Université Bordeaux Montaigne

Ecole Doctorale Montaigne Humanité (ED 480)

THESE DE DOCTORAT EN GEOSCIENCES

UMR 5805

Injection de mousse en milieu poreux pour la remédiation de sites et sols pollués par des hydrocarbures. Caractérisations expérimentales et application d'un modèle de mousse de type Local Equilibrium

Présentée et soutenue publiquement le 24 mars 2023 par

Alexandre VICARD

Sous la direction de Olivier ATTEIA

Membres du Jury :

Mme Azita Ahmadi	Professeure, Arts et Métiers Paris Tech	Rapporteur
M. Richard Martel	Professeur, INRS centre ETE, Québec	Rapporteur
M. Cyprien Soulaine	Chercheur, CNRS Orléans	Examinateur
M. Nicolas FATIN-ROUGE	MCF, Université Bourgogne Franche-Comté	Examinateur
M. Henri BERTIN	Professeur émérite, CNRS	Invité

TITRE : Injection de mousse en milieu poreux pour la remédiation de sites et sols pollués par des hydrocarbures. Caractérisations expérimentales et application d'un modèle de mousse de type Local Equilibrium

Résumé

Au travers des objectifs environnementaux et de santé publique, la remédiation des sites et sols pollués (ISER) constitue un élément clé de la réhabilitation d'anciennes zones industrielles. De nombreuses techniques ex-situ existent et sont souvent coûteuses du fait de la logistique et des quantités de sols considérables à traiter. Les techniques in-situ ont la particularité de traiter des zones polluées sans venir interférer avec les éléments extérieurs tels que des bâtiments ou structures. Parmi elles, l'injection de mousse composée d'un mélange liquide/gaz et stabilisée à l'aide de tensioactifs présente de nombreux avantages. Elle peut être utilisée comme agent bloquant pour isoler une source de pollution ou favoriser son pompage ou comme agent solubilisant et mobilisant pour capter et transporter un polluant. Par ailleurs, une des caractéristiques principales reconnue de la mousse est sa capacité à bloquer les zones perméables, entrainant la diversion des fluides en amont vers les perméabilités les plus faibles, souvent ignorées lors d'une injection d'eau ou de gaz classique. Utilisée en premier lieu dans le domaine de l'Enhanced Oil Recovery (EOR), deux types modèles de mousse existent dans la littérature avec une approche microscopique à l'échelle du pore et une approche macroscopique à l'échelle de Darcy. Dans un contexte ISER, il a été décidé de porter l'attention sur la deuxième approche avec une étude macroscopique du comportement de la mousse sur la base du modèle semi-empirique STARS, largement partagé dans la littérature.

Ce travail portera sur l'utilisation de ce type de modèle dans un contexte ISER, de repérer leurs limites et de mieux comprendre les hypothèses sous-jacentes. De plus, dans un contexte de faisabilité, la technique du blocage par la mousse sera appliquée en conditions contrôlées dans un pilote 3D et sur un terrain pollué. La première partie de ce travail présente les différentes expérimentations d'injection de mousse réalisées (1D, 2D, 3D et terrain) permettant de caractériser le comportement de la mousse selon différentes conditions. Ces dernières permettent de mettre en évidence des comportements variés et pour certaines, viennent alimenter l'estimation des paramètres des modèles semi-empiriques. La technique du blocage y est démontrée et de nombreuses remarques sont faites sur le changement

d'échelle du laboratoire au terrain et les phénomènes qui y sont liés. La deuxième partie correspond à l'analyse et à la modification d'un modèle de mousse type STARS avec la volonté de considérer l'effet de la vitesse d'écoulement des fluides sur les propriétés de la mousse. En effet, il a été relevé que ces modèles ne tenaient pas compte de la variation de ce paramètre pourtant très impacté par l'effet radial lors de l'injection d'un fluide dans un forage. Un nouveau modèle est ainsi proposé, prenant en compte le comportement rhéologique de la mousse.

La troisième partie correspond quant à elle à l'application de la compressibilité de la phase gazeuse lors de l'interprétation des résultats expérimentaux. De fait, les applications EOR travaillant à haute pression cet effet est négligé dans la totalité de la bibliographie sur le sujet. Cependant, dans les cas ISER, cet effet est maximal et doit être pris en compte. Au travers d'un cas EOR relativement favorable les effets de la compressibilité sont présentés et un modèle numérique développé sur OpenFoam munis d'un modèle de mousse simple est développé. Une forte corrélation entre les résultats expérimentaux et le modèle compressible permet alors de montrer l'importance de cet effet sur le comportement de la mousse et la nécessité de le prendre en compte dans un contexte ISER.

Mots clés : Dépollution des sols, mousse, tensioactif, milieu poreux, compressibilité, expérimentation, simulation numérique, modèle de mousse

TITLE : Remediation of a hydrocarbon contaminated soil using foam injection. Experimental investigations and Local Equilibrium foam model analyzes.

Abstract

Through environmental and public health objectives, the remediation of polluted sites and soils (ISER) is a key element in the rehabilitation of former industrial areas. Numerous ex-situ techniques exist and are often costly due to the logistics and the considerable quantities of soil to be treated. In-situ techniques have the particularity of treating polluted areas without interfering with external elements such as buildings or structures. Among them, the injection of foam composed of a liquid/gas mixture and stabilised with surfactants has many advantages. It can be used as a blocking agent to isolate a source of pollution or to promote its pumping or as a solubilising and mobilising agent to capture and transport a pollutant. Furthermore, one of the main recognised characteristics of foam is its ability to block permeable zones, leading to the diversion of fluids upstream towards the lowest permeabilities, often ignored during a conventional water or gas injection. Used primarily in the field of Enhanced Oil Recovery (EOR), two types of foam models exist in the literature with a microscopic approach at the pore scale and a macroscopic approach at the Darcy scale. In an ISER context, it was decided to focus on the second approach with a macroscopic study of the foam behaviour based on the semi-empirical STARS model, widely shared in the literature.

This work will focus on the use of this type of model in an ISER context, to identify their limitations and to better understand the underlying assumptions. In addition, in a feasibility context, the foam blocking technique will be applied under controlled conditions in a 3D pilot and on a polluted site. The first part of this work presents the various foam injection experiments carried out (1D, 2D, 3D and field), which allow the behaviour of the foam to be characterised under different conditions. These experiments allow us to highlight various behaviours and, for some of them, to estimate the parameters of semi-empirical models. The blocking technique is demonstrated and many remarks are made on the change of scale from the laboratory to the field and the phenomena linked to it. The second part corresponds to the analysis and modification of a STARS-type foam model with the objective to include the effect of the fluid flow velocity on the foam properties. Indeed, it was noted that these models did not consider the variation of this parameter, which is very much impacted by the

radial effect during the injection of a fluid into a borehole. A new model is thus proposed, taking into account the rheological behaviour of the foam.

The third part corresponds to the application of the compressibility of the gas phase when interpreting the experimental results. In fact, since EOR applications work at high pressure, this effect is neglected in the entire literature on the subject. However, in ISER cases, this effect is maximal and must be taken into account. Through a relatively favourable EOR case the effects of compressibility are presented and a numerical model developed on OpenFoam with a simple foam model is developed. A strong correlation between the experimental results and the compressible model then shows the importance of this effect on the behaviour of the foam and the need to take it into account in an ISER context.

Key words : Soil remediation, foam, surfactant, porous medium, compressibility, experimentation, numerical simulation, foam model

Table des matières

I Introduction, contexte général de l'étude 1

II Bibliographie, état de l'art 8

1 La mousse libre 8
1.1 Définition et Structure 8
1.2 Propriétés 10
1.2.1 Tension superficielle 10
1.2.2 Tensioactifs 12
1.2.3 Angle de contact et mouillabilité 14
1.2.4 Pression de disjonction et pression capillaire 16
1.2.5 Stabilité 23

2 La mousse en milieu poreux 25
2.1 Définition d'un milieu poreux 25
2.1.1 Structure 25
2.1.2 Porosité et tortuosité 26
2.1.3 Perméabilité et loi de Darcy 27
2.1.4 Saturation et fraction volumique 30
2.1.5 Perméabilité relative et loi de Darcy biphasique . . 31
2.1.6 Pression capillaire et type de fluide 34
2.2 Caractéristiques de la mousse en milieu poreux 37
2.2.1 Résistance à l'écoulement 37
2.2.2 Mécanismes de formation et de destruction des lamelles, méthodes d'injection 42
2.2.3 Injection de mousse pour des qualités f_g et vitesses superficielles totales U_t variables, étude en régime permanent 48
2.2.4 Injection de mousse dans différents types de milieux poreux, perméabilité et taille de pore 54
2.2.5 Injection de mousse à différentes concentrations et formulations de tensioactifs, renforcement par ajout de particules 59
2.2.6 Interactions fluides, types de fluides utilisés et présence d'hydrocarbures 62
2.3 Applications à la remédiation sur sites réels 67
2.3.1 Hirasaki et al. 1997, mobilisation et solubilisation DNAPL - ISER 67

2.3.2 Portois 2019, blocage source TCE - ISER 68
2.3.3 Maire et al. 2018, balayage DNAPL - ISER 69

3 Les Modèles de Mousse **72**
3.1 Modèle de mousse : Population Balance Foam model . . . 73
3.1.1 Présentation et principes 73
3.1.2 Équations du modèle 74
3.2 Modèle de mousse : Local Equilibrium Foam model 75
3.2.1 Présentation et principes 75
3.2.2 Équations du modèle STARS 76
3.2.3 Détermination des paramètres des sous-fonctions de FM 80

III Résultats et discussion **83**

4 Expérimentations en colonne 1D **83**
4.1 Contexte 83
4.2 Matériel et méthode 84
4.2.1 Montage expérimental et matériel 84
4.2.2 Milieux poreux et fluides 87
4.2.3 Protocole expérimental 88
4.3 Injections en colonnes PVC, co-injection avec saponine . . 93
4.4 Mise en place de la pré-génération et continuité d'injection 98
4.5 Injections en colonnes PVC, pré-génération avec saponine . 100
4.6 Injections en colonnes inox, type de tensioactif et présence d'huile 103
4.7 Discussion 107

5 Expérimentations en pilote 2D **111**
5.1 Contexte 111
5.2 Matériel et méthode 112
5.2.1 Montage expérimental et matériel 112
5.2.2 Milieux poreux et fluides 114
5.2.3 Protocole expérimental 115
5.3 Injection de mousse à 90% de qualité 118
5.4 Injection de mousse à 70% de qualité 123
5.5 Discussion 129

6 Expérimentations en pilote 3D **135**
6.1 Contexte 135
6.2 Matériel et méthode 136

6.2.1 Montage expérimental et matériel 136
6.2.2 Milieux poreux et fluides 140
6.2.3 Protocole expérimental 141
6.3 Injection et blocage avec la saponine 149
6.4 Injection et blocage avec le cocamidopropyl hydroxysultaine 156
6.5 Discussion 166

7 Intervention sur terrain pollué 170
7.1 contexte 170
7.2 Matériel et méthode 173
7.2.1 Mousseur Terrain 173
7.2.2 Forage d'injection et de récupération 176
7.2.3 Méthodes de caractérisation du site 179
7.3 Caractérisation du site 183
7.4 Injection de mousse 185
7.5 Discussion 188

8 Variation des propriétés de la mousse avec la vitesse superficielle totale U_t 190
8.1 Contexte 190
8.2 Matériel et méthode 192
8.2.1 Modèle de mousse original 192
8.2.2 Modèle de mousse modifié 192
8.2.3 Méthode d'estimation des paramètres 196
8.3 Application aux résultats de la littérature 199
8.3.1 Résultats présentés partie 4.5 de ce manuscrit . . . 199
8.3.2 Expériences de Alvarez et al. [3] 202
8.3.3 Expériences de Osterloh et Jante. [88] 204
8.4 Discussion 206

9 Rôle de la compressibilité de la phase gazeuse 211
9.1 Contexte 211
9.2 Méthodes et modèles 214
9.2.1 Interprétation compressible d'une injection en colonne 214
9.2.2 Méthode IMPES : cas incompressible 217
9.2.3 Méthode IMPES : cas compressible 218
9.2.4 Mise en place sur OpenFoam 219
9.3 Étude analytique 224
9.3.1 Interpolation des courbes expérimentales 224
9.3.2 Modèle de mousse semi-analytique 228
9.4 Résultats numériques 232
9.4.1 Simulation du cas expérimental d'Osterloh et Jante 232

9.4.2 Extrapolation des courbes $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ 234
9.5 Modélisation de l'injection à 70% de qualité en pilote 2D . 237
9.6 Discussion 241

10 Discussion générale **243**

11 Conclusions et perspectives **248**

A Annexe **250**

Table des figures

1 Carte de France où l'administration fournit une information concernant des pollutions de sols suspectées ou avérées. . . 2
2 Structure mousse humide à gauche et mousse sèche à droite. 9
3 Expérience de la paroi mobile. 11
4 Figure présentant une molécule de tensioactif. 13
5 Angle de contact. 14
6 Partie gauche, illustration de la pression capillaire P_c par l'expérience de l'ascension capillaire. Partie droite, élément de surface d'une interface liquide/gaz munie des ses rayons de courbures. 16
7 Cas d'une double interface gaz/liquide/gaz illustrant le cas d'un film liquide mince caractéristique d'une mousse sèche à l'équilibre. 19
8 Variation de la pression de disjonction Π en fonction de l'épaisseur e d'un film mince. 22
9 Milieux poreux consolidé et non consolidé. 25
10 Expérience de Darcy. 27
11 Courbes types des perméabilités relatives d'un couple liquide/gaz en fonction de la saturation de la phase liquide. 33
12 Courbe type de la fonction J de leverett pour un couple liquide/gaz en fonction de la saturation de la phase liquide. 36
13 Illustration des conditions d'avancées d'une lamelle dans un pore à différents temps du déplacement. 37
14 Cas simplifié de mobilisation d'une lamelle dans un pore. . 38
15 Illustration du mécanisme de snap-off. 42
16 Illustration du mécanisme de division de lamelle. 43
17 Concept de pression capillaire limite P_c^* appliquée à la mousse. 45
18 Schéma du concept des régimes de haute et basse qualités observés par Osterloh et Jante [88]. 49
19 Schéma conceptuel des courbes $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$. 51
20 Schéma conceptuel de la génération de mousse sur un graphique $U_g = f(U_w)$. 53
21 Tracés relatant de l'influence de la perméabilité k sur la pression capillaire limite et la mobilité absolue du gaz, tirés du papier de Khatib et al. [53]. 55
22 Tracés relatant de l'influence de la perméabilité k sur la mobilité relative du gaz et sur sa viscosité apparente, tirés du papier de Lee et al. [63]. 57

23 Courbes $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ pour différents types et mélanges de gaz, tirés des travaux de Zeng et al. [112]. 63
24 Schéma du montage expérimental utilisé pour les injections de mousse en colonne. 84
25 Courbe d'étalonnage du système de régulation liquide reliant la vitesse de rotation du moteur au débit de sortie liquide. 85
26 Schéma du premier type de colonne utilisée. 86
27 Schéma du deuxième type de colonne utilisée. 87
28 Courbe du gradient de pression en fonction du débit volumique d'eau injecté pour la colonne utilisé lors des essais de co-injection. 93
29 Contours $\nabla P = f(f_g, Q_t)$ des co-injections réalisées en colonne et projection des points expérimentaux sur les plans (f_g, Q_t), (f_g, ∇P) et (Q_t, ∇P). 95
30 Contours $RF = f(f_g, Q_t)$ des co-injections réalisées en colonne et projection des points expérimentaux sur les plans (f_g, ∇P) et (Q_t, ∇P). 96
31 Courbe de réponse en pression pour les mêmes conditions d'injection avant et après l'évènement dans la colonne. . . 97
32 Comparaison des courbes $\nabla P = f(f_g)$ et $Q_t = f(f_g)$ pour les mêmes expériences en utilisant les méthodes de co-injection et de pré-génération. 98
33 Courbe type du ∇P dans la colonne en fonction du temps pour une expérience avec pré-génération et en utilisant le boîtier de contrôle liquide présenté figure 24. 99
34 Tracés des contours de gradients de pression sur un graphe $U_g = f(U_w)$ des résultats des essais d'injection dans la colonne de 277 mm de longueur. 102
35 Tracés des projections sur les plans (f_g, ∇P) et (Q_t, ∇P) pour les différents tensioactifs testés (CH, LAPB, SDHP et SLHS). 105
36 Schéma du montage expérimental utilisé pour les injections de mousse en pilote 2D. 112
37 Photographies de l'évolution du front de mousse dans le temps au sein du pilote 2D pour l'injection à 90% de qualité. 119
38 Pression au point d'entrée $I2$ au cours du temps pour l'injection de mousse à 90% de qualité. 120
39 Pression aux prises $P1$ à $P6$ au cours du temps pour l'injection de mousse à 90% de qualité. 121
40 Photographies de l'évolution du front de mousse dans le temps au sein du pilote 2D pour l'injection à 70% de qualité. 124

41 Pression au point d'entrée $I2$ au cours du temps pour l'injection de mousse à 70% de qualité. 125
42 Pression aux prises $P1$ à $P6$ au cours du temps pour l'injection de mousse à 70% de qualité. 126
43 Tracés des contours de pression au sein du pilote 2D à différents temps lors de la deuxième injection de mousse à 70%. . . . 127
44 Comparaison des pressions au point d'entrée $I2$ au cours du temps pour les deux injections de mousse à 90% et 70% de qualité. 129
45 Comparaison des pressions aux prises $P1$ à $P6$ au cours du temps pour les deux injections de mousse à 90% et 70% de qualité. 130
46 Comparaison de la qualité de mousse et du débit volumique total injectés en entrée $I2$ au cours du temps pour les deux expériences à 90% et 70% de qualité. 131
47 Comparaison des gradients de pression selon x entre les points $I2$ et $P2$ puis $P2$ et $P5$ pour les deux expériences à 90% et 70% de qualité. 132
48 Schéma du montage expérimental utilisé pour les injections de mousse en pilote 3D. 136
49 Schéma de principe du pilote 3D. 138
50 Photographie du pilote 3D durant la phase d'assemblage. . 140
51 Photographie du pilote 3D durant la phase de remplissage de la partie basse. 141
52 Modèle numérique de la partie basse du pilote 3D. 143
53 Contours des hauteurs d'eau dans la partie basse du pilote 3D obtenus lors d'une simulation numérique des essais de perméabilité. 144
54 Photographie du pilote 3D durant la phase de remplissage de la partie haute. 145
55 Schéma de principe de la remontée d'eau dans $C3$ lors du pompage du flottant. 146
56 Photographies durant un essai de pompage d'huile à $Q_h = 16.69\ mL.min^{-1}$ dans le pilote 3D. 147
57 Suivi des interfaces IH et IB durant un essai de pompage d'huile à $Q_h = 16.69\ mL.min^{-1}$ dans le pilote 3D avant injection de saponine. 150
58 Photographie de la face latérale du pilote 3D à la fin de l'injection de mousse avec la saponine. 152
59 Photographie des passages préférentiels observés durant l'injection de mousse dans le pilote 3D avec la saponine. . . . 153

