôt horizontale ; le paramètre de contrainte de faille sur cet intervalle n'influence plus trop la vitesse moyenne qui tend alors vers 0. Ceci veut dire que pour des failles très marginales, la reprise du mode fissuration après la reprise de l'injection est quasi-instantanée.

4.1.1.2 Effet du ratio du temps de repos

À partir de la Figure 4.2.a, on juge que le ratio de temps de repos n'affecte pas la vitesse moyenne de propagation de la pulsation secondaire de façon linéaire. En effet, la courbe qui minimise cette vitesse moyenne – celle la plus basse – ne correspond pas au minimum des valeurs du ration du temps de repos étudiées – qui est dans notre cas $\rho_r = 0.15$ –. À la place, la courbe qui minimise la vitesse moyenne correspond à la valeur intermédiaire de $\rho_r = 0.45$. Ceci prouve que les deux grandeurs ne varient pas linéairement l'une par rapport à l'autre.

4.1.1.3 Effet du cycle de reprise

À travers la Figure 4.2.b, on observe que pour un même ratio du temps de repos, plus on évolue dans les cycles de réinjection plus la vitesse moyenne de propagation de la pulsation secondaire augmente. Or, cette augmentation est modérée. Elle est un peu plus prononcée pour les failles critiques, et s'adoucit jusqu'à ce qu'elle s'estompe pour les failles marginales.

4.1.2 Glissement asismique

On simule le glissement asismique pour un protocole d'injection cyclique, on cherche à savoir en premier lieu si ce changement de protocole d'injection affecte la tendance d'évolution du glissement asismique par rapport à ce à quoi on s'attend dans le cas d'une injection à taux constant. La figure suivante représente l'évolution spatiale de ce glissement en fin d'injection pour les deux cas de figure où $T = 1.0$, $\rho_r = 0.45$ et $n = 4$:

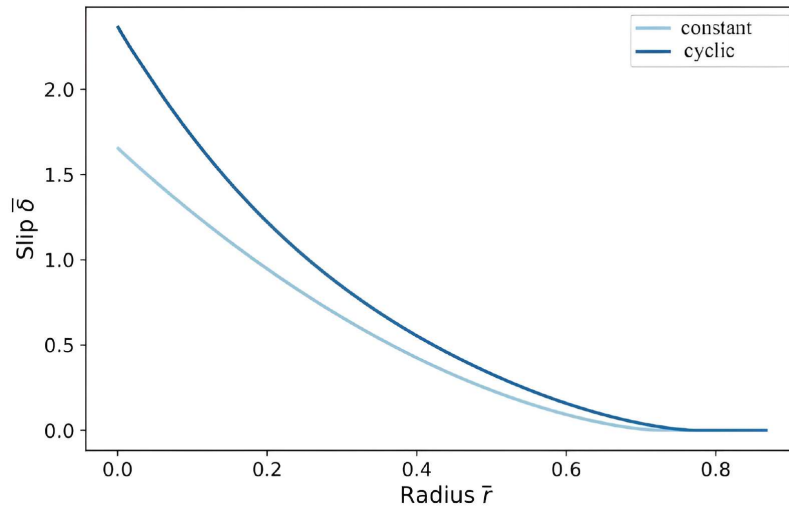


FIGURE 4.3 Distribution du glissement asismique en fin d'injection $\bar{t}=1.0$ pour les deux protocoles d'injection où $T = 0.0106$, $\rho_r = 0.45$, $n = 4$

On remarque que pour les deux protocoles d'injection, le glissement asismique conserve une même allure en évoluant le long de la faille. Le maximum correspond encore une fois à la valeur au puits d'injection qui correspond à $r = 0$.

On observe toutefois que pour l'injection cyclique, le glissement asismique induit est supérieur à celui induit par une injection à taux constant. On cherche à quantifier cela dans divers cas de figure et mettre en évidence si un tel écart est influencé par la variation d'un des paramètres de l'étude. On propose alors de tracer le rapport entre le glissement maximal dans le cas

cyclique et celui dans le cas à taux constant en fonction du paramètre de contrainte de faille pour quelques combinaisons des paramètres d'injection :

$$\frac{\delta_{\max}^{\text{cycl}}}{\delta_{\max}^{\text{cte}}} = f(T, \rho_r, n) \quad (4.4)$$

La figure suivante présente cela :

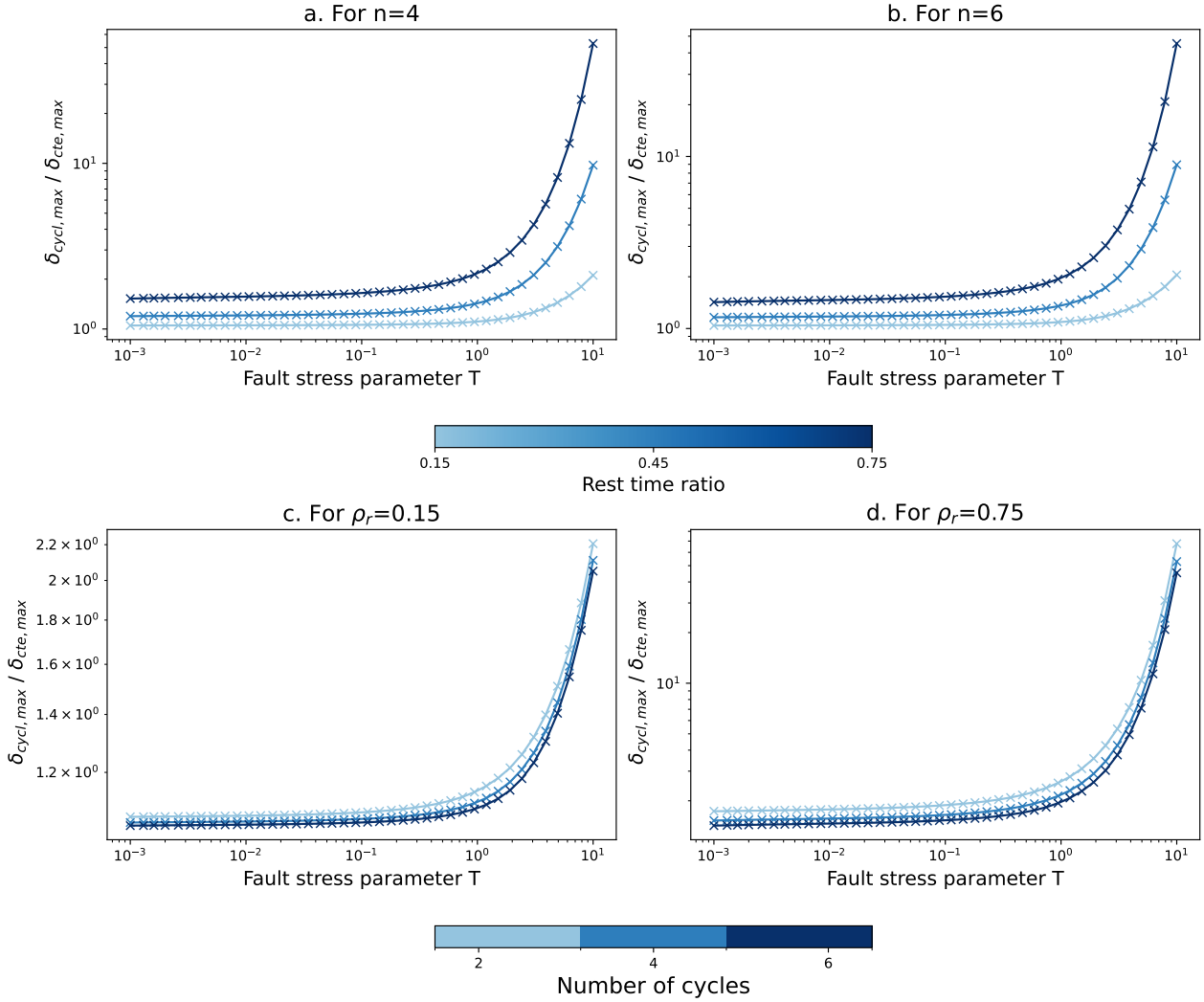


FIGURE 4.4 Évolution du rapport des glissements asismiques maximaux correspondant aux deux cas d'injection en fonction du paramètre de contrainte de faille : (a) Pour des ratio de temps de repos différents et $n = 4$, (b) Pour des ratio de temps de repos différents et $n = 6$, (c) Pour des nombres de cycles différents et $\rho_r = 0.15$, (d) Pour des nombres de cycles différents et $\rho_r = 0.75$

4.1.2.1 Effet du paramètre de contrainte de faille

On remarque sur la Figure 4.4 l'existence de deux régimes :

- Pour $T < 0.5$: les courbes sont indifférentes à la variation de T . Le choix du site n'influence pas le glissement asismique induit et les rapports des glissements maximaux sont plus proches de l'unité. Ainsi, sur ce domaine, la variation de T n'affecte pas le glissement asismique induit et le changement de protocole d'injection a une influence mineure puisque pour la majorité des simulations, les rapports sont réduits et inférieurs à 1.5
- Pour $T > 0.5$: les courbes commencent à présenter une tendance croissante plus prononcée. Dans ce domaine, la variation de T est très influente ; un paramètre de contrainte de faille plus élevé induit plus de glissement asismique maximal avec une injection cyclique. Les rapports deviennent très importants plus T augmente

4.1.2.2 Effet du ratio du temps de repos

On observe que le ratio de temps de repos influence grandement la réponse du système en termes de glissement asismique. Les courbes deviennent plus étendues plus on augmente ce ratio, il semble donc engendrer une homothétie des courbes. Plus on opte pour des ratio élevés – ici à hauteur de $\rho_r = 0.75$ – plus le rapport des glissements augmente ; soit plus le glissement asismique maximal induit avec une injection cyclique est plus important que celui induit par une à taux constant. Pour le cas spécifique où $\rho_r = 0.75$, on obtient des rapports atteignant :

$$\frac{\delta_{\max}^{\text{cycl}}}{\delta_{\max}^{\text{cte}}} = 70 \quad (4.5)$$

L'injection cyclique dans ce cas induit 70 fois plus de glissement asismique maximal que celle à taux constant.

4.1.2.3 Effet du nombre de cycles

En faisant varier le nombre de cycles, on fait translater les rapports de glissement maximaux. Spécifiquement, plus on opte pour un plus grand nombre de cycles, plus les courbes migrent vers le bas. Augmenter le nombre de cycles semble alors induire moins de glissement asismique maximal pour un cas où l'on utilise une injection cyclique.

4.1.3 Moment asismique

L'évolution du moment asismique maximal dans le temps pour les deux protocoles d'injection est représentée dans la Figure 4.5 pour une simulation où $T = 1.0$, $\rho_r = 0.45$, $n = 4$. On

remarque que l'évolution du moment asismique pour une injection cyclique se fait avec une périodicité qui reflète le nombre de cycles utilisés – ici 4 cycles –. En effet, la courbe commence à évoluer en cours d'injection selon une allure similaire à celle de l'injection à taux constant puis atteint un palier pendant l'arrêt. Cette tendance devient toutefois de plus en plus décalée de l'instant d'arrêt et de reprise d'injection plus on évolue de cycle en cycle. Il s'agit encore une fois d'un retard.

D'autre part, le moment asismique maximal induit par une injection cyclique est en tout moment supérieur à celui induit par une injection à taux constant. Cette tendance dépend également des paramètres d'entrée. La Figure 4.6 isole l'effet de chacun de ces paramètres et présente le rapport des moments asismiques maximaux dans les deux cas d'injection :

$$\frac{M_{\text{cycl,max}}}{M_{\text{cte,max}}} = f(T, \rho_r, n) \quad (4.6)$$

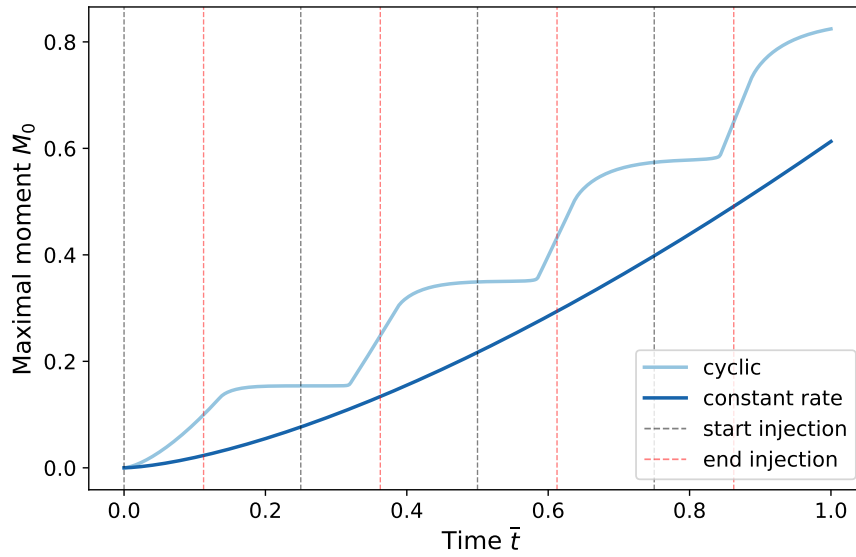


FIGURE 4.5 Évolution temporelle du moment asismique maximal pour les deux protocoles d'injection où $T = 1.0$, $\rho_r = 0.45$, $n = 4$

4.1.3.1 Effet du paramètre de contrainte de faille

On remarque encore une fois la présence des deux régimes d'évolution observés sur la Figure 4.4. Il s'agit premièrement d'un régime constant – aux alentours de $T \leq 0.5$ – où la variation du paramètre de contrainte de faille n'influence pas sinon peu le rapport des moments asismiques maximaux. Ensuite, on observe un régime croissant qui progresse de plus en

plus rapidement plus on augmente le paramètre de contrainte de faille. Dans les deux régimes, le rapport demeure supérieur à l'unité : en tout temps et pour tout type de faille, une injection cyclique induit un moment asismique maximal plus élevé. Ce rapport tend vers l'unité pour des valeurs réduites des failles critiques sans jamais atteindre $M_0^{\text{cycl}}_{\text{max}} = M_0^{\text{cte}}_{\text{max}}$.

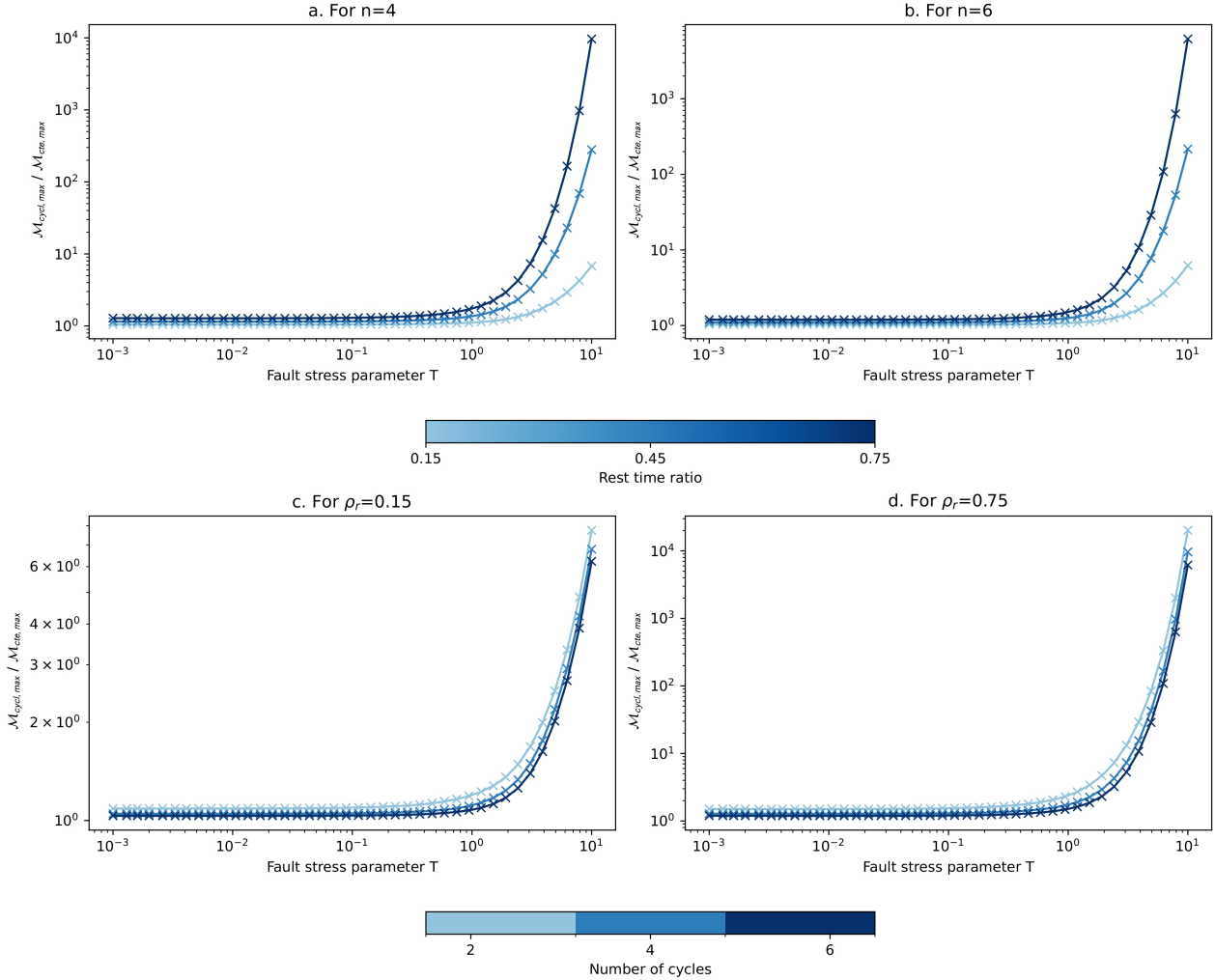


FIGURE 4.6 Évolution du rapport des moments asismiques maximaux correspondant aux deux cas d'injection en fonction du paramètre de contrainte de faille : (a) Pour des ratio de temps de repos différents et $n = 4$, (b) Pour des ratio de temps de repos différents et $n = 6$, (c) Pour des nombres de cycles différents et $\rho_r = 0.15$, (d) Pour des nombres de cycles différents et $\rho_r = 0.75$

4.1.3.2 Effet du ratio de temps de repos

Les mêmes tendances observées pour le glissement asismique maximal demeurent vraies pour le moment asismique maximal. Ainsi, l'augmentation du ratio de temps de repos induit une

augmentation du rapport des moments asismiques maximaux. Cette influence devient de plus en plus prononcée moins la faille est critique. En effet, pour le premier régime, la variation de ρ_r induit des variations plus faibles sur le rapport, tandis que dans le deuxième régime – failles plus marginales – le choix de ρ_r est beaucoup plus décisif puisque son influence est bien plus prononcée.

4.1.3.3 Effet du nombre de cycle

Le nombre de cycle affecte peu le rapport des moments asismiques maximaux. Les courbes sont pratiquement superposées pour diverses valeurs de n . Ce paramètre n'est pas sans influence, puisque l'on remarque que pour des valeurs plus élevées de n , on obtient un rapport légèrement plus réduit. Cependant, l'influence de ce paramètre demeure moindre par rapport à celle observée avec les autres paramètres, notamment le ratio du temps de repos et le paramètre de contrainte de faille.

4.1.4 Front de rupture

Le front de rupture dans le cas d'une injection cyclique évolue graduellement de cycle en cycle. De même, on observe l'apparition du front de blocage dès que l'injection soit n - fois. La Figure 4.7 présente l'évolution de ces deux fronts pour un cas d'injection cyclique où $T = 0.9427$, $\rho_r = 0.45$, $n = 4$.

L'évolution du front de rupture avec une injection cyclique se fait en cours d'injection selon la même allure que celle qu'on obtient avec une injection à taux constant. On atteint de même le front de rupture maximal vers la fin de l'injection, ce qui correspond à : $R_{\max} = R_f = R_{t_f}$. L'allure est donc maintenue pendant le premier cycle. Cependant, dès qu'on arrête l'injection, la vitesse d'évolution du front de rupture décroît.

Quant au front de blocage, il apparaît comme prévu dès que l'on arrête l'injection pendant chacun des quatre cycles. Plus on évolue dans les cycles, plus il devient étendu tout en maintenant la même forme.

Ici encore une fois, on peut repérer l'effet du retard observé précédemment. En effet, d'une part le front de rupture ne reprend pas sa progression immédiatement après la reprise d'injection. D'une autre part, le front de blocage ne s'estompe pas immédiatement après la reprise ; il continue d'évoluer pendant un moment avant de s'annuler.