60 Suivi des interfaces IH et IB durant les deux essais de pompage d'huile avant et après injection de mousse dans le pilote 3D avec la saponine. 154
61 Suivi des interfaces IH et IB durant un essai de pompage d'huile à $Q_h = 16.69\ mL.min^{-1}$ dans le pilote 3D avant injection de cocamidopropyl hydroxysultaine. 157
62 Photographies de la face latérale du pilote 3D lors de l'injection de mousse avec le CH. 158
63 Relevés des pressions dans $C1$ et du capteur de pression $P1$ durant l'injection de mousse dans le pilote 3D avec le CH. 160
64 Photographie des passages préférentiels observés durant l'injection de mousse dans le pilote 3D avec le CH. 161
65 Relevés des capteurs de pression $P2$ à $P5$ durant l'injection de mousse dans le pilote 3D avec le CH. 163
66 Suivi des interfaces IH et IB durant les deux essais de pompage d'huile avant et après injection de mousse dans le pilote 3D avec le CH. 164
67 Plan du site d'étude avec la position des différents forages. 170
68 Relevé des profondeurs des interfaces haute et basse de l'huile dans le forage $PzB1$ accompagné du niveau piézomètrique. 171
69 Schéma du mousseur utilisé pour l'injection de mousse dans le forage PzM. 173
70 Photographie du mousseur utilisé pour les injections de mousse dans le forage PzM. 175
71 Schéma du forage d'injection de mousse et de récupération d'huile PzM. 177
72 Positions des forages de caractérisation de la zone d'étude. 179
73 Schéma résumant les données collectées lors de la caractérisation de la partie Est du site d'étude. 183
74 État des lieux avant injection de mousse en PzM. 185
75 Volume total de mousse injecté et cumulé au cour du temps en PzM. 187
76 Schéma de l'évolution de la mousse injectée en PzM selon les hypothèses retenues et le contexte géologique. 189
77 Concepts de l'effet radial et du comportement de la mousse selon U_t. 190
78 Tracés de la viscosité apparente en fonction de la vitesse superficielle U_t tirés des données de Alvarez et al. [3]. . . . 193
79 Tracés des valeurs de K et $(n-1)$ obtenues par la méthode des moindres carrés. 194

80 Tracés des courbes $F_{dry} = f(S_w)$ pour différentes valeurs de *epdry*. 195
81 Résultats du modèle de mousse appliqué aux tracés expérimentaux $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ des expériences présentés partie 4.5. 200
82 Tracés des paramètres f_g^* et ∇P^* en fonction de U_t munis des fonctions qui leurs sont associées, tiré des expériences présentés partie 4.5. 200
83 Résultats du modèle de mousse appliqué aux tracés expérimentaux $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ des expériences de Alvarez et al. [3]. 202
84 Tracés des paramètres f_g^* et ∇P^* en fonction de U_t munis des fonctions qui leurs sont associées, tiré des expériences de Alvarez et al. [3]. 203
85 Résultats du modèle de mousse appliqué aux tracés expérimentaux $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ des expériences de Osterloh et Jante. [88]. . 204
86 Tracés des paramètres f_g^* et ∇P^* en fonction de U_t munis des fonctions qui leurs sont associées, tiré des expériences de Osterloh et Jante. [88]. 205
87 Illustration de l'effet de l'augmentation de $fmmob$ pour respecter le critère $F_{shear} \leq 1$ tiré des travaux de Boeije et al. [13]. 207
88 (a) Mobilité totale λ_t en fonction de U_t et (b) ratio des mobilités $\lambda_{rw}/\lambda_{rg}^f$ en fonction de U_t pour les expériences traitées dans cette partie et en basse qualité. 209
89 (a) Mobilité totale λ_t en fonction de U_t et (b) ratio des mobilités $\lambda_{rw}/\lambda_{rg}^f$ en fonction de U_t pour les expériences traitées dans cette partie et en haute qualité. 210
90 Vitesse superficielle du gaz U_g en fonction de la pression absolue. 212
91 Schéma simplifié de la structure de base d'OpenFoam. . . . 219
92 Exemple d'organisation des dossiers et fichiers OpenFoam. 220
93 Tracés de la pression en fonction de la position dans la colonne lors de l'expérience de Osterloh et Jante [88] traitée. 225
94 Tracés de la vitesse superficielle du gaz U_g, vitesse superficielle totale U_t et qualité de mousse f_g en fonction de la position dans la colonne lors de l'expérience de Osterloh et Jante [88] traitée. 226
95 Tracés du gradient de pression ∇P et de la saturation liquide S_w en fonction de la position dans la colonne lors de l'expérience de Osterloh et Jante [88] traitée. 227

96 Tracés du Facteur de Mobilité FM en fonction de la position dans la colonne lors de l'expérience de Osterloh et Jante [88] traitée. 229
97 Tracés des perméabilités relatives k_{rw}, k_{rg} et $k_{rg}FM$ semi-analytiques en fonction de la position dans la colonne lors de l'expérience de Osterloh et Jante [88] traitée. 230
98 Tracés comparatifs des variables P, U_g, f_g et U_t en fonction de la position dans la colonne des résultats semi-analytiques et numériques. 232
99 Tracés comparatifs des variables ∇P et S_w en fonction de la position dans la colonne des résultats semi-analytiques et numériques. 233
100 Courbes $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ numériques des solveurs incompressible et compressible réalisées à l'aide d'OpenFoam. 235
101 Courbe du gradient de pression entre les points $I2$ et $P2$ lors de la simulation de l'expérience à 70% de qualité injectée. 237
102 Instantané des valeurs des saturations relevées pour 10 min de temps physique simulé dans le pilote 2D. 238
103 Instantané des valeurs des pressions capillaires relevées pour 10 min de temps physique simulé dans le pilote 2D. 239
104 Instantané des valeurs de vitesses superficielles totales relevées pour 10 min de temps physique simulé dans le pilote 2D. 240
105 Schéma résumant la méthode d'extraction des points expérimentaux des contours de gradients de pression pour la construction des tracés $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$. 250
106 Logigramme présentant les étapes d'estimation des paramètres f_g^*, ∇P^*, A, B et C pour une valeur de *epdry* fixée. 251

Première partie

Introduction, contexte général de l'étude

Dans le contexte environnemental actuel, l'impact délétère des activités humaines sur son environnement et les conséquences qui en résultent sur sa qualité de vie ainsi que sa santé sont au centre des discussions. Que ce soit par le passé ou encore aujourd'hui, de nombreuses activités industrielles et agricoles ont un fort impact sur les équilibres naturels et parfois de façon irrémédiable. En raison du changement climatique, de la raréfaction des ressources, de la perte accélérée de la biodiversité et de la multiplication des risques sanitaires, de nouveaux modèles de développements durables sont mis en place afin de prévenir les risques avec la volonté de pérenniser les nouveaux usages.

Au travers de la transition écologique, qui pousse notre modèle économique et social à se réinventer pour répondre aux grands enjeux environnementaux, la remédiation de sites et sols pollués représente un enjeu majeur en terme de santé publique, liée à la gestion des territoires et à leur réhabilitation. En effet, en lien avec les activités passées de nombreux sites présentent des sols contaminés avec des polluant de différentes natures et à des profondeurs variables. La figure 1 présente un instantané de la carte interactive des sols pollués en France, tiré du site georisques.gouv du ministère de la transition écologique et de la cohésion des territoires. Il a pour objectif de recenser les différents cas avérés ou soupçonnés de pollution des sols sur le territoire français et est libre de consultation. On dénombre 10091 sites répertoriés dans l'hexagone.

Différents types de polluant sont généralement retrouvés dans les sols et eaux souterraines avec d'un côté les composés métalliques tels que le plomb, le zinc ou le mercure et de l'autre les composés organiques, dérivés des hydrocarbures. Selon santé publique France près de la moitié des sites pollués présentent des composés organiques tels que les hydrocarbures aromatiques polycycliques (HAP), des composés organiques volatils (COV), des composés chlorés comme les polychlorobiphényles (PCB) ou dioxines.

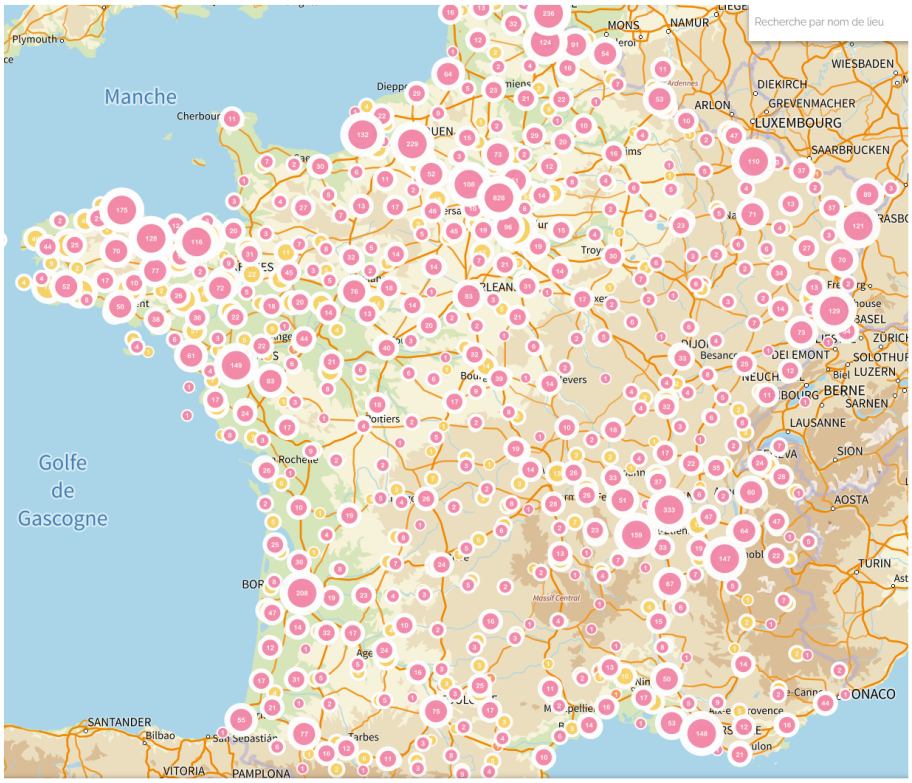

FIGURE 1 – Carte de France où l'administration fournit une information concernant des pollutions de sols suspectées ou avérées. Cette carte est tirée du site https://www.georisques.gouv.fr/ qui est le remplaçant de BASOL.

De plus il arrive fréquemment que de nouvelles substances soient déclarées dangereuses et cela entraîne parfois de lourds changements en terme de régulation selon le degré d'utilisation de ces dites substances dans l'industrie. C'est le cas actuellement avec les substances perfluoroalkylées ou PFAS qui sont utilisées dans de multiples produits du quotidien (extincteur, produits phytosanitaires, cosmétique, emballages etc...) en raison de leurs propriétés chimiques spécifiques. Les PFAS représentent bien la complexité du traitement de la pollution des sols en général avec plus de 4000 composés chimiques aux propriétés variées. Comme exposé dans le plan PFAS présenté par le ministère de la transition écologique et de la cohésion des territoires, il est difficilement envisageable de proposer une seule typologie comportementale des PFAS et donc, en conséquence, de proposer une seule typologie de remédiation. Il en est alors de même pour la remédiation de tout les polluants en règle générale.

Le travail présenté dans ce manuscrit se concentre sur le traitement d'hydrocarbures en phase pure ou NAPL pour Non-Aqueous-Phase-Liquid dans la littérature anglophone. On distingue deux types de NAPL selon la densité des composés à l'origine de la pollution. On parle de Dense-Non-Aqueous-Phase-Liquid ou DNAPL dans le cas d'une phase dont la densité est supérieure à l'unité. Il est dans la plupart des cas question de solvants

chlorés, de composés organiques halogénés, de PCB ou de différents pesticides. On parle de Light-Non-Aqueous-Phase-Liquid ou LNAPL dans le cas d'une phase flottante dont la densité est inférieure à l'unité. Il s'agit dans la majorité des cas de coupes pétrolière légères allant des carburants aux huiles de coupe industrielles. Dans le cas d'un déversement d'un NAPL au sol, ce dernier s'infiltre en profondeur par gravité dans la zone non saturée jusqu'à atteindre la nappe d'eau souterraine. On retrouve alors après passage de la phase pure le contaminant sous forme résiduelle, de gouttelettes ou même de ganglions qui sont retenus selon un équilibre des forces capillaires, de gravité et de la viscosité du polluant. Durant son infiltration en zone non saturée, le polluant s'étend sur une zone dont la géométrie dépend de nombreux paramètres allant de la nature du sol et de ses hétérogénéités aux caractéristiques même du polluant et de ses interactions avec le milieu.

Dans le cas d'un DNAPL, le polluant continue son infiltration jusqu'à atteindre le fond de l'aquifère, soit une zone peu perméable. Ce dernier développe alors un panache au sein de l'aquifère ce qui à pour effet d'augmenter grandement l'étalement vertical de ce type de polluant. La solubilisation des composées par les eaux souterraines et alors une cause majeure de pollution et de dégradation de la qualité de l'eau avec une pénétration et un étalement accru dans toute la zone saturée. Dans le cas d'un LNAPL, le polluant plus léger que l'eau vient se déposer à la surface de l'aquifère formant une lentille surnageante. La partie supérieure du polluant est alors libre de s'écouler parallèlement à surface de la nappe tandis que la partie du polluant au contact de l'aquifère est en partie solubilisé et transporté loin de la source de pollution sous la forme d'un panache.

Pour traiter ces pollutions, deux catégories de remédiation existent avec les techniques dites *ex-situ* qui nécessitent le déplacement du sol traité et les techniques *in-situ* qui ne nécessitent pas de déplacement du sol traité. Chacune des catégories présente ses avantages et ses inconvénients en terme de faisabilité et les contraintes liées au site sont souvent à l'origine de l'utilisation de l'une plutôt que l'autre. On s'intéresse ici aux techniques *in-situ* avec le traitement de sols pollués à l'aide de forages. On dénombre différents types de remédiation *in-situ* avec, par exemple, le lessivage, l'oxydation, le sparging ou le venting.

Le venting consiste à ventiler la zone non saturée en imposant une dépression au niveau d'un forage. Une circulation d'air advient dans le milieu poreux et permet de renouveler l'air présent dans les pores. Une partie des polluants sont captés par la phase gazeuse en mouvement et sont

récupérés et traités en sortie de forage. Le sparging quant à lui consiste à l'injection d'air dans la zone saturée afin d'y extraire une partie des polluants par transfert de matière entre la phase liquide et la phase gazeuse. Lors de sparging, on peut placer des forages en venting (dépression) dans la zone non saturée au dessus de la zone traitée afin de récupérer les COV extrait de la phase liquide [75]. L'oxydation consiste en l'injection d'une solution contenant un oxydant sélectionné en relation avec le type de pollution traitée. L'objectif est de neutraliser à l'aide d'une réaction chimique d'oxydoréduction le caractère toxique d'une molécule en la dégradant directement dans le milieux poreux [52, 116]. Enfin, le lessivage quant à lui consiste en l'injection de solution contenant des tensioactifs ayant pour effet de diminuer la tension superficielle entre deux phases distinctes. Dans le cas d'hydrocarbures, l'ajout de molécules de tensioactifs permet de mobiliser d'avantage le polluant en améliorant son déplacement par la phase aqueuse et dans certains cas permet sa solubilisation sous forme de micelles au sein de la phase liquide [67].

Cependant, l'ensemble des techniques précédemment citées souffrent dans l'ensemble d'un problème de balayage des couches peu perméables [68, 30]. En effet lors d'une injection de gaz type sparging, d'une solution de tensioactif ou d'oxydants on observe le passage préférentiel des fluides injectés par les zones les plus perméables avec à chaque fois un contournement des zones moins perméables. De fait une partie, parfois conséquente, de polluants ne sont pas traités et perdurent dans le milieux poreux, sans possibilité d'accès pour les fluides de traitement. Afin de pallier au problème l'injection de mousse composée d'un mélange liquide/gaz stabilisé par l'ajout de molécules de tensioactifs est envisagée. La particularité de ce mélange métastable est de venir bloquer les zones les plus perméables laissant la possibilité d'injecter après coup les solutions de traitement afin de les réorienter vers les zones moins perméables. Utilisant en grande majorité du gaz, cette technique à l'avantage d'être peu coûteuse. En plus de cela, la mousse peut être utilisée comme vecteur de déplacement d'un oxydant ou autre réactif [14] et trouve donc sa place dans de nombreuses applications de remédiation. Par exemple, dans le but de confiner une zone source de polluants de précédents travaux [93] avaient montré l'utilité de la mousse en tant qu'agent bloquant. Ainsi, les auteurs ont montré une réduction de la teneur en polluant des eaux souterraines en aval des zones bloquées par la mousse.

La première utilisation de ce type de mousse en milieu poreux provient de l'Enhanced Oil Recovery (EOR) soit la récupération assistée du

pétrole. Faisant face à la même problématique au niveau des hétérogénéités des réservoirs profonds, on retrouve des traces d'utilisation jusque dans les années 1970. Le premier cas d'utilisation dans un contexte de remédiation (ISER) date de 1997 avec les travaux de Hirasaki et al. [47] qui restent un cas d'école dans le domaine traitant de la pollution par un NAPL. Néanmoins, il existe encore peu de cas appliqués à l'échelle d'un terrain et la quasi totalité des publications sur l'utilisation de mousse dans un contexte ISER restent cantonnées à l'échelle du laboratoire. De plus, une grande partie des travaux disponibles dans la littérature à propos de l'étude des mousses en milieu poreux sont réalisées dans des conditions EOR qui ne sont pas les mêmes que celles rencontrées lors d'une remédiation, notamment en raison du besoin de tensioactifs non toxiques dans le domaine de l'ISER.

En raison de la complexité du comportement de la mousse, une part importante des études utilisent un modèle mathématique pour interpréter les résultats. Deux types de modèles de mousse existent dans la littérature avec deux échelles d'application distinctes. Le premier défini à l'échelle microscopique soit à l'échelle du pore l'écoulement des lamelles de mousse. Il s'agit d'une description mécanistique des phénomènes de génération et de destruction des lamelles et représente l'approche la plus physique disponible des phénomènes observés. On les nomme Population Balance (PB) Models dans la littérature. Cependant, une description à l'échelle du pore parait difficile à appliquer à l'échelle d'un site pollué. Pour cela un second type de modèle existe, caractérisé par une approche macroscopique de l'écoulement de mousse en milieu poreux et reposant sur l'approche de Darcy. Ce type de modèle semi-empirique permet de simplifier les équations du problème en utilisant des résultats d'expérimentations en laboratoire pour venir alimenter les paramètres du modèle. On les nomme Local Equilibrium (LE) Models dans la littérature. A la base, les modèles LE ont été développés par les pétroliers en lien avec leurs besoins et de nombreux solveurs commerciaux ont pu voir le jour. L'un des plus connu et partagé dans la littérature est le modèle LE nommé STARS. Les différents modèles LE existants dans la littérature reposent sur le même concept que STARS à savoir l'ajout de la composante mousse via une fonction appliquée à la perméabilité relative de la phase gazeuse.

Les objectifs de ce travail sont multiples et traduisent la volonté de transférer les connaissance acquises par les études EOR vers un contexte ISER. Suite aux travaux de Portois C. [93] sur le blocage d'une zone source de pollution par l'injection de mousse en zone saturée, il est ap-

paru que cette dernière offrait une barrière efficace au passage de l'eau souterraine. De plus, dans un contexte de pollution d'un aquifère par un LNAPL, la remédiation de la phase flottante par pompage dans un puits pose problème avec une interaction de l'eau souterraine qui vient fortement diminuer la quantité de polluant récupérée. Lors du pompage du polluant, une remontée de l'eau souterraine est observée dans le forage. Il s'agit d'un phénomène connu et documenté [17], notamment lors d'essais de bail-down. Ainsi l'objectif majeur de cette thèse est de tester l'injection de la mousse sous le LNAPL. En effet l'injection de mousse venant bloquer la partie saturée en eau permettra de limiter sa remontée et ainsi de favoriser le pompage du flottant. La technique nécessite de pouvoir injecter l'huile à une profondeur spécifique et à une distance significative du forage en tenant compte de l'effet radial, mais aussi d'obtenir une mousse résistante à l'huile pour qu'elle ne se détruise pas lors du contact avec celle-ci.

La première partie de ce manuscrit correspond à l'étude bibliographique sur le sujet et résume les connaissances acquises et travaux réalisés autour de l'injection de mousse en milieu poreux. Après quoi le manuscrit se décompose en trois parties indépendantes.

La première partie rassemble les différentes expérimentations réalisées dans le cadre de cette étude avec des expériences laboratoire en colonne 1D, en pilote 2D et en pilote 3D ainsi qu'une application sur le terrain. Au travers des expériences en colonne 1D, les techniques de co-injection de et pré-génération sont comparées et un outil adapté d'injection liquide est développé. Ensuite, de multiples injections sont réalisées dans le but de construire un graphique $U_w = f(U_g)$ avec contours de gradient de pression en correspondance avec ce qui a pu être fait dans la littérature EOR [88, 3]. Il s'agit par ailleurs des premiers tracés de ce type dans un contexte ISER. Pour finir, le comportement de différents tensioactifs en présence d'huile est étudié afin d'en dégager un candidat pour une application terrain. Deux injections de mousse réalisées en pilote 2D pour différentes qualités injectées sont présentées et permettent d'avoir un visuel sur le développement d'un front de mousse circulaire (avec effet radial) et ses possibles déformations par effet gravitaire. La technique du blocage de l'eau souterraine par la mousse dans le but d'améliorer la récupération de LNAPL est ensuite appliquée à l'aide du pilote 3D et deux expériences sont présentées. Enfin, une injection de mousse sur un site présentant une phase flottante a été effectuée dans des conditions contrôlées.

La deuxième partie présente une analyse détaillée des données de colonnes 1D afin de déterminer le rôle de la variation de la vitesse superficielles U_t sur les caractéristiques de la mousse. Pour cela, les expériences 1D présentées dans ce manuscrit et deux cas de la littérature sont utilisés. Il en résulte, au travers de l'utilisation d'un modèle de mousse LE, une nouvelle interprétation des effets rhéologiques attribués à la mousse ainsi qu'une nouvelle méthode d'estimation des paramètres du modèle. Ce travail a fait l'objet d'une publication dans ACS Omega en 2021, revue de l'American Chemical Society.

Enfin, la troisième partie traite l'effet de la compressibilité de la phase gazeuse sur le comportement de la mousse, notamment pour de basses valeurs de pression absolues de travail (ISER). Sur la base des données de Osterloh et al. [88], une ré-interprétation des expérimentations 1D et l'application d'un modèle de mousse LE compressible sont présentées. Ces travaux sont en cours de publication chez Springer, dans la revue Transport In Porous Media (TIPM).

Deuxième partie

Bibliographie, état de l'art

1 La mousse libre

1.1 Définition et Structure

La mousse est définie dans le Larousse comme "un milieu formé à l'interface d'un liquide et d'un gaz par une phase continue liquide dans laquelle est dispersée sous forme de cellules une phase gazeuse". Cela définit ce que l'on nomme plus précisément les mousses liquides qui se présentent sous la forme d'un système composé de deux fluides appelés phases. Ces phases forment une structure caractéristique de la mousse liquide, l'une est répartie de manière continue formant une matrice d'accueil (phase liquide) tandis que l'autre est répartie de manière discontinue, intégrée dans la matrice d'accueil (phase gazeuse).

Il est par ailleurs courant de rencontrer dans la vie quotidienne des mousse solides dont la phase continue ou matrice est un solide. Il s'agit dans la plupart des cas de mousses dont la matrice liquide s'est solidifiée et que l'on retrouve dans les mousses de protection dans le transport de marchandise ou les éponges pour le nettoyage. Dans cette étude nous nous intéresserons aux mousses aqueuses dont la phase liquide est composée d'eau contenant un tensioactif et dont la phase gazeuse peut être composée de différents types de gaz.

Le rôle de la quantité de chacune des phases au regard de l'autre à une influence importante sur la structure de la mousse. Une mousse est qualifiée d'humide lorsqu'elle est composée en majorité d'eau. Les bulles de gaz s'y déplacent alors sans trop interférer entre elles [87], ont tendance à remonter par différence de densité et s'il est en mouvement, à suivre le liquide en s'écoulant comme ce dernier. En opposition une mousse est qualifiée de sèche lorsqu'elle est composée en majorité de gaz, les bulles sont alors séparées par des films liquides relativement fins appelés lamelles. Les bulles ont alors tendance à former des réseaux de lamelles qui viennent se joindre par trois afin de créer ce que l'on appelle un bord de plateau. Des noeuds sont ensuite formés par la jonction en un point de quatre bords de plateau et toujours au nombre de quatre [46].

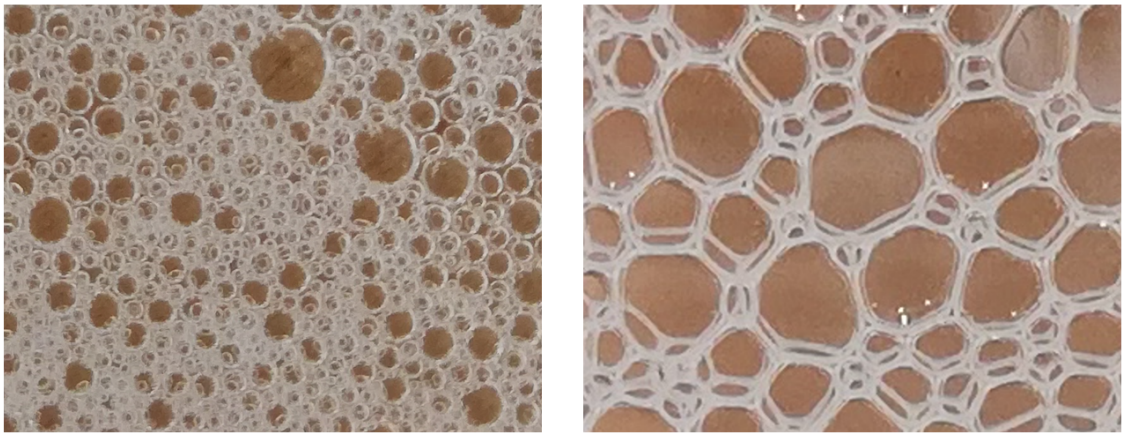

FIGURE 2 – Structure mousse humide à gauche et mousse sèche à droite. On distingue les lamelles transparentes entourées par les bords de plateaux de couleur blanchâtre.

Afin de qualifier et quantifier la proportion des différentes phases on utilise le ratio du volume de gaz ramené au volume totale des deux phases noté f_g et défini ci après :

$$f_g = \frac{V_g}{V_w + V_g} \tag{1}$$

Avec V_g et V_w les volumes de gaz et de liquide respectivement. Le paramètre f_g est communément appelé qualité de la mousse dans la littérature.

1.2 Propriétés

1.2.1 Tension superficielle

Lorsque l'on vient mettre deux fluides en contact, une interface se crée entre ces derniers et des phénomènes physico-chimiques liés aux interactions moléculaires ont lieu. Dès lors une tension de surface notée σ ou tension superficielle s'établie à l'interface, il s'agit d'une force par unité de longueur ($N.m^{-1}$). L'intensité de ces phénomènes et donc de la tension superficielle dépend de la nature des fluides et d'autres conditions telles que la température ou la concentration des espèces présentes.

Au sein d'un fluide chaque molécule interagit avec ses voisines formant un ensemble localement homogène où chaque molécule possède un nombre identique de voisines de la même espèce (cohésion). On peut interpréter cela comme une symétrie dans les interactions entre les molécules. Lorsque l'on vient se placer au niveau de l'interface entre deux fluides cette symétrie dans les interactions est brisée. En effet dans chacun des deux fluides mis en contact les molécules délimitant l'interface subissent des interactions différentes de celles au coeur de ces derniers entraînant une instabilité locale. A cette instabilité est associée un différentiel d'énergie par unité de surface ($J.m^{-2}$) qui est confondue avec la tension superficielle ($N.m^{-1}$).

Comme tout système thermodynamique, le système défini par l'interface entre deux fluides tend à minimiser son énergie pour se placer à un état d'équilibre, se traduisant par une réduction de l'interface. Cela explique la forme sphérique des gouttes d'eau en chute libre dans l'air. Le système (ici la goutte d'eau) tend à minimiser sa surface de contact avec l'air environnant et la sphère est la forme géométrique fermée proposant la surface la plus petite pour un volume donné. De plus, pour une goutte d'eau, les forces générées par la tension de surface sont nettement supérieures à celle provenant de la gravité ce qui explique la conservation de la forme sphérique à cette échelle. La figure 3 ci dessous illustre l'effet de la tension superficielle à travers l'expérience très répandue de la paroi mobile.

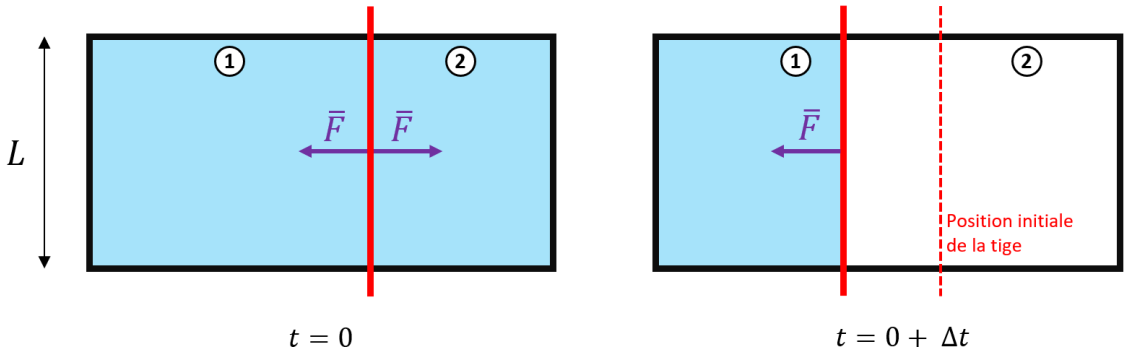

FIGURE 3 – Expérience de la paroi mobile. Démonstration et estimation expérimentale de la tension de surface.

Le système présenté figure 3 est composé d'un cadre rigide (en noir) sur lequel une tige mobile est posée (en rouge). En plongeant le système cadre + tige dans un bain savonneux, on crée deux films liquides de par et d'autre de la tige mobile notés 1 et 2 sur la figure 3. Seules les forces exercées sur la tige sont représentées pour des soucis de lisibilité. En réalité chacune des parois en contact avec un film subit une force orientée vers l'intérieur du film. Lorsque l'on vient briser le film liquide numéro 2 on observe un déplacement de la tige tendant à réduire la surface du film numéro 1 jusqu'à ce que cette dernière arrive en butée sur la paroi noire opposée ($t = 0+\Delta t$). La relation permettant de calculer la force exercée par un film liquide sur la tige est donnée ci après :

$$F = 2\sigma L \tag{2}$$

Avec L la longueur de contact entre le film et la tige. Le facteur 2 dans l'équation 2 provient du fait qu'un film possède une certaine épaisseur formant deux lignes de contact de longueur L. Les deux films sont considérés comme étant similaires et de la même nature. On en déduit donc qu'à l'état initial ($t = 0$) les forces exercées sur la tige par les deux films sont égales en norme mais de signe contraire, maintenant la tige dans un état d'équilibre. Lors de la rupture du film numéro 2 l'équilibre est rompu permettant au film numéro 1 de minimiser sa surface en déplaçant la tige qui n'est plus retenue. Il est possible avec ce type d'expérience d'estimer une tension superficielle σ en relevant la valeur de la force F à exercer pour maintenir la tige à une certaine distance de la paroi rigide opposée.

Comme dit plus haut l'intensité de la tension superficielle dépend de différents paramètres mais de prime abord de la nature même des fluides. Lorsque l'on est en présence d'une forte tension de surface comme entre le diazote et l'eau on parle de fluides peu ou non miscibles. La tension superficielle est telle qu'elle empêche le mélange, cloisonnant les fluides en

deux phases séparées tout en minimisant leur surface de contact. Dans le cas de l'agitation d'un système fermé diazote/eau, les molécules de diazote forment des paquets qui en se réunissant (coalescence) les uns aux autres forment des bulles au sein du liquide. Cette forte instabilité thermodynamique couplée à la différence de densité explique la faible durée de vie des bulles d'air (78% de diazote) dans l'eau, même après plusieurs agitations le système revient toujours à sa position d'équilibre initiale. Par ailleurs dans le cas de deux fluides de densité similaire on rencontre fréquemment une émulsion à l'interface, un mélange hétérogène des deux phases. A l'opposé, une faible tension de surface comme entre le glycérol et l'eau permet à ces derniers de se mélanger, on parle alors de fluide miscibles. La notion d'interface pour des fluides miscibles n'a pas toujours été mise en avant du fait de la difficulté expérimentale à mettre en évidence un tel phénomène. La notion d'interface effective soutenue par Diederik Korteweg il y a cent ans environ a récemment été démontrée par l'expérience [108]. Cette notion introduit le fait que dans le cas de fluides miscibles une interface existe durant un temps caractéristique plus court que celui de la diffusion moléculaire (sans agitation).

On retrouve souvent dans la littérature francophone les notions de tension superficielle et interfaciales mais elles semblent partager la même définition. Les seules différences relevées sont d'ordre descriptives pour séparer les cas liquide/liquide (tension interfaciale) et les cas liquide/gaz (tension superficielle). Par souci de commodité le terme de tension superficielle sera utilisé par la suite.

1.2.2 Tensioactifs

Un tensioactif est une molécule amphiphile composée d'un groupe hydrophile et d'un groupe hydrophobe (ou lipophile). Le groupe hydrophobe se présente dans la grande majorité des cas sous la forme d'une chaîne carbonée relativement longue communément appelé la queue de la molécule. Le groupe hydrophile en devient alors la tête (voir figure 4 partie a)).

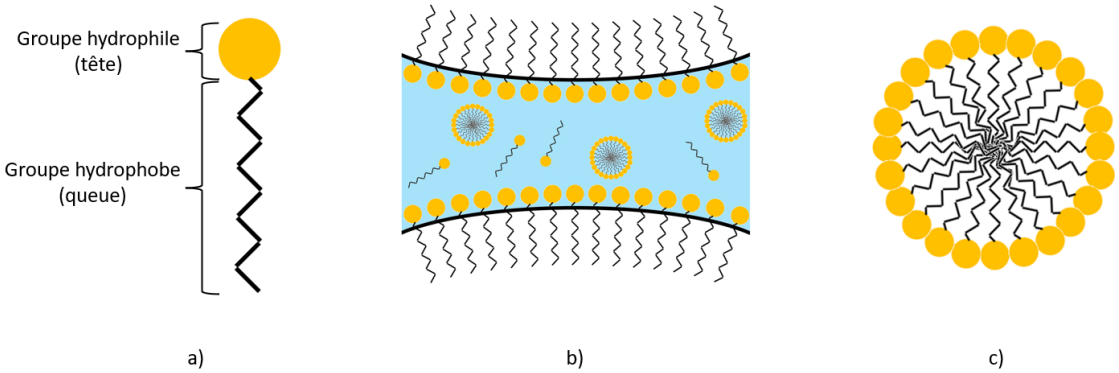

FIGURE 4 – Figure présentant une molécule de tensioactif a), leur placement à l'interface liquide (bleu)/gaz (blanc) b) et la formation de micelles c).