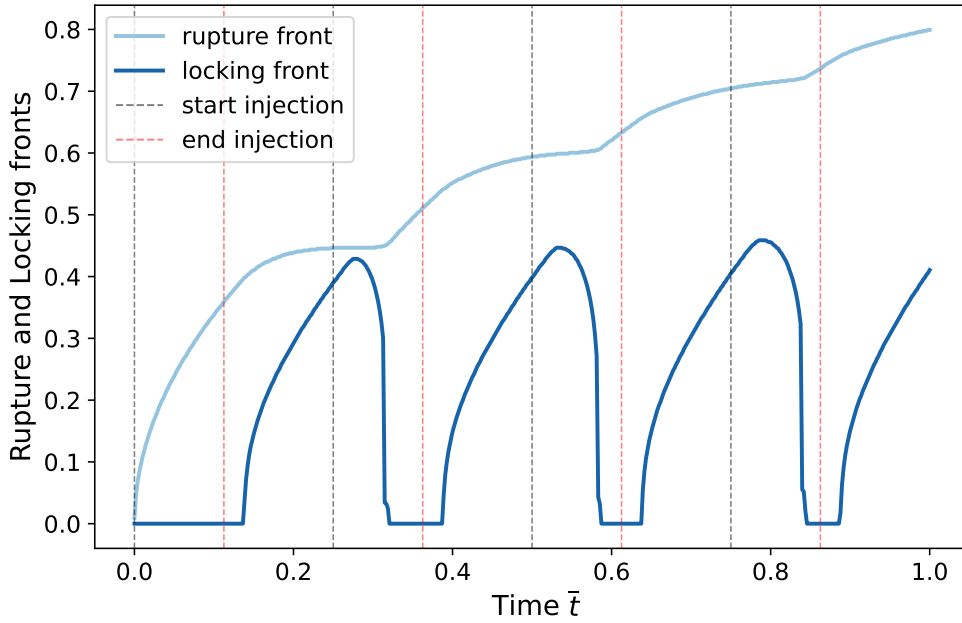


FIGURE 4.7 Évolution temporelle des fronts de rupture et de blocage pour une injection cyclique où $T = 0.9427$, $\rho_r = 0.45$, $n = 4$

On cherche à présent à comparer le front de rupture maximal qui correspond à notre injection cyclique avec celui qu'on obtiendrait avec une à taux constant pour les mêmes conditions de site. Pour ce, on trace sur la Figure ?? qui suit :

$$\frac{R_{\text{cycl}_{\text{max}}}}{R_{\text{cte}_{\text{max}}}} = f(T, \rho_r, n) \quad (4.7)$$

4.1.4.1 Effet du paramètre de contrainte de faille

Sur la Figure ??, on note une fois encore la présence des mêmes deux régimes observés sur les courbes du rapport des moments asismiques maximaux et du rapport des glissements asismiques maximaux. On parle évidemment du premier régime indépendant – ou peu dépendant – du paramètre de contrainte de faille et du deuxième qui est très sensible à des variations de ce paramètre.

4.1.4.2 Effet du ratio de temps de repos

Le rapport des fronts de rupture maximaux est sensible au ratio du temps de repos. On retrouve ici encore les mêmes tendances ; à savoir qu'une augmentation de ρ_r induit une augmentation du rapport qui demeure supérieur à l'unité pour tous types de failles.

4.1.4.3 Effet du nombre de cycles

Le nombre de cycles est un paramètre à faible influence sur le front de rupture maximal. En effet, on remarque que les courbes sont confondues pour la majorité du domaine. L'augmentation du nombre de cycles fait certes diminuer le rapport des fronts de rupture, mais cet effet demeure assez faible.

4.1.5 Surface active de glissement

La surface de glissement est la surface comprise entre les deux fronts de rupture et de blocage à un instant t donné. On la calcule, que ce soit pour une injection cyclique ou à taux constant, selon l'équation suivante :

$$A(t) = \pi(R^2(t) - L^2(t)) \quad (4.8)$$

Cette surface est instantanée, pour en déduire la surface active totale en fin d'injection, on intègre cette quantité sur le temps :

$$A_{\text{tot}} = \int_0^{t_f=1.0} A(t) dt \quad (4.9)$$

Pour des raisons de lisibilité, on représente le rapport de la surface active de glissement pour l'injection cyclique et celle pour l'injection à taux constant afin de faciliter leur comparaison :

$$\frac{A_{\text{totcycl}}}{A_{\text{totcte}}} = f(T, \rho_r, n) \quad (4.10)$$

4.1.5.1 Effet du paramètre de contrainte de faille

Les deux régimes qu'on a observé pour chacune des variables précédentes persistent pour le rapport des surfaces totales de glissement dans leurs frontières. Leur tendance, quant à elles, diffèrent de celles des autres variables. En effet, pour le premier régime, il s'agit encore une fois d'une zone indépendante de la variation du paramètre de contrainte de faille. Cependant, le deuxième régime présente une tendance nouvelle. Le rapport des surfaces totales de glissement commence par décroître à hauteur de $T = 5$ dépendamment des paramètres d'injection, puis reprend son élan et recommence à croître rapidement pour les valeurs les plus élevées du paramètre de contrainte de faille. On observe ainsi que pour des valeurs précises du couple des paramètres d'injection (ρ_r, n) et pour un intervalle réduit du paramètre de site T , le rapport est inférieur à l'unité. Ceci veut dire que dans ces conditions-ci, la surface totale de glissement induite par une injection cyclique est inférieure à celle induite par une injection à taux constant. Elle atteint pour $\rho_r = 0.75$, $n = 6$ une réduction de 60%.

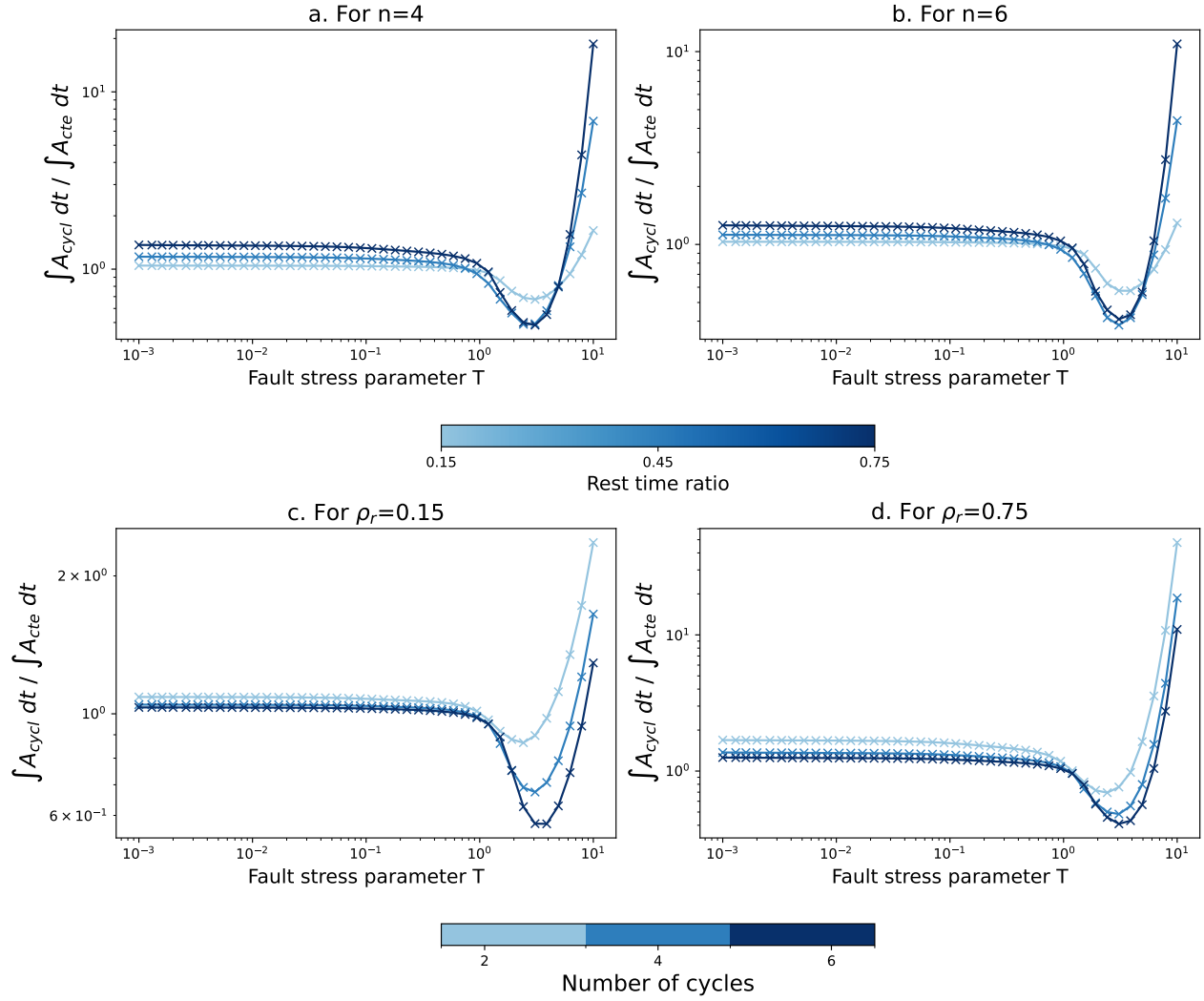


FIGURE 4.8 Évolution du rapport des surfaces actives totales de glissement correspondant aux deux cas d'injection en fonction du paramètre de contrainte de faille : (a) Pour des ratio de temps de repos différents et $n = 4$, (b) Pour des ratio de temps de repos différents et $n = 6$, (c) Pour des nombres de cycles différents et $\rho_r = 0.15$, (d) Pour des nombres de cycles différents et $\rho_r = 0.75$

4.1.5.2 Effet du ratio du temps de repos

Le ratio du temps de repos influence grandement le rapport des surface totales de glissement surtout dans le deuxième régime. Une augmentation de ce ratio induit une augmentation du rapport des surfaces.

Cependant, cet effet est altéré pour l'intervalle où le rapport passe en-dessous de l'unité pour $\rho_r = 0.15$. En effet, dans ce cas-là, le rapport qu'on obtient pour $\rho_r = 0.15$ dépasse celui que l'on obtient pour $\rho_r = 0.45$ et pour $\rho_r = 0.75$. Il s'agit là du seul intervalle où la tendance habituelle est brisée, partout ailleurs, l'augmentation de ρ_r augmente le rapport.

4.1.5.3 Effet du nombre de cycles

L'effet du nombre de cycles sur le rapport des surfaces totales de glissement dépend du régime auquel appartient la faille. S'il s'agit d'une faille critique appartenant au premier régime, l'influence du nombre de cycles est réduite. Or, ce paramètre devient beaucoup plus influant si la faille appartient au deuxième régime. Dans les deux cas, augmenter le nombre de cycles fait diminuer le rapport de façon modérée pour le premier régime et plus prononcée pour le deuxième.