Le groupe lipophile est apolaire tandis que le groupe hydrophile peut être polarisé ou non. La nature de la charge du groupe hydrophile caractérise dans de nombreux cas le tensioactif, on peut alors rencontrer des tensioactifs anioniques (charge négative), cationiques (charge positive) ou zwitterioniques (présence de charge positive et négative à la fois). Une quatrième branche rassemblant les groupes non-ioniques existe mais n'est pas étudiée ici, il peut s'agir de groupements composés de polymères greffés ou autres additifs rattachés à un groupe lipophile.

A l'interface entre deux fluides non miscibles comme l'eau et l'air, la tête hydrophile va avoir tendance à rester dans la phase liquide tandis que la queue lipophile (hydrophobe) va avoir tendance à rester dans la phase gazeuse. Ces placements préférentiels sont le résultat des affinités de tension superficielle des deux groupes composant la molécule avec les fluides en présence. De ce fait les molécules de tensioactif placées à l'interface vont venir abaisser la tension superficielle de manière locale, stabilisant ainsi l'interface dans le cas des lamelles fines.

Lorsque l'on augmente la concentration d'un tensioactif en solution aqueuse un équilibre se forme entre les molécules de tensioactif placées à l'interface et celles présentes en solution. A partir d'une certaine concentration le nombre de molécules présentes en solution augmente alors que l'interface est saturée, entraînant un déséquilibre. Les parties lipophiles des molécules en solution augmentent alors, générant une élévation de la tension à l'intérieur du liquide. Dès lors, cette tension interne au liquide entraîne la formation de micelles, des regroupements de molécules de tensioactif. Ces regroupements sont illustrés figure 4 c). Les groupes lipophiles sont tous au centre de la formation tandis que les groupes hydrophiles sont tournés vers l'extérieur. Cette formation permet d'abaisser la tension en réorganisant les molécules de tensioactif à l'intérieur de la solution.

1.2.3 Angle de contact et mouillabilité

Lorsque l'on vient déposer une fraction de liquide sur une surface plane solide un état d'équilibre est atteint entre les trois phases en présence : le liquide, le gaz environnant et le solide. Il se traduit par un équilibre des tensions superficielles entre chaque phase. Un angle se forme entre la surface du solide et la tangente à l'interface au point de jonction entre les trois phases. C'est l'angle de contact, noté θ_c. Pour un même gaz, la valeur de cet angle θ_c est fonction du couple liquide/solide mis en contact et caractérise la capacité d'un liquide à s'étaler sur une surface.

La figure 5 illustre les différentes tensions superficielles en jeu au point de jonction pour deux situations différentes avec σ_{LG} la tension superficielle entre le liquide et le gaz, σ_{SL} la tension superficielle entre le solide et le liquide et σ_{SG} la tension superficielle entre le solide et le gaz. Lorsque $\theta_c < 90°$ on définit le liquide comme mouillant au regard du solide. Dès lors on définit le liquide comme non mouillant lorsque $\theta_c > 90°$.

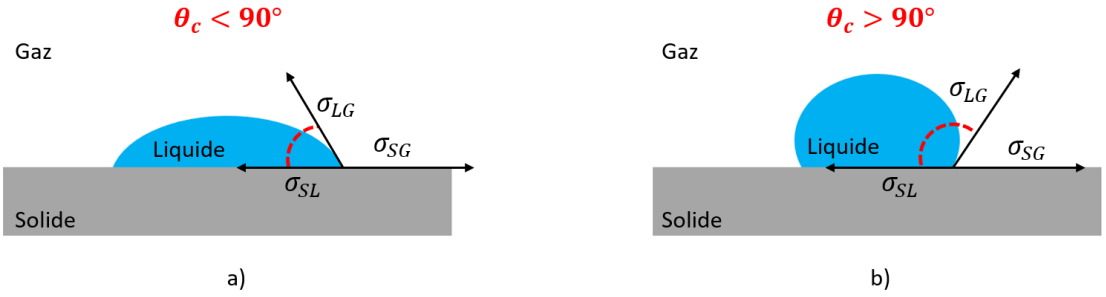

FIGURE 5 – Angle de contact à l'équilibre pour deux situations, a) liquide mouillant $\theta_c < 90°$ et b) liquide non mouillant $\theta_c > 90°$. L'angle θ_c est illustré en pointillés rouges et les différentes tensions superficielles au point de jonction par des vecteurs noirs.

Plus la valeur de l'angle de contact est faible, plus le liquide est mouillant et aura tendance à s'étaler. A l'inverse, plus cet angle est grand, plus le liquide est non mouillant au aura tendance à former une goutte arrondie. On définit alors le coefficient d'étalement S comme le bilan des tensions superficielles d'une part et d'autre de l'interface liquide/gaz, du point de vue du solide. Soit le bilan suivant :

$$S = \sigma_{SG} - (\sigma_{SL} + \sigma_{LG}) \tag{3}$$

Une valeur de S positive traduit un étalement ou mouillage total du liquide sur la surface solide, formant un film liquide. La résultante des tensions superficielles est alors orientée de l'intérieur du liquide vers le gaz environnant, le long de la surface solide au niveau du point de jonction.

L'angle de contact est ici considéré comme nul.

Une valeur de S négative traduit un mouillage partiel du liquide sur la surface solide, formant une goutte plus ou moins aplatie comme le montre la figure 5. La résultante des tensions superficielles est alors plus ou moins orientée de l'extérieur du liquide vers l'intérieur de ce dernier au point de jonction. L'angle de contact est compris entre 0° et 180°, accompagné d'un étalement plus où moins prononcé du liquide sur la surface.

Dans le cas où $S < 0$ la loi de Young-Dupré permet d'estimer cet angle de manière expérimentale par la projection des vecteurs σ_{LG}, σ_{SL} et σ_{SG} sur la paroi solide, amenant à l'égalité suivante :

$$cos(\theta_c) = \frac{\sigma_{SG} - \sigma_{SL}}{\sigma_{LG}} \tag{4}$$

Dans le cas d'un mouillage total, cette relation n'est plus valable car, par définition, elle implique $S < 0$, sachant $-1 < cos(\theta_c) < 1$.

La résultante des tensions superficielles en jeu, responsable de l'angle de contact va fortement influencer la manière dont va s'écouler un fluide sur une paroi. Dans le cas d'un par-brise de véhicule on souhaite par exemple augmenter au maximum l'angle de contact formé par une goutte d'eau en utilisant des traitements de surface. En augmentant cette angle, l'eau devient non-mouillante au par-brise et la goutte d'eau ainsi formée ne s'étale pas ou peu. Elle pourra facilement être évacuée pour conserver la visibilité en temps de pluie. Certaines surfaces ou conditions expérimentales peuvent mettre en évidence un mouillage nul ($\theta_c = 180°$) comme les surfaces superhydrophobes avec l'effet lotus ou les phénomènes de caléfaction avec l'effet Leidenfrost.

1.2.4 Pression de disjonction et pression capillaire

La pression capillaire P_c correspond à la différence de pression existante entre deux points de part et d'autre d'une interface entre deux fluides non miscibles. Soit un couple liquide/gaz tel que l'eau et le diazote, le premier est mouillant et noté "m" tandis que le deuxième est non mouillant et noté "nm". Lorsque l'on vient tremper un tube capillaire dans la phase liquide, une remontée du liquide est observée jusqu'à une certaine hauteur. On remarque par l'expérience que cette hauteur est dépendante du diamètre du tube utilisé. L'interface entre le liquide et le gaz au sein du tube capillaire est courbée, formant un ménisque. On se concentre dans un premier temps sur la partie gauche de la figure 6 qui présente le phénomène muni des grandeurs importantes du cas d'étude.

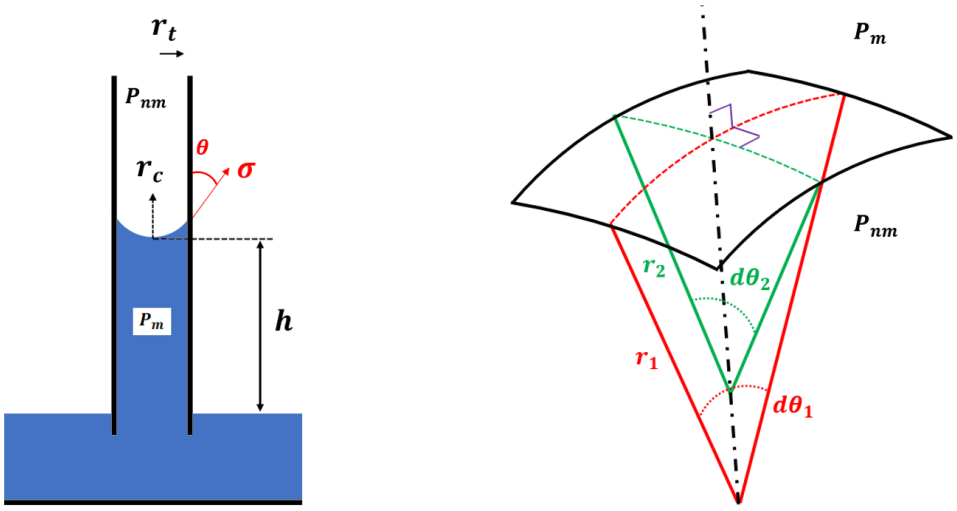

FIGURE 6 – Partie gauche, illustration de la pression capillaire P_c par l'expérience de l'ascension capillaire. Partie droite, élément de surface d'une interface liquide/gaz définie dans un repère sphérique (r, θ_1, θ_2).

P_m et P_{nm} sont respectivement les pressions des fluides mouillant et non mouillant, r_c correspond au rayon définissant la courbure de l'interface, r_t au rayon du tube capillaire, σ à la tension superficielle au point de contact formant un angle θ avec la paroi du tube capillaire et h à la hauteur de la remontée capillaire dans le tube. Dans ce cas, la pression capillaire P_c correspond à la différence de pression $P_{nm} - P_m$, directement reliée à la hauteur d'eau h dans le tube capillaire.

La partie droite de la figure 6 représente un élément de surface courbé correspondant à une interface liquide/gaz à l'équilibre. Soit le plan (r, θ_1, θ_2) avec r la distance radiale, θ_1 la colatitude et θ_2 la longitude. Cette interface courbée est définie selon deux rayons r_1 et r_2 orientés selon les deux directions orthogonales θ_1 et θ_2. Dans le cas d'une portion de sphère les rayons r_1 et r_2 sont confondus. On considère que l'interface ne possède

pas d'épaisseur et la gravité est négligée dans ce cas. L'élément de surface ainsi défini étant à l'équilibre, la somme des forces auxquelles il est soumis se compensent. L'équation 5 donne le bilan des forces extérieures exercées sur le système.

$$\sigma r_1 d\theta_1 d\theta_2 + \sigma r_2 d\theta_2 d\theta_1 = (P_{nm} - P_m) r_1 d\theta_1 r_2 d\theta_2 \tag{5}$$

Le membre de gauche de l'équation 5 correspond aux forces linéiques de la tension superficielle appliquées sur les côtés de l'interface, ces forces sont orientées selon la courbure des différents côtés. Le membre de droite de l'équation 5 correspond quant à lui aux forces dues au différentiel de pression $(P_{nm} - P_m)$ de part et d'autre de l'interface. Le bilan des forces mène à l'équation de Laplace donnée ci après :

$$(P_{nm} - P_m) = \sigma \left(\frac{1}{r_1} + \frac{1}{r_2} \right) \tag{6}$$

Avec $\frac{1}{r_1}$ et $\frac{1}{r_2}$ les rayons de courbure définissant l'interface. Dans le cas d'une interface plane, les rayons de courbure $\frac{1}{r_1}$ et $\frac{1}{r_2}$ sont par définition nuls. En utilisant la relation de Laplace précédemment obtenue, il apparaît que la pression capillaire est nulle traduisant une égalité de pression de part et d'autre de l'interface. En reprenant le cas de la remontée capillaire figure 6 partie gauche et l'hypothèse d'une géométrie sphérique ($r_1 = r_2 = r_c$) on a l'égalité suivante :

$$(P_{nm} - P_m) = \frac{2\sigma \cos(\theta)}{r_t} \tag{7}$$

Avec $r_t = r_c \cos(\theta)$ la relation entre le rayon du tube capillaire r_t et le rayon définissant la courbure de l'interface r_c via l'angle de contact θ entre l'interface et la paroi du tube capillaire. Enfin, en exprimant le différentiel de pression par une hauteur d'eau, on obtient une relation entre la pression capillaire P_c et la hauteur d'eau dans un tube capillaire h appelée loi de Jurin qui est l'équation suivante :

$$P_c = \rho g h = \frac{2\sigma \cos(\theta)}{r_t} \tag{8}$$

Cette relation reste valide à l'échelle capillaire, domaine de validité caractéristique où les forces capillaires sont prédominantes. Lorsque l'on augmente le rayon du tube r_t on finit par observer l'aplanissement du centre du ménisque. La remontée capillaire h devient de plus en plus faible voir nulle. On observe alors deux régions distinctes au niveau du ménisque : l'une plane au centre de l'interface et l'autre courbée le long de la paroi du tube. L'échelle capillaire correspond alors à la distance radiale sur laquelle

l'interface est courbée. Au delà de cette distance par rapport à la paroi les effets gravitaires deviennent non négligeables et surpassent les effets capillaires donnant une interface plane. On estime alors que la condition $r_c << h$ garantie la prédominance des effets capillaires. En appliquant la condition précédente à l'équation 8 on obtient l'inégalité suivante :

$$r_c << \sqrt{\frac{2\sigma}{\rho g}} \tag{9}$$

On obtient alors un ordre de grandeur de la valeur du rayon r_c pour lequel l'interface est soumise à des forces capillaires et gravitaires comparables. On retrouve dans la littérature la notion de longueur capillaire $l_c = \sqrt{\sigma/\rho g}$ définissant la longueur caractéristique d'une interface liquide pour laquelle les forces capillaires et gravitaires sont égales. Pour le couple eau/air on trouve une valeur de longueur capillaire de $2,7\ mm$ à température ambiante.

On considère maintenant un film liquide mince d'une épaisseur e, composante essentielle de la mousse. Comme montré figure 2, une mousse sèche est composée d'une succession de films liquides minces ou lamelles séparant des poches de gaz. Ces poches de gaz ont des tailles variables et les interfaces les séparant ont de multiples formes géométriques. La figure 7 illustre le cas simplifié d'un film liquide composant une mousse sèche à l'équilibre. Ce schéma d'une lamelle en volume est composé de deux interfaces liquide/gaz, une interne et une externe et de 4 surfaces latérales donnant sont épaisseur e au film. Ces surfaces latérales représentent les bords de plateau par lesquels du liquide peut sortir ou entrer dans le film selon les variations de sont épaisseur e. On ne considère dans ce cas que les efforts à l'échelle capillaire, appliqués sur les deux interfaces internes et externes. Ces deux interfaces sont perpendiculaires au trait noir discontinu sur la figure 7.

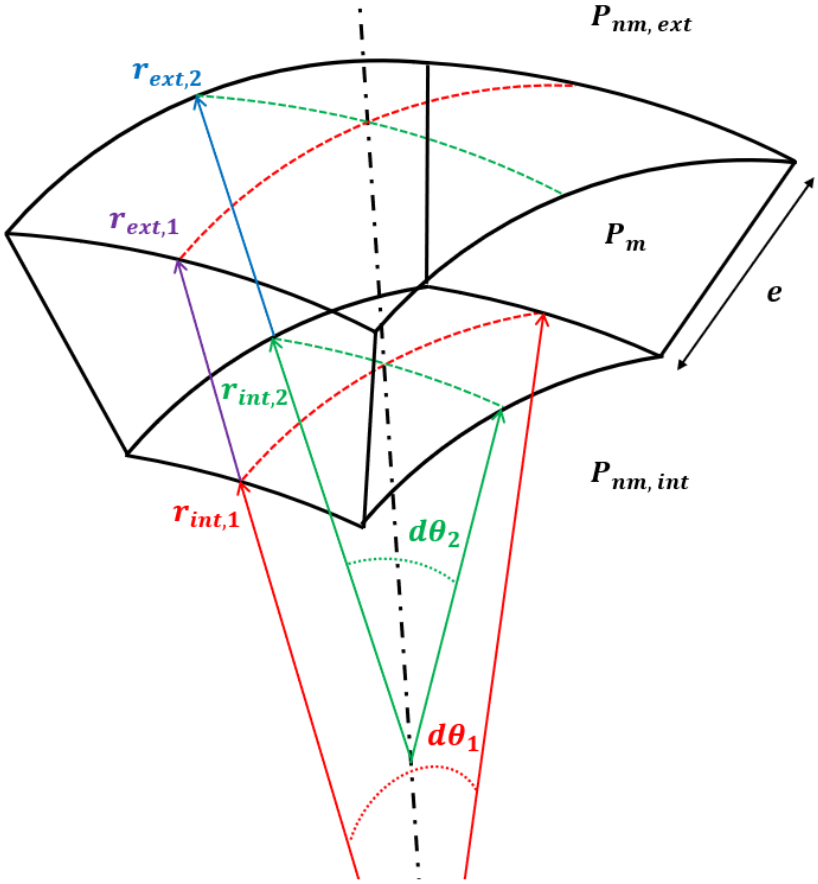

FIGURE 7 – Cas d'une double interface gaz/liquide/gaz illustrant le cas d'un film liquide mince caractéristique d'une mousse sèche à l'équilibre.

La pression du liquide composant le film est notée P_m et les pressions des gaz à l'intérieur et à l'extérieur sont notées $P_{nm,\,int}$ et $P_{nm,\,ext}$, respectivement. Elles sont considérées comme uniformes dans chacun des milieux. En utilisant l'équation 6 au niveau de chaque interface, on arrive à l'inégalité suivante :

$$P_{nm,\,ext} < P_m < P_{nm,\,int} \tag{10}$$

Il apparaît que le film liquide est soumis au travers de ses deux interfaces au différentiel de pression $P_{nm,\,int} - P_{nm,\,ext}$. Ce différentiel induit une transition de la pression d'une interface à l'autre dans le liquide qui est ici représentée par la pression uniforme P_m. On en déduit que la pression du liquide P_m est sensible aux variations du différentiel de pression $P_{nm,\,int} - P_{nm,\,ext}$.

Dans l'exemple où l'on perturbe le système en augmentant la pression $P_{nm,\,int}$, plusieurs phénomènes se manifestent. L'augmentation de la pression $P_{nm,\,int}$ se traduit par une déformation de l'interface interne. Le liquide composant la lamelle est alors contraint à son tour. Dès lors, deux possibilités existent : les contraintes sont transmises en totalité à l'inter-

face externe via le liquide ou les contraintes déplacent le liquide modifiant l'épaisseur e de la lamelle. Dans les deux cas le résultat est un nouvel état d'équilibre du système considéré. Dans la réalité il y a couplage de ces deux phénomènes et ces derniers sont plus ou moins prononcées selon les conditions aux limites de la lamelle.

Lorsque l'épaisseur e de la lamelle est assez faible, les deux interfaces internes et externes interagissent aux travers de différentes forces moléculaires. Des forces répulsives qui s'opposent à la diminution de l'épaisseur de la lamelle et des forces attractives qui accompagnent l'amincissement de la lamelle. Il résulte de ces interactions une pression appelée pression de disjonction notée Π. Elle vient s'ajouter à l'équation bilan 5 modifiant le comportement de l'épaisseur e de la lamelle en fonction du différentiel de pression $P_{nm,\ int} - P_{nm,\ ext}$. On obtient alors une nouvelle forme de la relation de Laplace pour un film mince [61] :

$$P_c = \sigma \left(\frac{1}{r_1} + \frac{1}{r_2} \right) + \Pi \tag{11}$$

En somme, pour un film mince, la pression de disjonction influe sur la différence de pression pouvant exister entre la phase liquide et la phase gazeuse. La pression de disjonction Π est par ailleurs souvent confondue avec la pression capillaire P_c à cette échelle, surtout en présence de molécules de tensioactif [86].

Comme dit plus haut, la pression de disjonction résulte de différentes forces à l'échelle moléculaire. Néanmoins, ces forces possèdent des rayons d'actions et des orientations qui leur sont propres. On observe alors une variation de la pression de disjonction en fonction de l'épaisseur e de la lamelle comme le montre la figure 8. On distingue deux types d'interactions moléculaires, les interactions à longue portée d'une part et les interactions à courte portée d'autre part.

Deux interactions à longue portée sont souvent rencontrées dans la littérature, les interactions de van der Waals et les interactions électrostatiques.

Les interactions de van der Waals notées Π_{vdW} proviennent des interactions entre les dipôles des différentes molécules. On distingue deux types de dipôle, les dipôles permanents et les dipôles induits. Les dipôles permanents sont le résultant d'une dissymétrie de la répartition des charges électroniques au sein d'une molécule et sont comme l'indique leur nom, permanents dans le temps. Les dipôles induits quant à eux sont éphémères

et apparaissent au sein d'une molécule lorsque cette dernière est soumise à l'influence d'un ion ou d'une molécule polaire à proximité. Il s'agit donc d'une réponse à une sollicitation extérieure et non d'un équilibre interne de la répartition des charges au sein d'une molécule. Ainsi les interactions de van der Waals peuvent être décomposées sous la forme de la somme de trois interactions caractéristiques selon la relation suivante :

$$\Pi_{vdW} = \Pi_{Keesom} + \Pi_{Debey} + \Pi_{London} \tag{12}$$

Les forces ce Keesom Π_{Keesom} relèvent des interactions entre deux dipôles permanents, les forces de Debey Π_{Debey} des interactions entre un dipôle permanent et un dipôle induit et les forces de London Π_{London} des interactions entre deux dipôles induits. Les interactions de van der Waals sont attractives et vont avoir tendance à rapprocher les deux interfaces, favorisant ainsi l'amincissement d'une lamelle.

Les interactions électrostatiques notées Π_{el} proviennent des interactions entre des ions ou molécules chargées, elles sont donc sensibles aux ions en présence dans le liquide ainsi qu'a la présence de molécules de tensioactif polarisées. Dans le cas d'une mousse générée à l'aide d'un tensioactif ionique, les forces électrostatiques deviennent importantes au sein d'un film mince. Les molécules de tensioactif viennent s'adsorber à l'interface, orientant leur groupe hydrophile et hydrophobe comme montré sur la figure 4 b). Les parties hydrophiles étant chargées, on observe une densité de charge à l'interface. Lorsque les interfaces se rapprochent l'une de l'autre ces forces électrostatiques répulsives s'expriment et repoussent les interfaces, stabilisant ainsi l'interface en limitant son amincissement [86].

Les interactions à courte portée sont plus complexes à déterminer et certaines d'entre elles font encore l'objet de discussions dans la littérature scientifique. Deux interactions sont ici présentées, l'interaction stérique et l'interaction d'hydratation.

Les interactions stériques notées Π_{st} trouvent leur origine dans la structure des molécules concernées et sont bien connues dans le monde de la chimie. Étant composée de divers groupement d'atomes reliés entre eux, une molécule occupe un certain espace, adoptant une structure qui lui est propre. Lorsque deux molécules se rapprochent assez l'une de l'autre, le rapprochement finit par influencer le positionnement naturel des groupements d'atomes composant les molécules. Ce changement de position affectant la morphologie des molécules augmente alors le coût énergétique du déplacement, notamment en raison du chevauchement des lobes orbitaux

des différents atomes. Les interactions stériques sont répulsives, stabilisant ainsi l'interface en limitant son amincissement [43].

Les interactions d'hydratation notées Π_{hy} sont moins comprises et sont sujettes à controverse au sein de la communauté scientifique quant à leur origine. Il apparaît difficile dans bien des cas de différencier cette interaction avec l'interaction stérique Π_{st}. Ces interactions à courte portée seraient dues à une réorganisation microscopique des molécules d'eau et à leur polarisation induite [32, 38].

La pression de disjonction peut alors s'écrire sous la forme suivante :

$$\Pi = \Pi_{vdW} + \Pi_{el} + \Pi_{st} + \Pi_{hy} \tag{13}$$

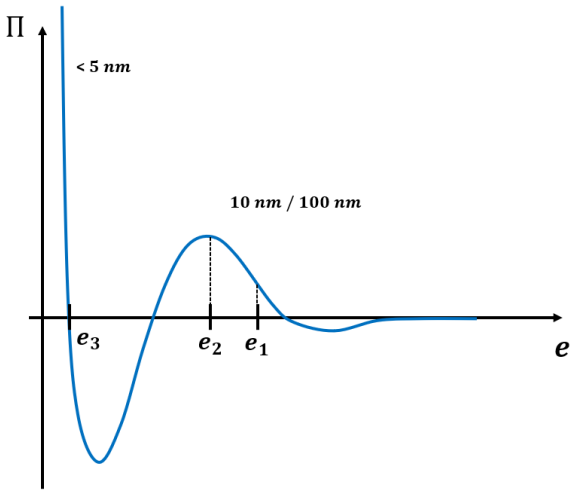

FIGURE 8 – Variation de la pression de disjonction Π en fonction de l'épaisseur e d'un film mince.

La figure 8 représente un tracé type de la pression de disjonction Π en fonction de l'épaisseur e d'une lamelle. En utilisant les notions exposées ci dessus, on peut interpréter cette courbe de la manière suivante, dans le sens d'une épaisseur e décroissante. Lorsque l'épaisseur de la lamelle est telle que $e >> e_1$, les interactions attractives de van der Waals sont prédominantes. Il en résulte une pression de disjonction négative accélérant le drainage de la lamelle. En l'absence de tensioactif ces interactions à longue portée restent majoritaires expliquant la faible durée de vie d'un film mince [86]. Lorsque l'épaisseur est telle que $e_2 < e < e_1$, les interactions électrostatiques deviennent majoritaires entraînant alors une augmentation de la pression de disjonction jusqu'à une valeur limite correspondant à $e = e_2$. Les films minces à cette échelle sont qualifiés de "films noirs ordinaires". Dès lors, lorsque e diminue encore, on observe une baisse et un changement de signe de la pression de disjonction Π (soit $e_3 < e < e_2$) avant une augmentation

brutale et asymptotique de cette dernière (soit $e < e_3$). Cette transition caractéristique observée de nombreuses fois dans la littérature traduit la transition entre les forces à longue et courte portée, avec une baisse de Π due aux interactions de van der Waals lorsque $e_3 < e < e_2$ [61, 7]. L'augmentation brutale de la pression de disjonction est observée lorsque les interactions à courte portée deviennent prédominantes [33]. Ces dernières bien qu'actives à une très faible distance traduisent des niveaux d'énergies plus conséquents que les interactions à longue portée, d'où la forme asymptotique. Les films minces à cette échelle sont qualifiés de "film noirs de Newton", portant le nom du scientifique qui fut l'un des premiers à décrire ce type de lamelle.

Comme dit plus haut, la figure 8 représente une courbe type $\Pi = f(e)$ qui est en réalité sensible aux espèces présentes dans la phase liquide. La stabilité d'une lamelle, à savoir la conservation d'une épaisseur e permettant à cette dernière d'exister, est donc sensible à la pression de disjonction maximale atteignable en son sein. Dès lors cette lamelle sera plus apte à résister à la pression capillaire imposée à ses interfaces, garantissant la stabilité d'une mousse au niveau macroscopique.

1.2.5 Stabilité

La stabilité d'une mousse caractérise sa propension à conserver sa structure durant un temps donné. Selon qu'elle soit composée en majorité d'eau ou de gaz, différents phénomènes sont responsables de son évolution au cours du temps. Par définition, une mousse composée d'un mélange liquide/gaz est dans un état métastable, notamment en raison de la tension superficielle entre les deux phases. L'utilisation de molécules de tensioactifs qui viennent se placer à l'interface permet de diminuer cette tension superficielle mais n'empêche pas la séparation des deux phases aux temps longs. Comme présenté figure 4 sur la lamelle, les molécules de tensioactifs viennent saturer les deux interfaces liquide/gaz la composant et un surplus entraîne la formation de micelles au sein du film liquide. Lors de sollicitations externes, la déformation des lamelles et leur amincissement entraîne une variation de la surface des interfaces qui dans certains cas se voient soudainement étirées. Cette augmentation de surface génère un gradient de tension superficielle à l'interface avec des zones plus pauvres en tensioactifs adsorbés. Ce gradient de tension superficielle entraîne alors un transport des molécules de tensioactifs vers les zones critiques. Ce phénomène est appelé effet Gibbs-Marangoni. La capacité d'une molécule de tensioactif à être mobilisée à l'interface caractérise la résistance à l'étirement ou élasticité d'une lamelle qui est un critère de stabilité pour une mousse.

Dans le cas d'une forte concentration en tensioactifs, les micelles formées peuvent venir combler plus rapidement les interfaces en agissant comme une réserve de molécules de tensioactifs encore non adsorbés [103].

Comme rappelé plus haut, la mousse est dans un état métastable et trois mécanismes principaux sont reconnus comme responsables de son effondrement. Le premier est le drainage de la partie liquide en raison des forces capillaires et de gravité [46]. En partant d'une colonne de mousse fortement composée en liquide, on assiste petit à petit à l'assèchement de la partie haute avec une forte mobilité de la phase liquide qui entraîne plus ou moins la phase gazeuse, composée de bulles sphériques. Au fur et à mesure que le drainage s'opère, on assiste à une reconfiguration des bulles de gaz avec une forme polyédrique et des lamelles fines composants des bords de plateaux. Le deuxième mécanisme est la coalescence et correspond au drainage extrême d'une lamelle par les bords de plateau en raison du phénomène de succion capillaire. Elle est souvent liée au drainage et caractérise le manque de liquide Enfin, le dernier mécanisme correspond au mûrissement d'Ostwald [76], soit la diffusion du gaz à travers une interface liquide en raison d'un différentiel de pression. En effet, sur la base de l'expression de Laplace équation 7, la pression au sein d'une bulle est d'autant plus grande que son rayon est petit menant à la diffusion progressive du gaz contenu dans les petites bulles vers les plus grosses.

Pour une mousse sèche il a été montré qu'une augmentation de la pression de disjonction augmentait la réponse en pression lors d'une injection en milieu poreux [7]. Lors de leurs expériences, les auteurs ont progressivement augmenté la concentration en tensioactifs et en sels dissous dans la phase liquide afin d'augmenter les forces répulsives, responsables de la stabilité d'une lamelle.

2 La mousse en milieu poreux

L'étude précédente de la mousse en milieu libre permet de comprendre les principaux mécanismes responsables de sa formation comme de sa destruction et des forces présentes à une échelle réduite (une lamelle). Dans la partie suivante, l'étude de la mousse confinée en milieu poreux est dans un premier temps réalisée à une échelle locale proche du pore. Puis, dans un second temps, elle est orientée vers l'échelle macroscopique en raison des échelles visées dans cette étude.

2.1 Définition d'un milieu poreux

2.1.1 Structure

Un milieu poreux est défini comme une matrice solide composée de vides ou pores pouvant accueillir un ou plusieurs fluides. La capacité d'un fluide à traverser ou non un milieu poreux dépend des connexions entre les différents pores et de leurs géométries. On distingue deux types de milieu poreux présentés sur la figure ci après :

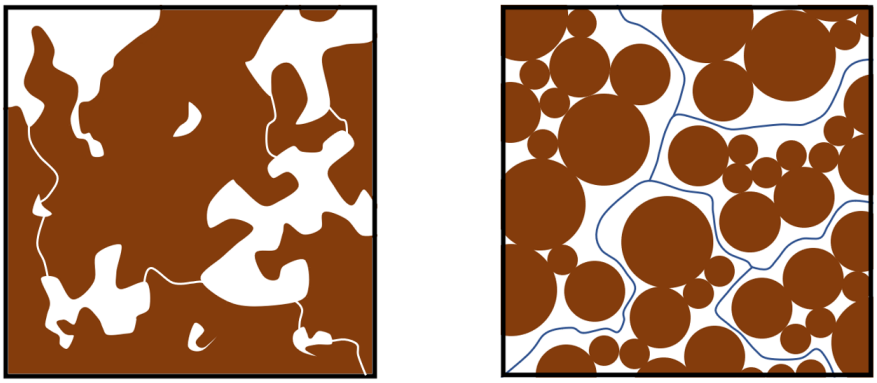

FIGURE 9 – Vues en coupes : milieu poreux consolidé noté a) et milieu poreux non consolidé de type granulaire noté b).

Un milieu poreux consolidé est composé d'une matrice solide continue dans laquelle des réseaux de pores sont plus ou moins connectés. Ces milieux sont souvent des grès, carbonates ou calcaires. Un milieu non consolidé est composé d'un empilement de différents solides appelé milieu granulaire. Les interstices entre les grains composants le milieu forment alors les réseaux de pores. Les milieux granulaires représentent une large partie des sols rencontrés comme le sable et les limons. Il existe notamment des milieux poreux non consolidés composés de fibres. Dans cette étude nous nous intéresserons plus particulièrement aux milieux granulaires.

2.1.2 Porosité et tortuosité

La porosité correspond au volume de vide ramené au volume total d'un échantillon de milieu poreux. Il s'agit de la fraction maximale de fluide que peut contenir un milieu. On définit la porosité, notée Φ :

$$\Phi = \frac{V_{pore}}{V_t} \tag{14}$$

avec V_{pore} le volume de pore et V_t le volume total. Sur la base de la représentation d'un milieu granulaire, on représente souvent un milieu poreux comme un empilement de sphères de différents diamètres. Selon ce que l'on appelle la répartition en taille des grains et l'empilement (géométrie) différentes porosités peuvent être obtenues à partir d'un même échantillon de grains.

Pour un système composé de grains sphériques et de taille identiques la porosité maximale atteignable est de 48% avec un agencement cubique simple. A l'inverse, la porosité minimale atteignable est de 26% avec un agencement cubique face centrée ou hexagonale compact. Dans le cas où de multiples tailles de grains coexistent, la porosité peut encore diminuer avec l'obturation de certains interstices par des grains plus petits.

La tortuosité, notée T, définit le ratio entre la longueur L' d'une droite reliant deux points dans un milieu poreux et la distance L parcouru dans ce milieu par une particule fluide pour aller d'un point à l'autre. Dans le cas d'une canalisation droite, la tortuosité d'un bout à l'autre vaut 1. Dans le cas d'un milieu poreux, on a $T > 1$, dans la mesure où la trajectoire d'une particule fluide est sensible à la géométrie du milieu.

Il est difficile de déterminer la tortuosité moyenne d'un milieu mais certaines techniques permettent une estimation correcte comme la mesure de la conductivité électrique d'un échantillon [107]. Dans le cas d'un échantillon de sol (non conducteur) il est possible de mesurer la conductivité d'un fluide le saturant, donnant une information sur la connectivité des pores. Plus le milieu poreux est connecté, plus la conductivité résultante est élevée. On définit alors le facteur de formation F comme le ratio entre σ_{MP} la conductivité obtenue dans le milieu poreux et σ la conductivité du fluide. Soit l'expression suivante :

$$F = \frac{\sigma_{MP}}{\sigma} \tag{15}$$

Si $F > 1$ alors la structure du milieu a une influence sur la résistance du milieu. Le facteur de formation F peut également être déterminé avec

la loi empirique d'Archie :

$$F = \Phi^{-m} \tag{16}$$

avec m l'exposant de saturation généralement situé autour de 2 pour des milieux mouillants à l'eau. T peut également être exprimé en fonction de la porosité Φ et du facteur de formation F selon la relation suivante :

$$T = F\Phi \tag{17}$$

2.1.3 Perméabilité et loi de Darcy

La perméabilité k d'un milieu poreux quantifie la capacité de ce dernier à être traversé par un fluide sous l'effet d'un gradient de pression ou d'un champ de gravité. On parle souvent de perméabilité intrinsèque du fait qu'elle soit indépendante du fluide utilisé, elle est exprimée en m^2. La notion de perméabilité provient de la loi de Darcy établie en 1856 pour décrire l'écoulement de l'eau à travers le sable. La figure 10 montre un schéma expérimental permettant de mettre en lumière cette loi. Les extrémités d'un milieu poreux (notées 1 et 2 sur la figure 10) sont reliées à des canalisations chargées en eau à différents niveaux piézomètriques maintenus constants. Le milieu est lui incliné par rapport à l'horizontale afin de créer une différence d'altitude entre les deux extrémités.