4.2 Après l'arrêt de l'injection

4.2.1 Temps d'arrêt

Pour ce qui est du temps d'arrêt, on vise à produire des courbes similaires à celles qui proviennent des travaux de *A. Sáez et B. Lecampion* [23] pour une injection à taux constant. Il s'agit donc de représenter la variation du temps d'arrêt en fonction du paramètre de contrainte de faille pour le cas d'une injection cyclique. On trace alors sur la Figure 4.9 :

$$\frac{t_a}{t_{\text{fin inj.}}} = f(T, \rho_r, n) \quad (4.11)$$

Où :

- $t_{\text{fin inj.}}$: l'instant où l'on arrête d'injection. Ceci correspond pour une injection à taux constant à $t_{\text{fin inj. cte}} = t_f = 1.0$. Cependant, pour une injection cyclique, il faut en déduire le temps de repos du derniers cycle. Ainsi :

$$t_{\text{fin inj. cycl}} = t_f - t_r = 1.0 - \rho_r n \quad (4.12)$$

4.2.1.1 Effet du paramètre de contrainte de faille

On remarque en premier lieu que les courbes correspondant à l'injection cyclique ont la même allure que celles correspondant à l'injection à taux constant telle que présentée dans les travaux de *A. Sáez et B. Lecampion* [23]. On retrouve en effet la partie affine qui suit alors une loi de puissance – courbe affine dans une échelle logarithmique – et celle constante qui correspond à l'intervalle des failles marginales. Il est cependant à noter que la pente reste la même pour les courbes d'injection cyclique mais elle diffère de celle de l'injection à taux constant dont la courbe n'est pas parallèle à celles de l'injection cyclique.

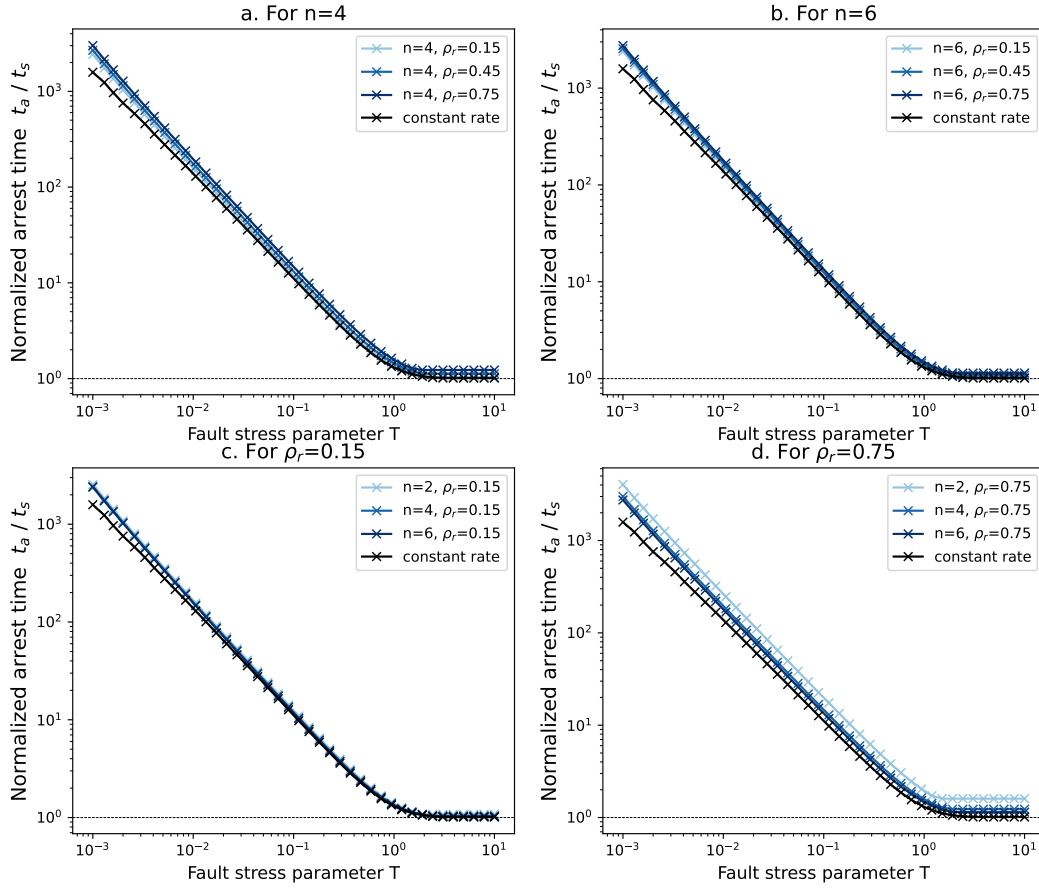


FIGURE 4.9 Évolution des temps d'arrêts normalisés correspondant aux deux cas d'injection en fonction du paramètre de contrainte de faille : (a) Pour des ratio de temps de repos différents et $n = 4$, (b) Pour des ratio de temps de repos différents et $n = 6$, (c) Pour des nombres de cycles différents et $\rho_r = 0.15$, (d) Pour des nombres de cycles différents et $\rho_r = 0.75$

4.2.1.2 Effet du ratio du temps de repos et du nombre de cycles

Les paramètres d'injection – soit le ratio du temps de repos et le nombre de cycles – sont peu influents sur le temps d'arrêt. Les courbes sont plus ou moins toutes confondues de sorte que l'effet de la variation des paramètres d'injection paraît assez réduit.

4.2.2 Front de rupture à l'arrêt

De même que pour le temps d'arrêt, notre objectif quant à la quantification du front de rupture à l'arrêt est de produire des courbes similaires à celles qui figurent dans les travaux

de *A. Sáez et B. Lecampion* [23] pour le cas de l'injection à taux constant. On trace alors le rapport du front de rupture à l'arrêt R_a et celui à l'arrêt d'injection R_s qui correspond au front de rupture au temps d'arrêt d'injection tel que calculé dans la section précédente :

$$R_s = R(t_{\text{fin inj. cycl}}) = R(1.0 - \rho_r/n) \quad (4.13)$$

On obtient alors la Figure 4.10 qui présente :

$$\frac{R_a}{R_s} = f(T, \rho_r, n) \quad (4.14)$$

4.2.2.1 Effet du paramètre de contrainte de faille

La courbe que l'on obtient pour les cas d'injection cyclique a une allure qui correspond bien à celle obtenue pour une injection à taux constant. Le front de rupture à l'arrêt normalisé décroît bien avec l'augmentation du paramètre de contrainte de faille. Ainsi, le front de rupture à l'arrêt pour des failles critiques est bien plus élevé que celui à la fin d'injection, tandis qu'il coïncide avec ce dernier pour des failles marginales.

4.2.2.2 Effet du ratio de temps de repos et du nombre de cycles

L'effet des paramètres d'injection sur le front de rupture normalisé est couplé. On ne note pas une tendance isolée propre à la variation du ratio de temps de repos et une autre indépendante propre au nombre de cycles. On remarque à la place un effet combiné. Par exemple, pour la Figure 4.10.c, le nombre de cycles avec $\rho_r = 0.15$ n'a pratiquement aucun effet, alors que pour la Figure 4.10.d, diminuer le nombre de cycles fait diminuer le front de rupture normalisé.

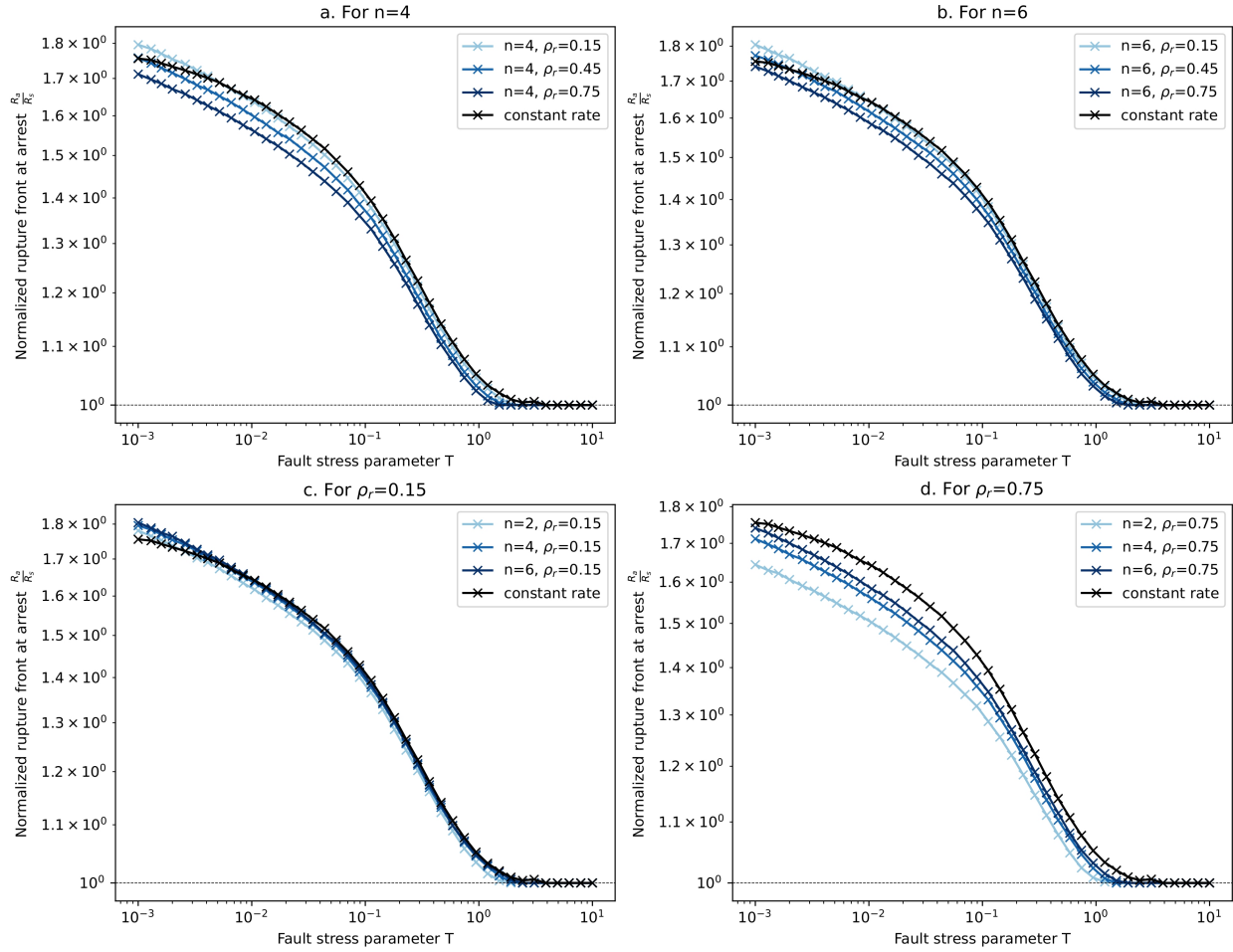


FIGURE 4.10 Évolution des fronts de rupture à l'arrêt normalisés correspondant aux deux cas d'injection en fonction du paramètre de contrainte de faille : (a) Pour des ratio de temps de repos différents et $n = 4$, (b) Pour des ratio de temps de repos différents et $n = 6$, (c) Pour des nombres de cycles différents et $\rho_r = 0.15$, (d) Pour des nombres de cycles différents et $\rho_r = 0.75$