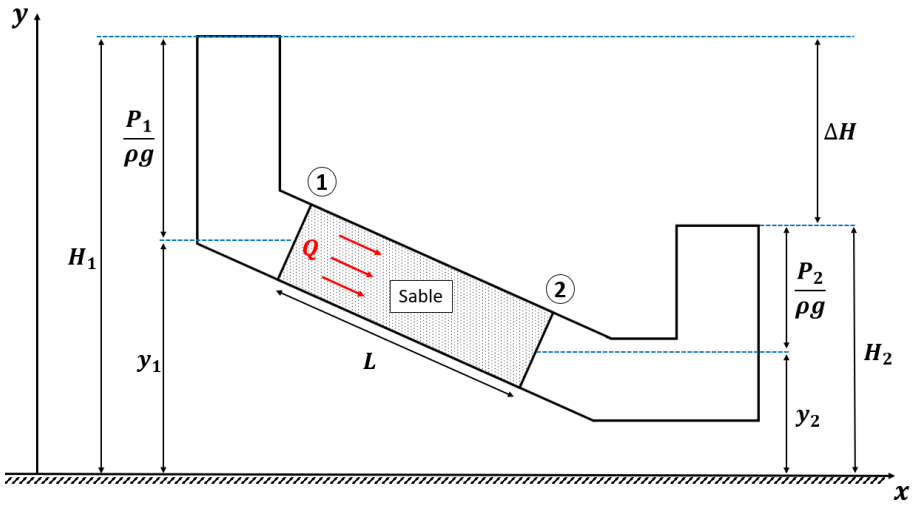

FIGURE 10 – Expérience de Darcy, démonstration expérimentale de la relation empirique établie en 1856 par Henri Darcy par un montage expérimental proche de l'originale.

Dans le cas d'un milieu poreux homogène et isotrope, cette loi se présente sous la forme suivante :

$$Q = -AK\frac{\Delta H}{L} \tag{18}$$

avec Q le débit volumique filtrant en $m^3.s^{-1}$, A la section du milieu poreux traversée ou surface filtrante en m^2, K la conductivité hydraulique en $m.s^{-1}$, ΔH la différence de charge totale entre la sortie et l'entrée du milieu en m et L la longueur du milieu en m. Cette loi décrit l'écoulement d'un fluide au travers d'un milieu poreux à une échelle bien supérieur à celle du pore que l'on nomme parfois échelle de Darcy : elle est proche du mètre.

La conductivité hydraulique K est liée à la perméabilité k du milieu suivant la relation :

$$K = \frac{k\rho g}{\mu} \tag{19}$$

avec ρ la masse volumique du fluide en $kg.m^{-3}$, g l'accélération de la pesanteur en $m.s^{-2}$ et μ la viscosité dynamique du fluide en $kg.m^{-1}.s^{-1}$. On voit ici que la conductivité hydraulique K dépend du type de fluide au travers de ρ et μ pour rappel la perméabilité k étant indépendante du fluide utilisé.

La charge totale ou le potentiel total H est une grandeur proportionnelle à l'énergie mécanique que possède une particule fluide. Dans le cas d'une canalisation dans laquelle circule de l'eau et en négligeant les pertes par frottements on applique le théorème de Bernoulli le long d'une ligne de courant, on a :

$$H = \frac{v^2}{2g} + \frac{P}{\rho g} + y \tag{20}$$

Avec v la vitesse de la particule fluide en $m.s^{-1}$, P la pression du fluide en Pa et y l'altitude en m par rapport à un point de référence. En vertu du théorème de Bernoulli la charge totale H se conserve le long d'une ligne de courant. Le terme faisant intervenir la vitesse de la particule fluide v correspond à l'énergie cinétique, le terme de pression P à l'énergie de pression exercée sur la particule et le terme y à l'énergie potentielle gravitationnelle de cette dernière. A l'échelle de Darcy le terme de l'énergie cinétique peut être négligé dans l'équation de la charge totale devant celui de pression et de pesanteur.

En reprenant l'exemple donné figure 10 et en utilisant les équations 19 et 20 on obtient la relation de Darcy suivante :

$$Q = -\frac{k}{\mu} A \left(\frac{\Delta P}{L} + \frac{\rho g \Delta y}{L} \right) \tag{21}$$

Le signe "-" devant le terme de droite dans l'équation 21 vient du fait que $\Delta H = H_2 - H_1$ est négatif et doit être du même signe que Q pour des raisons de cohérence. En effet l'écoulement d'un fluide se fait du potentiel le plus haut vers le potentiel le plus bas. On définit la vitesse de Darcy U comme le rapport du débit volumique filtrant Q par la surface filtrante A, soit l'équation suivante :

$$U = \frac{Q_v}{A} \tag{22}$$

La vitesse de Darcy ou vitesse superficielle n'a pas de signification physique à proprement parler dans le sens où elle ne prend pas en compte la porosité du milieu mais seulement sa perméabilité. Il s'agit en l'occurrence d'une vitesse filtrante permettant de lier débit et surface traversée. Or on sait que pour une même perméabilité deux milieux peuvent présenter des porosités différentes, entraînant alors des vitesses de circulation plus ou moins élevées. Cette différence vient du fait que la perméabilité n'est pas seulement fonction de la taille des pores mais aussi de la géométrie et du nombre de leurs interconnexions. Le rapport de la vitesse de Darcy U par la porosité Φ du milieu permet d'obtenir la vitesse interstitielle moyenne v_{pore} d'écoulement du fluide au sein du milieu poreux. Elle est par définition supérieure à U.

$$v_{pore} = \frac{U}{\Phi} \tag{23}$$

L'équation 21 décrit l'écoulement à l'échelle de l'expérience entre l'entrée et la sortie d'un milieu poreux homogène et isotrope. On souhaite exprimer la loi de Darcy de manière locale afin de prendre en compte le caractère inhomogène et anisotrope de la majorité des milieux poreux. On défini pour cela un repère cartésien défini par les vecteurs unitaires ($\overline{x_1}$, $\overline{x_2}$, $\overline{x_3}$). Soit dx_i un déplacement unitaire dans la direction x_i avec $i = 1, 2, 3$, on défini alors la forme locale de la loi de Darcy selon l'égalité vectorielle suivante :

$$\overline{U_i} = -\frac{k}{\mu}\left(\frac{dP}{dx_i}\overline{x_i} + \rho g_i \frac{dx_2}{dx_i}\overline{x_i}\right) \qquad i = 1, 2, 3 \tag{24}$$

Cette relation est valable dans un milieu poreux isotrope, k étant ici un scalaire (tenseur d'ordre 0). La gravité est par convention orientée selon $\overline{x_2}$ avec $\overline{g} = (0; -g; 0)_{x_1,x_2,x_3}$. On simplifie en conséquence l'équation 24 menant à l'égalité suivante :

$$\overline{U_i} = -\frac{k}{\mu}\left(\frac{dP}{dx_i}\overline{x_i} - \rho\overline{g}\right) \qquad i = 1, 2, 3 \tag{25}$$

Dans le cas où le milieu est anisotrope la perméabilité $\overline{\overline{k}}$ est un tenseur d'ordre 2 tel que :

$$\overline{\overline{k}} = \begin{pmatrix} k_{x_{11}} & k_{x_{12}} & k_{x_{13}} \\ k_{x_{21}} & k_{x_{22}} & k_{x_{23}} \\ k_{x_{31}} & k_{x_{32}} & k_{x_{33}} \end{pmatrix} \tag{26}$$

Les indices x_{11}, x_{22} et x_{33} correspondent aux trois directions principales $\overline{x_1}$, $\overline{x_2}$ et $\overline{x_3}$. Un milieu isotrope se traduit donc par une matrice diagonale dont les 3 termes $k_{x_{11}}$, $k_{x_{22}}$ et $k_{x_{33}}$ sont égaux.

On obtient alors une forme locale de la loi de Darcy pour un milieu anisotrope présentée ci-après :

$$\overline{U} = -\frac{1}{\mu}\overline{\overline{k}} \cdot \left(\overline{\nabla} P - \rho \overline{g}\right) \tag{27}$$

avec $\overline{\nabla} P$ le gradient de pression exprimé avec l'opérateur nabla défini tel que $\overline{\nabla} = (\frac{d}{dx_1}; \frac{d}{dx_2}; \frac{d}{dx_3})_{x_1,x_2,x_3}$.

2.1.4 Saturation et fraction volumique

Dans le cas d'écoulements de plusieurs phases non miscibles il est nécessaire de quantifier la part qu'occupe chacun des fluides au sein du milieu poreux. Pour cela on défini la saturation d'une phase S_i comme le rapport du volume occupé par la phase V_i par le volume de pore disponible V_{pore} sur la base un échantillon d'un certain volume total de milieu poreux V_t. On à la relation suivante :

$$S_i = \frac{V_i}{V_{pore}} = \frac{V_i}{\Phi V_t} \tag{28}$$

La somme des saturations étant toujours égale à 1, on a dans le cas d'un écoulement biphasique avec une phase gazeuse et une phase liquide l'égalité suivante :

$$S_g + S_w = 1 \tag{29}$$

avec S_g la saturation en gaz et S_w la saturation en liquide. Lorsque l'on vient saturer en liquide un milieu poreux initialement saturé en gaz, ou inversement, on remarque qu'une fraction de la phase présente dans le milieu à l'état initial reste dans ce dernier. Ce sont les saturation résiduelles des différentes phases notées $S_{g,r}$ pour le gaz et $S_{w,r}$ pour le liquide. Elle représentent les fractions irréductibles de chaque phase lorsque l'autre phase est prédominante.

Dans certains modèles on utilise le concept de saturation effective S_e ou saturation réduite, elle est défini ci-après :

$$S_e = \frac{S_w - S_{w,irr}}{1 - S_{w,irr} - S_{g,irr}} \quad sachant \quad Se \in]0,1[\tag{30}$$

Une autre variable peut être utilisée pour définir la quantité de chaque phase, il s'agit de la fraction volumique de la phase i notée ϵ_i aussi appelée teneur en phase i. Elle fait intervenir la fraction de solide ϵ_s, la somme des fraction volumiques vérifiant l'égalité suivante :

$$\epsilon_w + \epsilon_g + \epsilon_s = 1 \tag{31}$$

A la différence de la saturation S_i, la fraction volumique ϵ_i se base sur le volume totale V_t et non le volume de pore V_{pore} d'un échantillon. La fraction volumique est liée à la saturation via la relation suivante :

$$\epsilon_i = \Phi S_i \tag{32}$$

En utilisant les équations 29, 31 et 32 on peut alors exprimer la fraction volumique de solide ϵ_s en fonction de la porosité selon la relation donnée ci après :

$$\epsilon_s = 1 - \Phi \tag{33}$$

2.1.5 Perméabilité relative et loi de Darcy biphasique

Lors de l'écoulement de plusieurs fluides non miscibles dans un milieu poreux la notion de perméabilité relative k_{ri} de chaque phase i vient s'ajouter à celle de la perméabilité intrinsèque k du milieu poreux. Elle correspond à la capacité d'un fluide à se déplacer dans un milieu poreux lorsque qu'un ou plusieurs autres fluides occupent une partie des pores de ce dernier. Par définition la perméabilité relative k_{ri} d'un fluide est définie dans l'intervalle ouvert $]0, k_{ri,max}[$ avec $k_{ri,max}$ la perméabilité relative maximale atteignable pour la phase i.

De nombreuses hypothèses ont été faites dans un premier temps pour définir la manière dont s'écoule ces deux fluides, notamment dans le cas d'un couple de fluides mouillant et non-mouillant notés n et nm, respectivement. Premièrement, il est assumé que chacun des deux fluides forme ses propres canaux d'écoulement tout en se partageant le volume de pore disponible. Dans le cas de fluides mouillant et non-mouillant, à mesure que S_{nm} diminue, les canaux formés par le fluide non-mouillant tendent à la rupture jusqu'à ce qu'il ne reste que des régions isolées où la phase non-mouillante est immobilisée à sa saturation résiduelle $S_{nm,irr}$. Inversement,

il en est de même pour la phase mouillante à mesure que S_m diminue. En gardant à l'esprit le raisonnement précèdent, il est donc naturel de considérer la perméabilité relative comme une unique fonction de la saturation. On retrouve souvent dans la littérature la notion de perméabilité effective avec laquelle on définit, à l'aide l'expression de Darcy monophasique, l'écoulement de chacune des phases. Les équations données ci-après présentent le cas d'un couple liquide/gaz comme phases mouillante et non-mouillante, respectivement :

$$\begin{cases} Q_w = -\frac{k_w}{\mu_w}\nabla P_w & ; \quad k_w = k k_{rw} \\ Q_g = -\frac{k_g}{\mu_g}\nabla P_g & ; \quad k_g = k k_{rg} \end{cases} \tag{34}$$

Avec k_w et k_g les perméabilités effectives de la phase liquide et de la phase gazeuse en m^2, respectivement. Les débits volumiques Q_w et Q_g des deux phases sont exprimées à l'aide des gradients de pressions du liquide ∇P_w et du gaz ∇P_g, respectivement. La perméabilité effective k_i correspond au produit $k \times k_{ri}$, elle permet de prendre en compte d'une part les caractéristiques propres au milieu poreux au travers de la variable k et d'autre part des saturations respectives de chacune des phases au travers des variables k_{ri}. La forme locale de l'expression de Darcy appliquée à la phase i dans le cas d'un écoulement biphasique et anisotrope est donnée ci-après :

$$\overline{U_i} = -\frac{k_{ri}}{\mu_i}\overline{\overline{k}} \cdot \left(\overline{\nabla} P_i - \rho_i \overline{g}\right) \tag{35}$$

On note dans l'équation 35 que k_{ri} se présente sous la forme d'un scalaire, à la différence de k qui est un tenseur d'ordre 2 pour prendre en compte l'anisotropie d'un milieu. On considère ici que les perméabilités relatives sont isotropes par nature et qu'il n'existe pas de direction privilégiée pour l'écoulement due aux niveaux de saturations. Dans le cas d'un couple gaz/liquide, la perméabilité relative au gaz k_{rg} est une fonction de la saturation en gaz S_g et la perméabilité relative au liquide k_{rw} est une fonction de la saturation en liquide S_w. En utilisant l'équation 29 sur l'égalité des saturations, il est possible de définir les différentes perméabilités relatives à partir d'une seule, en l'occurrence celle du liquide. On note ici qu'il est commun dans la littérature d'utiliser la phase mouillante comme référence. Par définition les deux fluides sont en mouvement dans le milieu poreux lorsque la saturation de la phase liquide S_w est telle que $S_{w,irr} < S_w < 1 - S_{g,irr}$. Il est souvent fait état de la différence entre les $k_{ri,max}$ des phases mouillantes (liquide) et non mouillantes (gaz) avec une valeur souvent proche de 1 pour la phase gazeuse et plus basse pour la phase liquide. La figure 11 présente les courbes types des perméabilités relatives d'un couple liquide/gaz en fonc-

tion de la saturation S_w pour deux types de milieux poreux. Le premier milieu, peu perméable, correspond à du grès de Boise et noté Sandstone tandis que le deuxième milieu, plus perméable, à du sable et noté sand (composé de silice à hauteur de 99%).

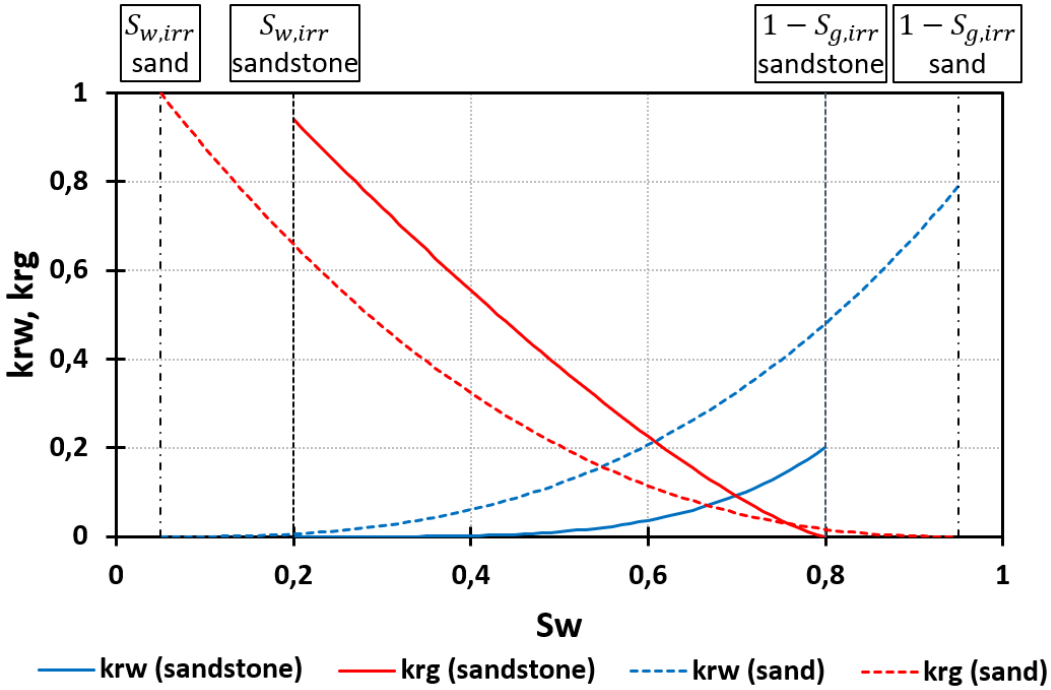

FIGURE 11 – Courbes types des perméabilités relatives d'un couple liquide/gaz en fonction de la saturation de la phase liquide. Deux types de sols sont ici présentés, un sol sableux (sand) correspondant aux traits pointillés colorés et un grès (sandstone) correspondant aux traits continu colorés. Les saturations résiduelles de chacun des fluides pour les deux types de sol sont indiquées par des encadrés noirs. Ces courbes ont été réalisées à l'aide d'un modèle de Brooks and Corey et des données provenant de la littérature [13].

Les deux jeux de courbes montrent les différences de comportement selon la perméabilité k du milieu poreux. Le sable non consolidé présente en moyenne de plus gros pores et de multiples connections entre ces derniers menant à cette différence de perméabilité (rapport 10^3 entre les deux milieux). Les deux milieux présentent des porosités légèrement différentes avec $\Phi = 0.25$ pour le grès et $\Phi = 0.3$ pour le sable, on note un écart d'environ 15%. L'effet de la présence de gaz à saturation résiduelle sur la perméabilité relative du liquide est net pour les deux types de sols avec un effet bien plus prononcé pour le grès. Ces courbes sont obtenues après de multiples étapes de drainage et d'imbibition pour palier à l'effet d'hystérésis provenant de l'historique des saturations des milieux. En d'autres termes les saturations résiduelles de chacun des deux fluides sont égales à leur maximum, le milieux n'étant pas vierge de l'une des deux phases.