CHAPITRE 5 DISCUSSION

Notre objectif dans ce chapitre est d’analyser les résultats présentés dans le chapitre suivant afin d’en tirer des conclusions. Ceci nous permettra d’approfondir notre compréhension de la réponse d’une faille à un protocole d’injection cyclique. Nous présenterons alors dans cette section les aboutissements de notre étude qui concerneront quatre angles principaux :

- La propagation de la rupture avec une injection cyclique décrite par les modes d’évolution du taux de glissement,
- L’étendue du front de rupture post-injection et sa vitesse d’évolution,
- La surface de glissement totale induite par l’adoption d’une injection à taux constant,
- L’effet des paramètres indépendants de l’étude : le paramètre de contrainte de faille, le ratio de temps de repos, et le nombre de cycles,

Tous ces points seront analysés en perspective d’une comparaison entre le protocole d’injection cyclique qui nous intéresse et celui à taux constant de référence.

On énoncera par la suite les limitations de notre étude afin de bien en cerner les applications valables mais aussi les cas contraignant où la représentativité de nos résultats se voit compromise.

5.1 Propagation de la rupture

L’évolution de la rupture peut être décrite par les modes de propagation du taux de glissement. Usuellement, la littérature parle de deux modes pour l’injection à taux constant : il s’agit du mode de propagation en fissure en cours d’injection et celui en pulsation dès que l’on arrête d’injecter. Dans notre cas d’injection cyclique, on observe à travers la Figure 4.1 l’existence d’une troisième mode intermédiaire propre à l’injection cyclique. Il s’agit de la pulsation secondaire.

En effet, la réponse de la faille à une injection cyclique se fait avec un retard lorsqu’on reprend l’injection. Lors du premier cycle, la réponse est usuelle ; une propagation en mode fissure en cours d’injection est suivie par une en mode pulsation dès que l’arrêt commence. Or, à partir du deuxième cycle, correspondant au premier cycle de réinjection on commence à observer un retard. La propagation en mode fissure ne reprend pas immédiatement après la reprise d’injection. Au lieu de cela, la pulsation primaire continue d’évoluer loin du point d’injection avec une amplitude décroissante tandis que la nouvelle pulsation secondaire évolue vers le point d’injection avec une amplitude croissante. Elle décrit alors le retard entre la reprise d’injection et la reprise de la propagation en mode fissure.

Ce retard peut également être observé dans l’évolution du moment asismique cyclique –

Figure 4.5 – et celle des fronts de rupture et de blocage – Figure 4.7 –. Ainsi, la faille reste bloquée pendant un laps de temps, au cours duquel le front de blocage continue à évoluer et celui de rupture est en arrêt, avant de recommencer à glisser. Dans ce sens, plus il y a de cycles de réinjection, plus il devient progressivement difficile de refaire glisser la faille. Il nous faut induire progressivement plus de surpression pour défaire le blocage de la faille et relancer le glissement.

Des effets similaires ont été reportés dans d’autres études qui, contrairement à la nôtre, adoptent un modèle de Rate and State dans des applications de reprise d’injection souterraine à taux constant [21, 60]. En effet, dans ces conditions d’étude, les résultats relatent une augmentation momentanée du coefficient de frottement avant qu’il ne reprenne sa décadence et initie l’affaiblissement de la faille. Ceci a été attribué à un effet de mémoire qui impose un temps de relaxation au paramètre d’état – state parameter – de la loi Rate and State. Au cours de ce temps de relaxation, le paramètre d’état garde en mémoire l’état de la faille bloquée précédent avant de reprendre le glissement. Quoique cet effet demeure spécifique à un modèle de Rate and State avec une reprise injection à taux constant, il décrit en soi le même retard que celui qu’on observe dans notre cas d’injection cyclique. En effet, que ce soit cet effet de mémoire ou la présence d’une pulsation secondaire, ils décrivent tous deux une réponse décalée de la faille face à une reprise d’injection.

D’autre part, puisque la pulsation secondaire représente un mode de propagation propre à l’injection cyclique, sa vitesse de propagation – représentée dans la Figure 4.2 – représente la vitesse à laquelle les modes de propagation usuels sont rétablis. La non-linéarité observée quant à l’évolution de cette vitesse moyenne en fonctions des paramètres d’injection – notamment ρ_r – peut suggérer l’existence d’un autre set de paramètre qui influence la pulsation secondaire. Ces paramètre-là seraient dépendants du paramètre de repose de faille. On ne peut donc pas pousser l’étude sous l’hypothèse que tous les paramètres sont indépendants comme il est le cas pour nos trois paramètres d’étude adoptés ici – (T, ρ_r, n) –. Une étude de paramètres influant combinée à une analyse de sensibilité s’impose alors.

5.2 Front de rupture post-injection

Dans cette étude, on présente la réponse de la faille face au protocole d’injection pendant les deux phases principales du protocole : au cours d’injection, soit à $t \leq t_f = 1.0$, puis après l’arrêt final de l’injection, soit à $t > t_f = 1.0$.

En cours d’injection, on relate alors qu’une injection cyclique induit non seulement plus de glissement et moment asismiques, mais aussi un front de rupture maximal plus étendu que celui de l’injection à taux constant. Et ce, pour tous les scénarios d’injection explorés et pour tous les types de faille étudiés décrites par leur paramètre de contrainte de faille. Ainsi, le

glissement atteint des zones plus éloignées avec une injection cyclique pendant la même durée de $\Delta t = 1.0$. On peut alors dire qu'en cours d'injection, le protocole cyclique induit un front de rupture dont la propagation est plus rapide que celui induit par un protocole d'injection à taux constant.

D'autre part, après l'arrêt final d'injection, on relate cette fois-ci un front de rupture à l'arrêt pour l'injection cyclique équivalent, si ce n'est légèrement plus réduit, que celui de l'injection à taux constant. Tandis que le temps d'arrêt pour l'injection cyclique est supérieur encore une fois pour tous les scénarios de simulations adoptés. Ceci veut dire qu'après l'arrêt final de l'injection cyclique, le front de rupture que l'on atteint à l'arrêt est similaire ou légèrement plus réduit que celui de l'injection à taux constant, et que cette distance a été parcouru pendant un laps de temps plus grand – ici le temp d'arrêt –. On parcourt donc une distance faiblement plus réduite pendant une plus grande durée de temps. Ceci signifie que le front de rupture après l'arrêt évolue plus lentement pour une injection cyclique que pour une à taux constant.

Cet aboutissement est favorable pour les projets où l'on met l'accent plus sur la phase d'injection et où l'on souhaite mobiliser le plus de ressource durant cette phase-là. En effet, si une injection cyclique induit après la fermeture du puit un front de rupture qui évolue plus lentement, on peut se permettre une fréquence des suivis post-injection plus réduite. On peut alors étaler les points de contrôle post-injection dans le temps un peu plus qu'avec une injection à taux constant. Or, il ne faut se méfaire et prôner l'injection cyclique aveuglement. Elle permet certes un suivi après la fermeture plus relaxé dans le temps, mais elle induit quand même, entre temps, plus de glissement et de moment asismique. Il convient donc de réaliser une étude de faisabilité au cas le cas. Elle peut, par exemple, porter sur le raffinement des paramètres d'injection optimaux puisqu'on remarque que de bons choix des paramètres (ρ_r, n) permettent de réduire le glissement et le moment asismiques. On détaillera un peu plus leur effet sur les diverses grandeurs de l'étude dans la section 5.4.

5.3 Surface de glissement totale

On ne peut se prononcer quant à l'effet qu'a l'injection cyclique sur la surface totale de glissement sur tout les types de failles. En effet, d'après la Figure 4.8, on remarque que le rapport des surfaces de glissement totale de l'injection cyclique et celle à taux constant varie différemment selon trois régimes différents :

- **Premier régime** : il correspond à peu près à l'intervalle $0.001 \leq T < 1.0$ sur lequel la variation du paramètre de contrainte de faille n'influence peu, sinon pas, le rapport. Puisque le domaine est logarithmique, ceci reflète alors une loi de puissance :

$$A_{\text{cycl}}^{\text{tot}} = C_{\rho_r, n} T^m \times A_{\text{cte}}^{\text{tot}} \quad (5.1)$$

Où :

- $C_{\rho_r, n}$: une constante d'échelle qui dépend des paramètres d'injection
- m : la pente qui tend vers 0 dans notre cas puisque les droites sont quasiment horizontales

Le rapport des surfaces totales sur cet intervalle demeure assez proche de l'unité.

- **Deuxième régime** : il s'étend au-delà de $T > 1.0$ avec une borne supérieure qu'on ne peut limiter pour tous les scénarios d'injection, puisqu'elle est spécifique à un couple des paramètres d'injection donnée. Il correspond à l'intervalle où le rapport des surfaces de glissement totales passe en dessous de l'unité. Ceci marque une surface de glissement totale avec l'injection cyclique plus réduite que celle avec l'injection à taux constant.
- **Troisième régime** : sa borne inférieure est également spécifique à un couple des paramètres d'injection donné avec une borne supérieure dans notre cas qui coïncide avec l'étendue de notre intervalle d'étude $T \leq 10$. Il s'agit de l'intervalle où le rapport recommence à augmenter au-delà de l'unité ; soit l'intervalle où la surface de glissement totale de l'injection cyclique redevient supérieure à celle de l'injection à taux constant. Au cours de ce régime, une variation minime du paramètre de contrainte de faille δT induit une variation importante du rapport des surfaces totales. Le rapport est donc bien plus sensible à la variation de T au cours de ce régime, il atteint des valeurs très élevées.

Entre ces trois régimes, c'est le deuxième qui est susceptible de présenter une zone d'intérêt quant à l'usage de l'injection cyclique au lieu d'une à taux constant. En effet, le deuxième régime reflète l'existence d'une zone où la surface de glissement totale par injection cyclique est significativement réduite par rapport à celle de l'injection à taux constant. Cette zone correspond, pratiquement, à des failles dont le paramètre de contrainte de faille appartient à ce régime. On remarque en plus qu'avec un couple de paramètres d'injection optimisé on peut non seulement étendre cette zone en termes du paramètre de contrainte de faille, mais aussi réduire d'autant plus le rapport des surfaces totales. Cet effet peut être bénéfique pour les projets dont justement le paramètre du site tombe dans cet intervalle de T . On peut alors opter pour une injection cyclique pour réduire cette fois-ci l'étendue spatiale de la zone active qu'il faut inspecter et suivre après la fermeture du puit.

Cet effet peut être lié à la succession des modes de propagation, et surtout à ceux en mode pulsation puisqu'il est clair qu'une propagation en pulsation présente une surface de rupture plus réduite qu'une propagation en fissure dont l'intégrale spatiale sera supérieure. Cepen-

dant, il reste à comprendre pourquoi un tel effet est accentué sur la zone qui définit le deuxième régime au point d'atteindre des rapports inférieurs à l'unité et pas ailleurs. Ceci peut constituer un angle à explorer dans des travaux futurs.

5.4 Effet des paramètres de l'étude

Dans cette section, on s'intéresse à l'effet qu'a la variation d'un des trois paramètres de l'étude sur l'évolution des variables d'intérêt. Cet effet sera mis en évidence à travers la variation d'un paramètre à la fois tout en gardant fixe les deux autres. Une telle configuration est possible vu que nos trois paramètres d'étude sont indépendants. En effet, le choix du site – reflété par le paramètre de contrainte de faille T – n'affecte en rien les paramètres d'injection – ρ_r et n – qui à leur tour sont indépendants. Varier le nombre de cycle n'entraîne pas une variation du ratio du temps de repos et vice versa. Cette indépendance des paramètres nous procure une flexibilité quant à notre étude de sensibilité.

5.4.1 Effet du paramètre de contrainte de faille

Pour mettre en évidence les comportements spécifiques à chacune des variables d'intérêt en fonction du paramètre de contrainte de faille, on procède par une dichotomie des failles en deux grandes familles présentées précédemment : des failles critiques pour lesquelles $T \leq 1.0$ et d'autres marginales pour lesquelles $T > 1.0$.

Failles critiques

Pour les failles critiques dont $T \leq 1.0$, on observe une constance dans le rapport des glissements asismiques, des moments asismiques et des fronts de rupture maximaux en cours d'injection. Plus précisément, le glissement asismique induit par une injection cyclique peut être 80% supérieur à celui induite par une injection à taux constant dépendamment des paramètres d'injection – ici par exemple ceci est atteint pour $\rho_r = 0.75$, $n = 2$ –. Tandis que le moment asismique ainsi que le front de rupture avant fermeture du puit pour l'injection cyclique sont du même ordre que ceux induits par une injection à taux constant, puisque le rapport reste constant et tend vers l'unité. Quant au temps d'arrêt, il décroît selon une loi de puissance en fonction du paramètre de contrainte de faille alors que le front de rupture à l'arrêt décroît également mais selon deux régimes : une décroissance douce entre $0.001 \leq T < 0.1$ et une plus aigüe entre $0.1 < T \leq 1.0$.

Ainsi, il s'avère qu'en général, avant la fermeture du puit, et pour des failles critiques, le protocole d'injection a un effet minime sur les grandeurs d'intérêt notamment le moment asismique qui reflète le risque d'aléas sismique et le front de rupture qui reflète l'étendue du domaine de glissement. Ceci peut être dû au fait que sur cet intervalle, l'instabilité est

intrinsèque à la faille qui demeure en tout cas proche du seuil de rupture. Changer le protocole d'injection n'améliore en rien cela ; il n'induit pas plus de risque mais ne permet également pas de mitiger le risque existant intrinsèque au site-même. En effet, il s'avère que l'instabilité induite par l'injection – de par son protocole et ses paramètres – demeure secondaire devant celle plus palpable de la faille elle-même qui se trouve proche d'une instabilité.

Alors qu'après la fermeture du puit, la faille se trouve alors d'autant plus instable, on observe alors une claire dépendance du paramètre de contrainte de faille. En effet, pour des failles plus proches de l'instabilité – T tend vers sa borne inférieure – le temps d'arrêt est d'autant plus allongé et le front de rupture à l'arrêt s'étend plus dans l'espace.

Failles marginales

Pour ce qui est des failles marginales dont $T > 1.0$, une faible variation du paramètre de contrainte de faille induit une évolution importante des diverses variables d'intérêt avant la fermeture du puit. En effet, que ce soit le glissement asismique, le moment asismique ou le front de rupture maximale en cours du protocole d'injection, les rapports évoluent selon une croissance aigüe en fonctions du paramètre de contrainte de faille. Ceci veut dire que le protocole d'injection cyclique est lourdement pénalisant sur ce domaine et pour ce genre de faille.

Après la fermeture du puit, on remarque que cette dépendance du protocole d'injection est perdue. Les rapports sont constants et unitaires pour le temps d'arrêt et le front de rupture à l'arrêt. On en déduit alors que la faille rétablit facilement sa stabilité post-injection de sorte que le glissement s'arrête instantanément après la fermeture du puit puisque l'on a :

$$t_{\text{arrest}} = t_f \quad R_a = R_s \quad (5.2)$$

5.4.2 Effet du ratio du temps de repos

La variation du ratio du temps de repos affecte l'évolution de chacune de nos variables d'intérêt. Une augmentation du ratio de temps de repos induit une augmentation du glissement asismique, du moment asismique et du front de rupture avant la fermeture du puit. Cette augmentation est accentuée par celle du paramètre de contrainte de faille dans le sens où plus la faille est marginale, plus l'effet d'une augmentation ρ_r est ressentie. On doit cela à l'effet reporté dans la section précédente où l'on stipule que la sensibilité du système au protocole d'injection est plus marquée pour les failles marginales qu'elle ne l'est pour celles critiques. Ainsi, le ratio du temps de repos – un paramètre d'injection par définition – est plus influant pour des failles marginales qu'il ne l'est pour celles critiques.

Quant à la phase après la fermeture du puit, l'augmentation du paramètre ρ_r induit un temps

d'arrêt plus grand et un front de rupture à l'arrêt moins répandu. Cette fois-ci, l'influence du ratio du temps critique s'estompe plus le paramètre de contrainte de faille augmente. On se retrouve encore une fois devant le même phénomène observé quant à l'effet du paramètre de contrainte de faille. Il s'agit du fait qu'après la fermeture du puit, la dépendance du protocole d'injection est plus prononcée pour les failles critiques qu'elle ne l'est pour celles marginales.

5.4.3 Effet du nombre de cycles

Le nombre de cycles, quant à lui, maintient une influence sur les variables d'intérêt qui est indépendante du paramètre de contrainte de faille. Les variables subissent alors une variation uniforme sur tout l'intervalle de T selon la variation du nombre de cycles.

En effet, augmenter le nombre de cycles induit une baisse légère du glissement asismique, tandis que le moment asismique, et le front de rupture demeurent presque constants. Quant aux variables décrivant la phase post-injection – ici le temps d'arrêt et le front de rupture à l'arrêt – leur variation subit l'effet couplé des deux paramètres d'injection. Ils sont alors indifférents à la variation du nombre de cycles pour $\rho_r = 0.15$, tandis qu'une augmentation de n induit un temps d'arrêt moins grand et un front de rupture plus étendu pour $\rho_r = 0.75$. Globalement, le nombre de cycles semble induire une variation plus infime que celle induite par le ratio du temps de repos. C'est également ce dernier qui semble reprendre l'effet de la dépendance du protocole d'injection selon si la faille est marginale ou critique. En effet, on a remarqué dans la section 4.1 du présent chapitre que :

- Avant la fermeture du puit : la variation du protocole d'injection affecte plus les failles marginales que celles critiques
- Après la fermeture du puit : la variation du protocole d'injection affecte plus les failles critiques que marginales

Cet effet étant lié à la dépendance du système au protocole d'injection, on s'attend à retrouver de tels comportements calqués sur les paramètres propres à l'injection. Par définition, il s'agit du ratio du temps de repos et du nombre de cycles. Cependant, cette tendance est visible sur les courbes relatant l'effet de la variation du ratio du temps de repos, mais est absente pour le nombre de cycles. Ceci soutient le fait que ce paramètre est peu influant, tandis que celui du ratio du temps de repos s'avère plus critique. Il définit en effet la période de repos que l'on alloue au système au cours de laquelle il peut se restructurer et se rapprocher de son état d'équilibre. Il est alors intuitif qu'un tel paramètre qui contrôle le temps qu'on permet au système pour se stabiliser soit autant influant et aussi décisif sur le protocole d'injection adopté.

5.5 Limitations

Malgré nos efforts pour garantir un modèle le plus représentatif possible de la réalité du problème, toute étude se doit d'être limitée, de par sa définition du problème et ses hypothèses simplificatrices. La nôtre ne fait pas exception.

Tout d'abord, notre modèle se positionne dans une hypothèse d'axisymétrie basée sur un choix d'un coefficient de Poisson nul. Quoique, comme on l'a discuté précédemment, ce choix est courant dans le domaine et prouvé pour ne pas affecter les tendances d'évolution des diverses variables dans le cas d'une injection à taux constant, il demeure une simplification du problème. Une simplification qui peut compromettre nos résultats s'il s'avère par la suite que le coefficient de Poisson a un quelconque effet sur nos variables lorsqu'il s'agit d'une injection cyclique. Il convient alors, dans le futur, de lancer quelques simulations avec un coefficient de Poisson non nul afin de s'assurer qu'il demeure sans effet sur les tendances observées même pour une injection cyclique.

D'autre part, notre modèle est fondé sur un critère de rupture de Mohr-Coulomb sans cohésion et avec friction constante. Ceci est un choix intuitif dans la majorité des cas où le glissement demeure assez faible pour induire de réel changement dans le coefficient de frottement. Or, dans notre cas, on peut discuter ce point puisqu'on atteint effectivement du glissement et des taux de glissement plutôt importants. On ne peut être donc sûr que ces seuils de glissement n'induisent aucune variation sur le coefficient de frottement. Une suite logique pour notre étude serait d'explorer justement ce point à travers l'intégration d'un modèle Rate and State ou une loi linéaire de décroissance du coefficient de frottement. Le modèle serait alors apte à capter les changements potentiels du coefficient de frottement.