Il semble néanmoins que l'approximation selon laquelle les deux fluides forment leurs propres canaux d'écoulement est contestée dès lors que la

différence de mouillabilité des deux fluides est conséquente. En d'autres termes, la perméabilité relative n'est sans doute pas une simple fonction de la saturation mais est sensible à d'autres paramètres. Il a été montré que le fluide mouillant adhère préférentiellement à la parois de manière à ce que le fluide non-mouillant ne soit pas ou très peu en contact avec cette dernière. On obtient alors un écoulement formé d'une phase mouillante entourant la phase non-mouillante qui est parfois interprété comme un écoulement concentrique de type Poiseuille. De plus au niveau du seuil de pore, la section de passage diminuant, l'interaction entre les fluides est favorisée au travers de leur rapport de viscosité μ_n/μ_{nm}. Dans le cas particulier d'un écoulement eau/huile on peut même observer l'effet de lubrification de la parois à l'eau permettant à l'huile de mieux s'écouler que lorsqu'elle remplie la totalité du volume de pore [8]. Néanmoins, les nombreux résultats expérimentaux indiquent que l'approximation selon laquelle la perméabilité relative serait une unique fonction de la saturation reste très satisfaisante pour les applications physiques pratiques. Il reste toutefois difficile de réaliser le transfert entre les phénomènes observés à l'échelle du pore et les expressions empiriques des perméabilités relatives à l'échelle de Darcy présentées précédemment.

2.1.6 Pression capillaire et type de fluide

La pression capillaire P_c, correspondant à la discontinuité de pression de part et d'autre d'une interface entre deux fluides non miscibles, a un rôle prépondérant sur le comportement des fluides au sein d'un milieu poreux. Dans cette partie, nous nous concentrons sur le cas d'un couple de fluides mouillant et non-mouillant avec une interface liquide/gaz. La courbure de cette interface va directement influer sur la propension d'une phase à pénétrer les interstices d'un milieu poreux.

Comme observé lors de l'expérience de la remontée capillaire, lorsqu'un fluide mouillant est mis en contact avec un milieu poreux saturé en phase non-mouillante un phénomène de succion attire le fluide en son sein. Inversement, lorsque le milieu poreux est saturé en phase mouillante, la phase non-mouillante à ses frontières ne pénètre pas le milieu. Si l'on augmente la pression à l'extérieur pour y faire pénétrer la phase non-mouillante, on observe qu'une certaine pression est requise avant de commencer à observer l'avancée de l'interface. Le différentiel de pression juste avant la mise en mouvement de l'interface correspond alors à la pression capillaire d'entrée. La pression capillaire est en soit la mesure de la tendance d'un milieu poreux à aspirer/retenir la phase mouillante ou à repousser la phase non-mouillante.

Comme expliqué précédemment, la pression capillaire peut être exprimée en fonction de la tension superficielle σ et des rayons de courbures de l'interface. Dans la nature, la géométrie des milieux poreux est très complexe et irrégulière et une description analytique parait extrêmement difficile au delà de l'échelle du pore. Dans les modèles actuels et à des échelles plus grandes que celle du pore les géométries sont simplifiées (tubes capillaires, empilement de sphères...) et certaines relations entre saturation et pression capillaire peuvent être déduites. Cependant aucun modèle de ce type n'est en mesure de décrire ce que l'on observe avec un milieu poreux naturel, seules les expérimentations en laboratoire permettent de générer des courbes $P_c = f(S_w)$ suffisamment représentatives. [65] propose une approche semi-empirique basée sur l'analyse dimensionnelle de différents milieux non consolidés fait de sable, vient alors la relation appelée fonction J de Leverett :

$$J(S_w) = \left(\frac{P_c(S_w)}{\sigma \cos\theta}\right)\sqrt{\frac{k}{\Phi}} \tag{36}$$

Leverett obtient ainsi à l'aide de l'équation 36 une courbe commune permettant de lier pression capillaire et saturation locale pour un milieu poreux non consolidé. La méthode a été étendue et d'autres courbes ont été déterminées pour différents types de formation. Par la suite Brooks et Corey, [15] ont montré qu'il était possible de représenter par une droite l'expression $P_c = f(S_e)$ sur un graphe log-log avec S_e la saturation effective donnée équation 30. Ils en ont déduit une expression de la pression capillaire en fonction de la saturation en utilisant seulement deux paramètres, λ et $P_{c,b}$. Ces deux paramètres sont des constantes liées au milieu poreux étudié ce qui est très utile dans les modèles appliqués aux milieux non consolidés. La figure 12 donne la courbe caractéristique de la fonction J de Leverett obtenue pour des milieux non consolidés.

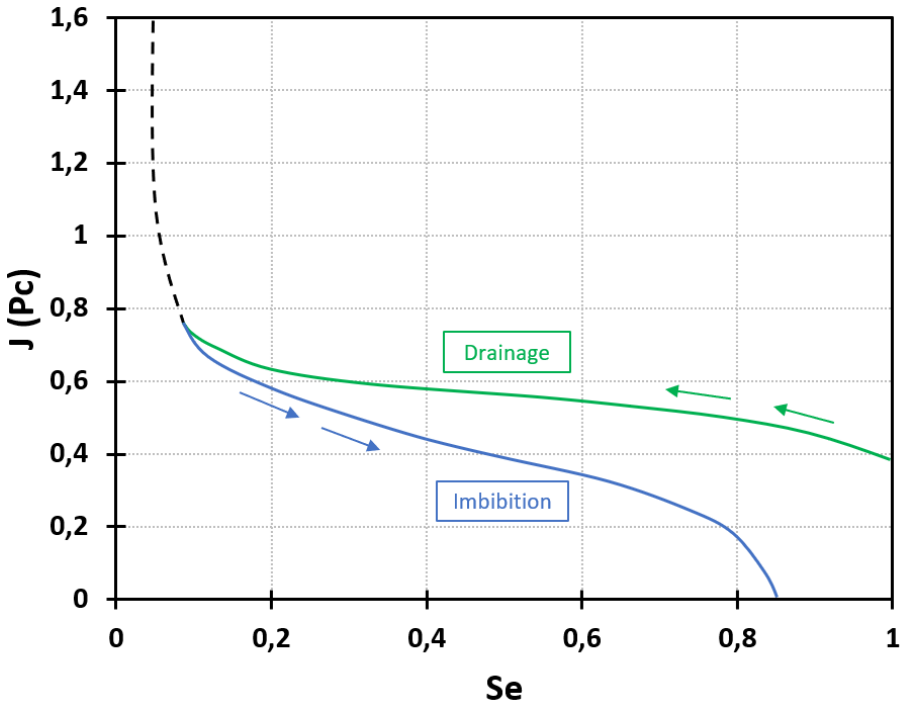

FIGURE 12 – Courbe type de la fonction J de leverett pour un couple liquide/gaz en fonction de la saturation de la phase liquide.

On y voit une différence en fonction du type de fluide déplacé, ce qui impacte directement la valeur de la pression capillaire résultante au travers de la fonction J. Cet effet d'hystérésis s'explique par ce que l'on nomme l'angle d'avancement formé par la phase mouillante. En effet lorsque le gaz pousse le liquide, on a un angle de contact $\theta_{drainage}$ plus petit que $\theta_{imbibition}$, lorsque le liquide pousse le gaz. Cette différence d'angle vient de l'orientation de base de l'interface liquide/gaz et de la déformée appliquée à cette dernière lors de l'avancement de l'une des deux phases. Cet effet est communément appelé "rain drop effect" dans la littérature. La géométrie des pores peut aussi causer de l'hystérésis via l'effet "goulot d'étranglement" correspondant à de larges pores connectés par de petites connexions.

2.2 Caractéristiques de la mousse en milieu poreux

2.2.1 Résistance à l'écoulement

Lorsque de la mousse se déplace dans un milieu poreux elle est contrainte par la géométrie des pores de ce dernier. La phase liquide est continue et tapisse les parois des pores tandis que la phase gazeuse, sous forme de bulles séparées par des films liquides, occupe les pores en volume. La surface de ces films liquides ou lamelles est donc fortement dépendante de la section du pore où elle se situe. Dans un premier temps on considère que la taille des bulles de gaz est du même ordre de grandeur que la taille des pores, le schéma suivant illustre la mise en mouvement d'une lamelle dans un pore :

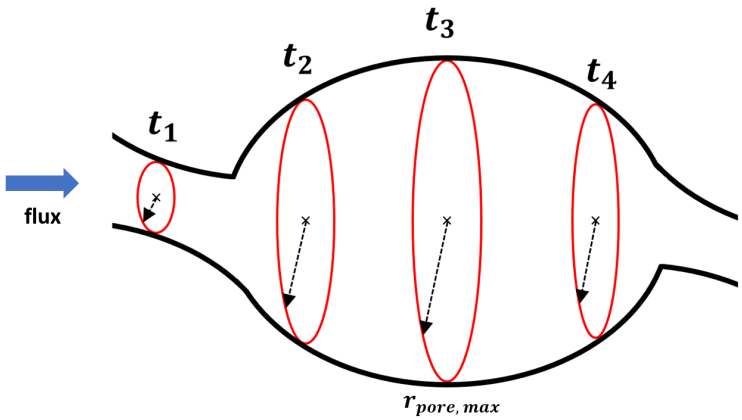

FIGURE 13 – Illustration des conditions d'avancées d'une lamelle dans un pore à différents temps du déplacement. La lamelle apparaît en rouge sur la figure, annotée des différents temps t_1 à t_4.

La lamelle à la position initiale correspondant à t_1 (figure 13) subit une contrainte de pression par l'avancée des fluides indiquée par une flèche bleu. Pour entrer dans le pore tout en conservant le contact avec les parois il apparaît que la surface de la lamelle augmente [98, 35]. Or comme montré lors de l'expérience de la paroi mobile figure 3, une augmentation de la surface d'une interface est accompagnée d'une augmentation de la tension superficielle appliquée à cette dernière. Cette augmentation de la tension superficielle s'oppose au déplacement de la lamelle, entraînant une résistance à l'avancée des poches de gaz en amont (de t_1 à t_3). Au temps t_3 le rayon du pore diminue entraînant alors une baisse de la surface des lamelles. L'énergie potentielle auparavant absorbée par l'interface sous forme de tension superficielle est alors en partie retransmise à la phase gazeuse en aval, dans le sens de l'écoulement (t_4).

Dans leur papier, [42] montrent que la pression minimale ΔP_{min} requise pour mettre en mouvement une lamelle du seuil de pore au volume du

pore diminue lorsque la perméabilité k du milieu poreux augmente. On en déduit qu'une lamelle sera plus facilement mobilisable dans de larges pores ou connexions où la pression capillaire est plus faible. Comme montré par [19, 100], le ΔP_{min} requis pour mobiliser une lamelle initialement à l'équilibre est inversement proportionnel au rayon de courbure moyen de l'interface pour une tension superficielle donnée (couple de fluides), soit la relation suivante :

$$\Delta P_{min} \sim \frac{4\sigma}{r} \tag{37}$$

avec r le rayon d'une bulle sphérique. La figure 14 présente le cas simplifié de la mobilisation d'une lamelle dans un canal droit représentant un pore. Lorsque la lamelle est soumise au minimum de pression ΔP_{min} ses interfaces sont déformées (en rouge figure 14) mais cette dernière reste immobile. En amont le fluide non mouillant pousse le fluide mouillant et inversement en aval, donnant ces courbures caractéristiques aux interfaces lors du déplacement de la lamelle.

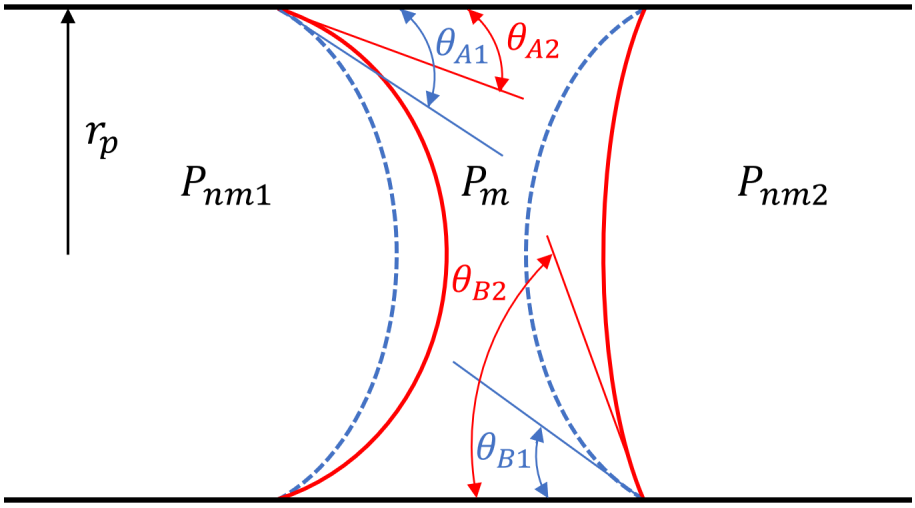

FIGURE 14 – Cas simplifié de mobilisation d'une lamelle dans un pore. Les deux interfaces A et B composant la lamelle sont représentées au repos par des traits bleus discontinus munies angles de contacts θ_{A1} et θ_{B1}. Juste avant la mise en mouvement de la lamelle, les deux interfaces A et B sont représentées en rouges munies des angles de contact θ_{A2} et θ_{B2}. La contrainte de pression est imposée par la gauche.

Au repos on considère $P_{nm1} = P_{nm2}$ à la pression atmosphérique. ΔP_{min} correspond à la différence de pression positive $P_{nm1} - P_{nm2}$ juste avant l'avancée de la lamelle. Par convention le rayon de courbure de l'interface en amont (P_{nm1}) est pris positif, à l'inverse, celui de l'interface en aval (P_{nm2}) est pris négatif. La pression en aval P_{nm2} reste constante dans cet exemple. Lorsque la lamelle est soumise à ΔP_{min} on détermine les équations suivantes pour chaque interface A et B :

$$\begin{cases} P_{nm1} - P_m = \frac{2\sigma}{r_p} \cos\theta_{A2} \\ P_{nm2} - P_m = -\frac{2\sigma}{r_p} \cos\theta_{B2} \end{cases} \tag{38}$$

De ces deux équations se dégage l'expression du différentiel de pression $P_{nm1} - P_{nm2}$ appliqué à l'interface avant la mise en mouvement et correspondant à la valeur du ΔP_{min} de mobilisation de la lamelle. On a :

$$\Delta P_{min} = P_{nm1} - P_{nm2} = \frac{2\sigma}{r_p}(\cos\theta_{A2} + \cos\theta_{B2}) \tag{39}$$

En simplifiant la relation 39 au cas d'interfaces sphériques comme fait par [100], on retrouve l'équivalence donnée équation 37. Concrètement, le devenir d'une lamelle lors de son avancée dans un milieu poreux est très sensible à la variabilité des tailles de pores et de leur connexion ainsi qu'aux propriétés qui se dégagent de l'interaction entre les phases liquide et gazeuse (mouillabilité, miscibilité, pression de disjonction, diffusion etc...).

On parle de résistance à l'écoulement dans le cas d'une mousse car l'on observe une grande différence de réponse en pression dans le cas d'une injection d'un mélange liquide/gaz avec et sans tensioactif. De fait en l'absence de tensioactif, la pression de disjonction est dominée par les interactions attractives de van der Walls qui rendent les lamelles instables. On observe alors la coalescence rapide des bulles de gaz donnant une grande mobilité à la phase gazeuse dans le milieu poreux. Lors de l'ajout de tensioactif, la pression de disjonction devient suffisamment élevée pour maintenir une épaisseur de lamelle malgré l'augmentation de la pression capillaire, prévenant la coalescence des bulles de gaz qui vont alors voir leur mobilité être fortement diminuée. La réponse en pression lors de l'injection avec des molécules de tensioactif est alors bien plus conséquente [7], notamment due à l'énergie supplémentaire requise pour déplacer les lamelles (sans rupture). Cette réponse en pression est d'autant plus importante selon le nombre de lamelles à déplacer, vient alors la notion de densité des lamelles. Un facteur de résistance, noté RF dans la littérature est défini ci-après pour caractériser cette résistance à l'écoulement :

$$RF = \left.\frac{\nabla P_{foam}}{\nabla P_{eau}}\right|_{Q=constant} \tag{40}$$

Avec ∇P_{foam} et ∇P_{eau} les gradients de pression obtenus avec de la mousse et avec de l'eau, respectivement. Les deux gradients de pression utilisés sont obtenus pour les mêmes débits totaux d'injection. Une autre approche présentée par [73, 1] et nommée facteur de réduction de mobilité (MRF) est aussi utilisée pour qualifier l'augmentation de la réponse en

pression due à la présence de mousse. Le MRF, à la différence du RF, compare des mélanges liquide/gaz dans des proportions et à des débits totaux identiques avec et sans tensioactif, soit la relation suivante :

$$MRF = \left. \frac{\nabla P_{foam}}{\nabla P_{no\ foam}} \right|_{Q=constant,\ f_g=constant} \tag{41}$$

Avec ∇P_{foam} et $\nabla P_{no\ foam}$ les gradients de pression obtenus avec et sans tensioactif, respectivement. Ces deux approches bien que similaires dégagent des informations différentes. Le RF par exemple peut être utilisé pour estimer avec quelle efficacité la mousse va pouvoir déplacer l'eau. En effet un grand RF assure un front d'avancée de mousse stable et plan dans le cas d'une injection en milieu saturé. Dans le cas d'un faible RF, le front d'avancée de la mousse ne sera pas stable car les gradient de pression nécessaires à l'avancée des deux phases (mousse/liquide ici) sont trop proches. Lors de son avancée la mousse ne va pas entièrement dégager l'eau et ce de manière non homogène au niveau du front, on peut alors observer le phénomène de "viscous fingering". Ce phénomène de balayage inefficace correspond au by-pass d'une partie du fluide initialement présent dans le milieu par celui qui est injecté. A grande échelle des régions entières peuvent alors rester isolées et ne jamais être "traitées". Ce problème est très connu dans le domaine de la récupération assistée du pétrole où lorsque de l'eau, moins visqueuse, pousse de l'huile, plus visqueuse. C'est principalement ce phénomène qui a conduit à l'utilisation de mousse pour l'EOR. Le MRF quant à lui caractérise la différence entre deux écoulements liquide/gaz identiques avec et sans présence de tensioactif et va plutôt être utilisé lors d'expériences de mobilisation de polluants, souvent proche de leur saturation résiduelle ou isolés. Comme montré par [73] lors de leurs expériences, une forte récupération d'huile est accompagnée d'un grand MRF se traduisant par un gradient de pression suffisant pour venir mobiliser les portions de polluant les moins accessibles. On note ici qu'en l'état, les paramètres RF et MRF sont difficilement comparables d'un milieu poreux à un autre car les gradients de pressions en correspondance avec la mobilisation sont intimement liés au type de milieu et à ses géométries. Cependant pour un type de milieu et de polluant en particulier, il est possible d'estimer des valeurs de RF et MRF garantissant des fronts de mousse stables d'une part et un certain taux de mobilisation du polluant d'autre part.