Finalement, une autre hypothèse qui conditionne notre modèle vient du fait que l'on ne considère qu'une seule faille planaire. En réalité, on se trouve beaucoup plus souvent face à des réseaux de failles orientées différemment. Elles constituent donc toutes des zones critiques qui, une fois combinées, accentuent le risque de sismicité dans le site. Notre modèle, tel que défini jusque-là, n'est pas apte à modéliser un réseau de faille. Une façon de procéder, s'il s'agit de failles de longueur réduites se trouvant plus ou moins autour d'un plan, est d'approximer ce réseau par une même faille planaire d'une épaisseur donnée. On se retrouve alors dans le cas de figure étudié dans le présent mémoire, quoique cela demeure, encore une fois, une approximation.

CHAPITRE 6 CONCLUSION

Dans ce chapitre, on compte présenter un résumé synthétisant notre démarche ainsi que nos aboutissements. Or, afin de mieux nous situer, on propose d’abord un rappel de nos objectifs d’étude en vue desquelles s’est déroulée l’étude. On passera ensuite à une synthèse qui réintroduit brièvement notre modèle et réitère nos principales conclusions. Finalement, on propose quelques pistes pour raffiner cette étude dans le futur.

6.1 Rappel des objectifs

Le présent mémoire s’inscrit dans le cadre d’une étude numérique qui simule les phénomènes hydromécaniques liés à des applications d’injection souterraine de fluide ; on s’intéresse particulièrement à l’injection cyclique et aux risques sismiques qu’elle induit. Notre étude vise, avant tout, à approfondir notre compréhension de la sismicité induite par un protocole d’injection cyclique à travers les diverses variables adoptées. On a pu alors, à travers les résultats obtenus, comprendre comment les tendances que l’on observe pour le cas d’une injection à taux constant se calquent pour une injection cyclique qui demeure peu documentée.

On se fixe également comme objectif particulier de suivre l’évolution des modes de propagation de rupture. Ceci est motivé par notre volonté de cerner la zone à risque qu’il faudra contrôler que ce soit avant la fermeture du puit ou après l’arrêt.

Notre étude nous a permis de comparer les deux protocoles d’injection à taux constant et cyclique et trancher de l’adaptabilité de l’un par rapport à l’autre pour un cas de figure donné. Cette comparaison s’est faite sur la base du risque sismique induit par chacun des deux protocoles et pour un set de paramètres de site et d’injection donné.

Ces objectifs ont été explorés tout le long de ce mémoire. On présentera alors une synthèse de notre démarche et de nos aboutissements en référence à ces objectifs que l’on s’est fixé.

6.2 Synthèse des travaux

Nous avons présenté dans ce mémoire un modèle de simulation numérique qui simule une faille planaire axisymétrique subissant une injection, tantôt à taux constant tantôt cyclique dans des conditions de volume et temps constants. Cette étude repose sur l’utilisation de librairie Julia « DDMFaultSlip.jl » qui utilise la Méthode des Déplacements Discontinus pour résoudre les équations gouvernant le problème hydromécanique.

Notre étude a été paramétrée selon des paramètres propres au site reflétant l’état de contrainte initial de la faille – le paramètre de contrainte de faille T – et d’autres propres à l’injection définissant la cyclicité du protocole – le ratio du temps de repos ρ_r et le nombre de cycles

n – Nous aboutissons alors à des conclusions qui viennent nuancer la question d’optimalité absolue d’un des deux protocoles d’injection explorés.

Ces conclusions ont été amplement détaillées dans le chapitre précédent, nous n’en présentons ici qu’un résumé des points principaux :

- L’évolution des modes de propagation du taux de glissement pour une injection cyclique se fait avec un mode supplémentaire propre à ce type d’injection. Il s’agit du mode de propagation selon une pulsation secondaire qui se propage vers le point d’injection avec une amplitude croissante. Il traduit la présence d’un retard qu’a la faille à retrouver ses modes de propagation usuels. Un retard que l’on observe également dans l’évolution du moment asismique et des fronts de rupture et de blocage.
- L’injection cyclique induit bel et bien plus de glissement et de moment asismique durant l’injection, cependant elle induit un front de rupture qui se propage plus lentement après la fermeture du puit. Ceci est bénéfique pour réduire la fréquence des points de suivi post-injection et de les espacer encore plus dans le temps puisque le front de rupture prend plus de temps pour évoluer avec une injection cyclique qu’avec une à taux constant.
- Dans des conditions bien définies des paramètres d’injection, et pour des failles dont le paramètre de contrainte de faille appartient à un intervalle bien délimité, la surface totale du glissement induite par une injection cyclique est plus réduite que celle induite par une injection à taux constant. Ceci permet cette fois-ci de réduire l’étendue spatiale de la zone à inspecter après la fermeture des puits.
- L’effet du paramètre de contrainte de faille sur les diverses variables d’intérêt varie selon si la faille est critique ou marginale. Pour des failles critiques, les variables sont indifférentes à la variation de T et atteignent des valeurs pour l’injection cyclique proches de celles de l’injection à taux constant. Tandis que pour des failles marginales, une faible variation de T induit de grands changements sur toutes nos variables d’intérêt qui sont alors beaucoup plus importantes pour une injection cyclique qu’elles ne le sont pour une à taux constant.
- La dépendance du système du protocole d’injection adopté varie selon si l’on se situe avant ou après la fermeture du puit. En effet, avant la fermeture du puit, pour des failles marginales, le protocole d’injection affecte peu les résultats, l’instabilité étant dans ce cas intrinsèque au site. Tandis que pour des failles marginales, opter pour une injection cyclique induit un risque sismique plus grand. Après la fermeture du puit, ces tendances sont inversées. Les failles critiques deviennent sensibles au protocole d’injection de sorte. Tandis que celles marginales sont bloquées à peu près instantanément après la fermeture du puit ce qui fait que le choix du protocole d’injection n’importe

plus.

- Cette dépendance du système du protocole d'injection est calquée sur le ratio du temps de repos et pas sur le nombre de cycles. En effet, ρ_r est le paramètre d'injection le plus influant alors que n induit des changements mineurs sur les variables d'intérêt.

À partir de ces conclusions, on aboutit au fait que l'injection cyclique n'est en rien une alternative optimale de façon absolue. Elle présente elle aussi des avantages dans des cas bien précis, mais aussi des inconvénients, tout comme l'injection à taux constant. Il convient alors de bien cerner ses objectifs et ses priorités pour un projet donné avant de choisir le protocole à adopter. Selon le site, mais aussi selon le couple des paramètres d'injection, le risque sismique induit par une telle injection varie.

6.3 Améliorations futures

Il est clair que notre étude demeure, avant tout et malgré tout, limitée par ses hypothèses de définition. Il s'agit là de la fatalité de toute étude scientifique qui se veut un engrenage dans un tout plus grand encore et plus complexe. Ainsi, on propose dans cette section quelques pistes à explorer afin de raffiner ce modèle et de le pousser encore plus vers des angles encore plus complexes.

Tout d'abord, la suite qui s'impose instinctivement est de passer à un modèle de Rate and State. En effet, l'affaiblissement du coefficient de frottement est un phénomène qui se produit souvent dans ce genre d'applications où l'on risque des glissements dynamiques instables et importants. Il faut alors prendre en compte cela afin d'approfondir encore une fois notre compréhension de ce phénomène dans le cas d'une injection cyclique.

On pourrait ensuite explorer l'éventualité d'un coefficient de Poisson non nul. Ceci va annuler l'hypothèse d'axisymétrie, et par là imposer une étude tridimensionnelle au lieu d'une unidimensionnelle simplifiée. Ceci sera sûrement plus lourd en calcul, mais il suffit de réaliser quelques simulations afin de s'assurer que ce coefficient n'affecte en effet que la forme de la surface de rupture et pas les tendances de variations des grandeurs, comme il est le cas pour l'injection à taux constant [19].

Finalement, notre modèle, vu qu'il est basé sur des hypothèses fondatrices de la Méthode des Déplacements Discontinus, il demeure contraint de se tenir à ces hypothèses fondatrices. On parle notamment de la nécessité d'avoir un milieu homogène, infini qui ne contient qu'une faille. Si l'on désire explorer des cas où ces hypothèses ne sont plus valables, il convient d'utiliser la Méthode des Éléments Finis à la place. En effet, quoique lourde en calculs, la robustesse de cette méthode réside dans le fait qu'elle est applicable à une très grande variété de cas.

RÉFÉRENCES

- [1] A. V. Kiryukhin *et al.*, “The Magnitudes of Seismic Events Induced by Fluid Injections into the Earth’s Crust,” *Journal of Volcanology and Seismology*, vol. 18, n^o. 2, p. 111–118, 2024.
- [2] A. Boyet *et al.*, “Forecasting fluid-injection induced seismicity to choose the best injection strategy for safety and efficiency,” *Philosophical Transactions of the Royal Society A : Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, vol. 382, n^o. 2276, p. 20230179, 2024.
- [3] J. R. Rice, “Heating and weakening of faults during earthquake slip,” *Journal of Geophysical Research : Solid Earth*, vol. 111, n^o. B5, 2006.
- [4] J. R. Rice et K. Uenishi, “Rupture nucleation on an interface with a power-law relation between stress and displacement discontinuity,” *International Journal of Fracture*, vol. 163, n^o. 1, p. 1–13, 2010.
- [5] S. Bourouis et P. Bernard, “Evidence for coupled seismic and aseismic fault slip during water injection in the geothermal site of Soultz (France), and implications for seismogenic transients,” *Geophysical Journal International*, vol. 169, n^o. 2, p. 723–732, 2007.
- [6] W. L. Ellsworth, “Injection-Induced Earthquakes,” *Science*, vol. 341, n^o. 6142, p. 1225942, 2013.
- [7] T. H. W. Goebel et E. E. Brodsky, “The spatial footprint of injection wells in a global compilation of induced earthquake sequences,” *Science*, vol. 361, n^o. 6405, p. 899–904, 2018.
- [8] E. L. Majer *et al.*, “Induced seismicity associated with Enhanced Geothermal Systems,” *Geothermics*, vol. 36, n^o. 3, p. 185–222, 2007.
- [9] S. A. Miller *et al.*, “Aftershocks driven by a high-pressure CO2 source at depth,” *Nature*, vol. 427, n^o. 6976, p. 724–727, 2004.
- [10] S. Wei *et al.*, “The 2012 Brawley swarm triggered by injection-induced aseismic slip,” *Earth and Planetary Science Letters*, vol. 422, p. 115–125, 2015.
- [11] A. Sáez, F. Passelègue et B. Lecampion, “Maximum size and magnitude of injection-induced slow slip events,” *Science Advances*, vol. 11, n^o. 19, p. eadq0662, 2025.
- [12] J. H. Norbeck, M. W. McClure et R. N. Horne, “Field observations at the Fenton Hill enhanced geothermal system test site support mixed-mechanism stimulation,” *Geothermics*, vol. 74, p. 135–149, 2018.

- [13] S. E. Hough et M. T. Page, “A century of induced earthquakes in Oklahoma ?” *Bulletin of the Seismological Society of America*, vol. 105, n^o. 6, 2015.
- [14] J. H. Healy *et al.*, “The Denver Earthquakes,” *Science*, vol. 161, n^o. 3848, p. 1301–1310, 1968.
- [15] I. W. Yeo *et al.*, “Causal mechanism of injection-induced earthquakes through the Mw 5.5 Pohang earthquake case study,” *Nature Communications*, vol. 11, n^o. 1, p. 2614, 2020.
- [16] A. McGarr, “Maximum magnitude earthquakes induced by fluid injection,” *Journal of Geophysical Research : Solid Earth*, vol. 119, n^o. 2, p. 1008–1019, 2014.
- [17] D. W. Eaton et N. Igonin, “What controls the maximum magnitude of injection-induced earthquakes?” *The Leading Edge*, vol. 37, n^o. 2, p. 135–140, 2018.
- [18] D. Javani, J. Schmittbuhl et F. Cornet, “Pressure propagation during hydraulic stimulation : Case study of the 2000 stimulation at Soultz-sous-Forêts,” *Geothermal Energy*, vol. 13, n^o. 1, p. 11, 2025.
- [19] A. Sáez *et al.*, “Three-dimensional fluid-driven stable frictional ruptures,” *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 160, p. 104754, 2022.
- [20] A. Sáez et B. Lecampion, “Fluid-driven slow slip and earthquake nucleation on a slip-weakening circular fault,” *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 183, p. 105506, 2024.
- [21] N. Hosseini, J. A. Priest et D. W. Eaton, “Extended-FEM Analysis of Injection-Induced Slip on a Fault with Rate-and-State Friction : Insights into Parameters that Control Induced Seismicity,” *Rock Mechanics and Rock Engineering*, vol. 56, n^o. 6, p. 4229–4250, 2023.
- [22] M. Alghannam et R. Juanes, “Understanding rate effects in injection-induced earthquakes,” *Nature Communications*, vol. 11, n^o. 1, p. 3053, 2020.
- [23] A. Sáez et B. Lecampion, “Post-injection aseismic slip as a mechanism for the delayed triggering of seismicity,” *Proceedings of the Royal Society A : Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, vol. 479, n^o. 2273, p. 20220810, 2023.
- [24] F. Wenzel, “Fluid-induced seismicity : Comparison of rate- and state- and critical pressure theory,” *Geothermal Energy*, vol. 5, n^o. 1, p. 5, 2017.
- [25] J. Norbeck et R. Horne, “Investigation of Injection-Triggered Slip on Basement Faults : Role of Fluid Leakoff on Post Shut-In Seismicity,” dans *World Geothermal Congress*, 2015.

- [26] Y. Ji *et al.*, “Cyclic Water Injection Potentially Mitigates Seismic Risks by Promoting Slow and Stable Slip of a Natural Fracture in Granite,” *Rock Mechanics and Rock Engineering*, vol. 54, n^o. 10, p. 5389–5405, 2021.
- [27] K. A. Kroll et E. S. Cochran, “Cyclic Injection Leads to Larger and More Frequent Induced Earthquakes under Volume-Controlled Conditions,” *Seismological Research Letters*, vol. 95, n^o. 4, p. 2105–2117, 2024.
- [28] A. Zang *et al.*, “Fatigue hydraulic fracturing by cyclic reservoir treatment enhances permeability and reduces induced seismicity,” *Geophysical Journal International*, vol. 195, n^o. 2, p. 1282–1287, 2013.
- [29] L. Zhuang *et al.*, “Comparison of Fatigue Hydraulic Fracturing of Granite Cores Subjected to Creep and Cyclic Injection,” *Rock Mechanics and Rock Engineering*, vol. 57, n^o. 8, p. 5465–5481, 2024.
- [30] Y. Yang, H. Yang et J. Zi, “Stress transfer outpaces injection-induced aseismic slip and triggers seismicity,” *Scientific Reports*, vol. 13, n^o. 1, p. 16626, 2023.
- [31] N. Wynants-Morel *et al.*, “Stress Perturbation From Aseismic Slip Drives the Seismic Front During Fluid Injection in a Permeable Fault,” *Journal of Geophysical Research : Solid Earth*, vol. 125, n^o. 7, p. e2019JB019179, 2020.
- [32] J. Wang et W. Shu, “A brief review on the role of aseismic slip on experimental faults : Implications for fault-involved geological engineering safety,” *Journal of Safety and Sustainability*, vol. 2, n^o. 1, p. 1–10, 2025.
- [33] F. Cappa *et al.*, “On the Relationship Between Fault Permeability Increases, Induced Stress Perturbation, and the Growth of Aseismic Slip During Fluid Injection,” *Geophysical Research Letters*, vol. 45, n^o. 20, p. 11,012–11,020, 2018.
- [34] L. Buijze *et al.*, “Fault reactivation mechanisms and dynamic rupture modelling of depletion-induced seismic events in a Rotliegend gas reservoir,” *Netherlands Journal of Geosciences*, vol. 96, n^o. 5, p. s131–s148, 2017.
- [35] A. H. Lachenbruch, “Frictional heating, fluid pressure, and the resistance to fault motion,” *Journal of Geophysical Research : Solid Earth*, vol. 85, n^o. B11, p. 6097–6112, 1980.
- [36] G. Di Toro *et al.*, “Fault lubrication during earthquakes,” *Nature*, vol. 471, n^o. 7339, p. 494–498, 2011.
- [37] D. L. Goldsby et T. E. Tullis, “Flash Heating Leads to Low Frictional Strength of Crustal Rocks at Earthquake Slip Rates,” *Science*, vol. 334, n^o. 6053, p. 216–218, 2011.
- [38] R. C. Viesca et D. I. Garagash, “Ubiquitous weakening of faults due to thermal pressurization,” *Nature Geoscience*, vol. 8, n^o. 11, p. 875–879, 2015.

- [39] J. B. Zhu *et al.*, “Controlling Induced Earthquake Magnitude by Cycled Fluid Injection,” *Geophysical Research Letters*, vol. 48, n°. 19, p. e2021GL092885, 2021.
- [40] M. Naderloo *et al.*, “Laboratory study on the effect of stress cycling pattern and rate on seismicity evolution,” *Geomechanics and Geophysics for Geo-Energy and Geo-Resources*, vol. 9, n°. 1, p. 137, 2023.
- [41] L. Duboeuf, “Injections de fluide dans une zone de faille (LSBB, Rustrel) : sismicité induite et déformation asismique,” Thèse de doctorat, COMUE Université Côte d’Azur (2015 - 2019), 2018.
- [42] Y. Guglielmi *et al.*, “Seismicity triggered by fluid injection–induced aseismic slip,” *Science*, vol. 348, n°. 6240, p. 1224–1226, 2015.
- [43] F. Cappa *et al.*, “Stabilization of fault slip by fluid injection in the laboratory and in situ,” *Science Advances*, vol. 5, n°. 3, p. eaau4065, 2019.
- [44] D. Zeppilli *et al.*, “Numerical analysis of injection-induced fault reactivation using hydro-mechanical coupled finite element model with cohesive zone elements,” *Geomechanics and Geophysics for Geo-Energy and Geo-Resources*, vol. 7, n°. 3, p. 62, 2021.
- [45] A. Sáez, F. Passelègue et B. Lecampion, “Maximum size and magnitude of injection-induced slow slip events,” *Science Advances*, vol. 11, n°. 19, p. eadq0662, 2025.
- [46] A. B. Jacquey et R. C. Viesca, “Nucleation and Arrest of Fluid-Induced Aseismic Slip,” *Geophysical Research Letters*, vol. 50, n°. 4, p. e2022GL101228, 2023.
- [47] F. Ciardo *et al.*, “A fast boundary element based solver for localized inelastic deformations,” *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 121, n°. 24, p. 5696–5718, 2020.
- [48] Y. Ji *et al.*, “Modelling of fluid pressure migration in a pressure sensitive fault zone subject to cyclic injection and implications for injection-induced seismicity,” *Geophysical Journal International*, vol. 232, n°. 3, p. 1655–1667, 2022.
- [49] J. Byerlee, “Friction of rocks,” *pure and applied geophysics*, vol. 116, n°. 4, p. 615–626, 1978.
- [50] M. L. Blanpied, D. A. Lockner et J. D. Byerlee, “Frictional slip of granite at hydrothermal conditions,” *Journal of Geophysical Research : Solid Earth*, vol. 100, n°. B7, p. 13 045–13 064, 1995.
- [51] D. I. Garagash, “Fracture mechanics of rate-and-state faults and fluid injection induced slip,” *Philosophical Transactions of the Royal Society A : Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, vol. 379, n°. 2196, p. 20200129, 2021.

- [52] J. Dieterich, “A constitutive law for rate of earthquake production and its application to earthquake clustering,” *Journal of Geophysical Research : Solid Earth*, vol. 99, n°. B2, p. 2601–2618, 1994.
- [53] J. Gu, “Friction constitutive law with rate and state dependences,” *pure and applied geophysics*, vol. 124, n°. 4, p. 773–791, 1986.
- [54] D. I. Garagash et L. N. Germanovich, “Nucleation and arrest of dynamic slip on a pressurized fault,” *Journal of Geophysical Research : Solid Earth*, vol. 117, n°. B10, 2012.
- [55] H. Hofmann *et al.*, “First field application of cyclic soft stimulation at the Pohang Enhanced Geothermal System site in Korea,” *Geophysical Journal International*, vol. 217, n°. 2, p. 926–949, 2019.
- [56] A. Jacquey, “Ajacquey/DDMFrictionalSlip.jl : V1.0.0,” 2022.
- [57] K. Uenishi et J. R. Rice, “Universal nucleation length for slip-weakening rupture instability under nonuniform fault loading,” *Journal of Geophysical Research : Solid Earth*, vol. 108, n°. B1, 2003.
- [58] R. C. Viesca, “Self-similar fault slip in response to fluid injection,” *Journal of Fluid Mechanics*, vol. 928, p. A29, 2021.
- [59] P. Bhattacharya et R. C. Viesca, “Fluid-induced aseismic fault slip outpaces pore-fluid migration,” *Science*, vol. 364, n°. 6439, p. 464–468, 2019.
- [60] S. Andrés *et al.*, “Delayed Weakening and Reactivation of Rate-and-State Faults Driven by Pressure Changes Due to Fluid Injection,” *Journal of Geophysical Research : Solid Earth*, vol. 124, n°. 11, p. 11 917–11 937, 2019.