La notion de densité de lamelles est reliée à la valeur du gradient de pression ∇P_{foam} obtenu dans le sens où les lamelles, de part leur nombre, vont augmenter l'énergie requise au déplacement d'un même volume de mousse. Une viscosité apparente de la mousse est parfois calculée en utilisant la

viscosité dynamique de l'eau comme référence, soit l'équation suivante :

$$\mu_{app} = \mu_w \left. \frac{\nabla P_{foam}}{\nabla P_{eau}} \right|_{Q=constant} \tag{42}$$

Avec μ_{app} la viscosité apparente de la mousse pour un débit injecté et une qualité de mousse donnée et μ_w la viscosité dynamique de l'eau. Une autre approche, plus utilisée dans la littérature [13, 112, 73, 70], consiste à définir une viscosité apparente à partir de la relation suivante :

$$\mu_{app} = \frac{k \nabla P_{foam}}{U_t} \tag{43}$$

Avec k la perméabilité intrinsèque du milieu et U_t la vitesse superficielle totale ou vitesse de Darcy. L'équation 43 normalise la réponse en pression par la perméabilité du milieu et la vitesse superficielle totale de l'écoulement. Sur la base de cette relation, l'augmentation de la vitesse superficielle totale pour un même gradient de pression traduit une baisse de la viscosité apparente au sens d'un comportement non-newtonien souvent attribué à la mousse [37].

Comme montré figure 17 la taille des bulles peut varier pour une même qualité de mousse injectée. Selon Pang [89] la taille des bulles pour une qualité donnée dépend de la perméabilité k du milieu et du débit d'injection total Q_t, ramené à la vitesse superficielle totale U_t. Pour une qualité fixée Osei et al. [86] ont montré qu'une mousse composée de petites bulles était plus visqueuse, en accord avec la relation entre la taille de bulle et la valeur de la tension de déformation. En effet, comme présenté plus haut avec la loi de Laplace, le différentiel de pression et donc la tension appliquée à la lamelle augmente lorsque le rayon de la bulle diminue. De fait la viscoélasticité interfaciale des lamelles, soit leur capacité à se déformer sous une contrainte ponctuelle avant de reprendre leur forme originelle, diminue avec la taille des bulles. Les lamelles étant déjà contraintes, elles peuvent difficilement se déformer d'avantage, augmentant la viscosité de l'ensemble lors de l'écoulement des bulles dans le pore.

2.2.2 Mécanismes de formation et de destruction des lamelles, méthodes d'injection

L'écoulement de la mousse au sein d'un milieu poreux est rythmé par une dynamique de création et de destruction des lamelles. La viscosité apparente de la mousse dépend directement de la concurrence entre ces différents mécanismes lorsque la mousse évolue loin du point d'injection, dans le milieu poreux. On distingue différents mécanismes de création de lamelle présentés ci-après.

Le mécanisme de snap-off est reconnu comme étant le phénomène prédominant de la génération de mousse au sein d'un milieu poreux [58, 59]. Il s'agit de la formation d'une lamelle lors du passage de fluides au voisinage du seuil de pore sous diverses conditions. Il est caractérisé par l'accumulation de liquide au voisinage du seuil de pore, due aux gradients selon la composante axiale de la courbure de l'interface liquide/gaz. Lorsque qu'une certaine quantité de liquide s'est accumulée, une lentille de liquide vient obturer le seuil de pore avant d'être poussée et drainée en entrant dans le volume du pore. Si les conditions de stabilité entre pression capillaire et pression de disjonction sont réunies une lamelle fine et stable émerge et peut être mobilisée. Lorsque une bulle de gaz envahit un pore auparavant rempli de liquide, une portion de ce dernier peut alors être drainée en amont, vers le seuil de pore causant un snap-off et nommé snap-off de Roof [95]. La figure 15 présente le cas particulier du snap-off de Roof. Lorsque que le volume de pore est rempli de gaz, le passage des lamelles font varier la pression capillaire locale au voisinage du seuil de pore de par leur simple déplacement et déformations. La pression capillaire locale doit alors correspondre à la moitié de la valeur de la pression capillaire d'entrée du seuil de pore pour générer un snap-off [101, 99]. Ce phénomène est en mesure de générer des bulles plus petites que la taille du pore.

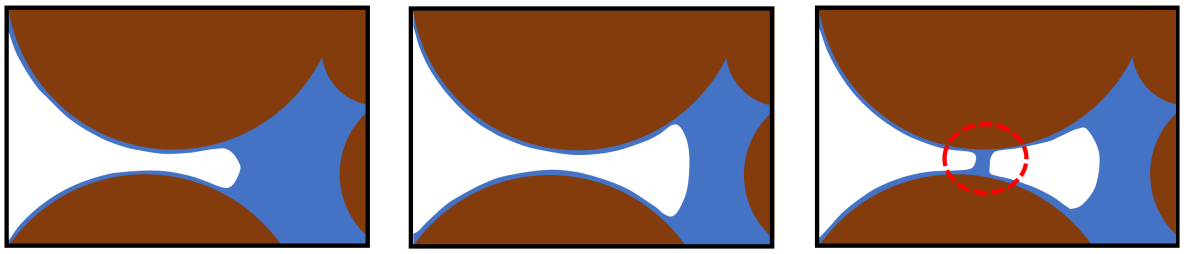

FIGURE 15 – Illustration du mécanisme de snap-off. La phase gazeuse est représentée en blanc, la phase liquide en bleu et le solide composant le milieu poreux en marron. Les 3 images, lues de gauche à droite montrent la dynamique du processus avec l'apparition d'une lamelle entourée en rouge sur la dernière image. Ces dessins sont inspirés du papier de [2].

Le phénomène de division de lamelle présenté figure 16 est observé lorsque qu'une lamelle en mouvement se dissocie en au moins deux lamelles distinctes lors de son interaction avec la géométrie du milieu poreux. Lorsque l'une après l'autre, une succession de lamelles sont injectées, [19] montrent qu'elles peuvent laisser derrière elles de nombreuses lamelles dans un réseaux de pores initialement exempt de lamelles. De plus à mesure que le nombre de lamelle injectée croit le nombre de lamelles potentiellement mobilisables augmente menant à nombre de lamelle en sortie du réseaux excédentaire. En d'autres termes le ratio du nombre de lamelles injectées sur nombre de lamelles en sortie est inférieur à l'unité. Ce mécanisme de création de lamelle n'est pas en mesure de créer des bulles plus petite que la taille du pore.

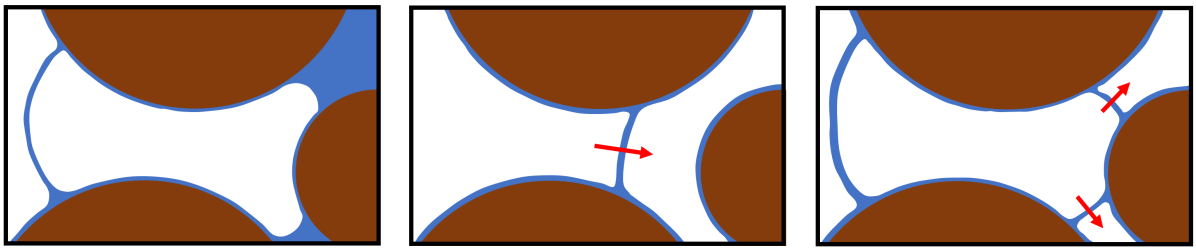

FIGURE 16 – Illustration du mécanisme de division de lamelle. La phase gazeuse est représentée en blanc, la phase liquide en bleu et le solide composant le milieu poreux en marron. Les 3 images, lues de gauche à droite montrent la dynamique du processus avec l'avancée de la lamelle puis sa division en deux lamelles distinctes. Ces dessins sont inspirés du papier de [2]

La stabilisation de lamelle ou leave-behind est un phénomène moins mis en avant dans la littérature car il n'explique pas la dynamique de création et de destruction de mousse lors d'un écoulement en régime permanent. Il est observé si et seulement si les pores sont au préalable saturés en phase liquide soit au moment où la mousse passe pour la première fois. Lors de ce moment particulier, si des bulles envahissent des pores adjacents sans passer par leur seuil en commun, une lamelle stable peut alors se former au niveau de ce seuil. Le plus souvent, de part leur mécanique de création ces lamelles sont orientée parallèlement à la direction de l'écoulement de mousse si bien qu'elles ne participent que peu à la résistance à l'écoulement de la phase gazeuse [40].

Le nombre capillaire noté N_{ca} est une grandeur adimensionnelle de la mécanique des fluides couramment utilisée pour caractériser les écoulements en milieux poreux. Il correspond au rapport des forces visqueuses sur les forces capillaires. L'expression classique du nombre capillaire est donnée ci après :

$$N_{ca} = \frac{v\mu}{\sigma} \tag{44}$$

avec v la vitesse d'écoulement, confondue avec U_t dans ce manuscrit et μ la viscosité dynamique du fluide considéré. Certains auteurs ajoutent en facteur le cosinus de l'angle de contact $\cos\theta$ au dénominateur dans l'équation 44. En se basant sur l'équation 44 et sur l'expression 43 de la viscosité apparente de la mousse μ_{app} [26] le nombre capillaire est définit par :

$$N_{ca} = \frac{\Delta P}{\sigma}\sqrt{\frac{k}{\Phi}} \tag{45}$$

Pour conserver le caractère adimensionnel du nombre capillaire, le rapport k/L est changé en $\sqrt{k/\Phi}$. Dans leurs travaux Dicksen et al. [26] ont montré que pour des perméabilités allant de 8×10^{-12} m^2 à 2×10^{-10} m^2 de la mousse était générée à partir de $N_{ca} = 2$ dans des colonnes de milieu poreux allant de 0.3 m à 2 m de longueur. En utilisant l'expression du nombre capillaire précédente l'équation 46 permet d'estimer un gradient de pression minimum à imposer sur une certaine longueur de milieu pour avoir génération de mousse in-situ.

$$\nabla P_{min} = \frac{2\sigma}{L}\sqrt{\frac{\Phi}{k}} \tag{46}$$

Avec L la longueur de milieu poreux sur laquelle on souhaite générer de la mousse [26]. Le nombre capillaire dans ce cas permet d'estimer grossièrement les conditions de génération de mousse in-situ pour un milieu donné à l'échelle de Darcy. Loin du point d'injection, il est communément admis que la géométrie du milieu poreux définit en grande partie la texture de la mousse, en lien avec les flux de liquide et de gaz. Selon la valeur du nombre capillaire au lointain et celle connue comme étant la limite de génération, il est possible d'estimer la distance sur laquelle une mousse injectée génère de nouvelles lamelles. Cependant le nombre capillaire ne prend pas en compte la qualité de la mousse injectée et son devenir dans le milieu poreux or cette dernière à une influence sur les mécanismes de formation et de destruction des lamelles. En prenant l'exemple d'un cas extrême, un fort gradient de pression imposé sans injection de liquide ne va pas générer de lamelles sur le long terme.

En parallèle des mécanismes de destruction des lamelles ont lieu comme le drainage, la coalescence ou le mûrissement présentés plus haut. Cependant au sein d'un milieu poreux la pression capillaire joue un rôle crucial

sur le devenir des lamelles. Lorsque cette dernière s'approche de la pression de disjonction limite, les lamelles deviennent instables et cassent. On parle alors de pression capillaire limite, notée P_c^* dans la littérature. Selon Khatib et al. [53] lors d'un écoulement de mousse, si on augmente la proportion de gaz (la qualité de la mousse f_g) injectée la pression capillaire va augmenter jusqu'à une valeur limite. Dès lors c'est la texture de la mousse qui change lorsque l'on augmente la qualité injectée avec une texture plus grossière alors que la pression capillaire reste égale à sa valeur limite. Le changement de texture avec l'augmentation de la taille des bulles permet alors d'éviter que la pression capillaire ne dépasse la valeur limite. La figure 17 présente le concept de la pression capillaire limite P_c^* à gauche et son interprétation lors d'un écoulement de mousse à droite. Selon Farajzadeh et al. [37] un modèle de mousse de type Local Equilibrium devrait dans le sens des S_w décroissants suivre l'une des courbes colorées jusqu'à S_w^* où la mousse, tout en restant à S_w^* change de texture en remontant la droite discontinue en bleu avant de suivre la courbe rouge pour de plus faibles valeurs de S_w. La droite discontinue en bleu caractérise le régime de coalescence avec la réduction du nombre de lamelles et l'augmentation de la taille des bulles à la valeur limite P_c^*.

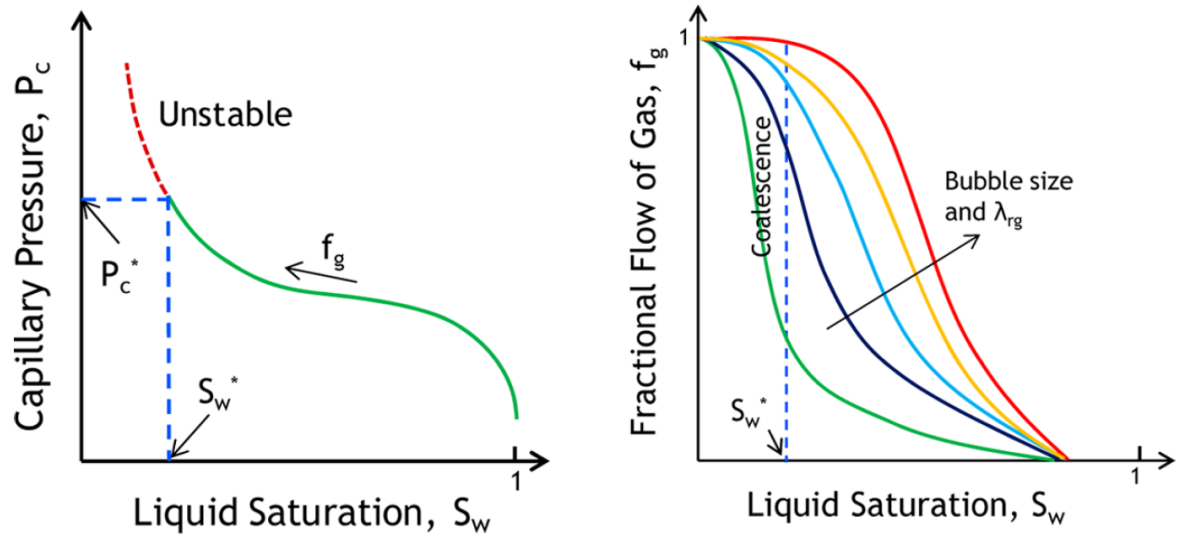

FIGURE 17 – Concept de pression capillaire limite P_c^* appliquée à la mousse. Cette figure provient de l'article de Farajzadeh et al. [37]. A gauche le lien entre pression capillaire limite et saturation avec le point $P_c^*(S_w^*)$, à droite la qualité de mousse en lien avec la saturation selon la taille des bulles.

Dans leur papiers, Khatib et al. [53] mettent en avant la dépendance de la valeur de cette pression capillaire limite avec le type de tensioactif utilisé et sa concentration ainsi que des électrolytes en présence. Il est rapporté par la suite par ces mêmes auteurs et Farajzadeh et al. [37] que la valeur de la pression capillaire limite est une fonction décroissante de la perméabilité

ainsi que de la vitesse superficielle du gaz.

La mousse peut être injectée de différentes manières dans un milieu poreux, chacune de ces techniques est plus ou moins avantageuse selon le type de milieu rencontré. La première technique appelée co-injection consiste en l'injection des phases liquide et gazeuse sans pré-mélange. Dans la plupart des cas les fluides se rencontrent peu avant de pénétrer le milieu. La mousse est alors formée in-situ lors de l'avancée des fluides via les phénomènes de génération de lamelles présentés ci-dessus. Afin de contrôler la qualité de mousse injectée, soit la proportion liquide/gaz, ainsi que le débit total injecté, il est plus facile d'utiliser un tuyau de faible diamètre. Lorsque le diamètre du tuyau d'injection est assez faible les phases ne s'écoulent pas indépendamment l'une de l'autre à cause des forces capillaires. Les fluides pénètrent alors le milieu par alternance de paquets de liquide et de gaz dont les tailles sont proportionnelles aux quantités injectées. Si le diamètre du tuyau est trop élevé les phases restent séparées et le contrôle de l'injection n'est pas garanti au niveau de l'entrée dans le milieu. Les quantités potentiellement injectables sont donc limitées ce qui n'en fait pas un candidat idéal pour une application directe à l'échelle d'un terrain. Elle est souvent réservée aux injections en laboratoire comme les injections en colonne afin de reproduire l'évolution de la mousse dans un type de milieu loin du point d'injection. En effet son avantage est de générer in-situ la mousse, on l'utilise donc pour estimer le comportement de la mousse dans un milieu en fonction des conditions aux limites imposées en entrée et sortie d'une colonne. On impose souvent en entrée des débits liquide et gaz fixes (f_g et U_t) et en sortie une pression fixe (pression atmosphérique ou supérieure). On sait que lors de ces expériences une certaine distance de milieu poreux est nécessaire avant que la mousse n'ai le temps de se former lors de sont écoulement.

La technique de la pré-génération, en opposition à la première consiste au pré-mélange du liquide et du gaz avant leur injection dans le milieu. Un milieu poreux artificiel [68] comme un fritté ou un lit de billes peut être placé en amont du milieu poreux afin de l'utiliser comme générateur de mousse. Parfois un échantillon du milieu testé [88] est placé en amont pour bénéficier des mêmes caractéristiques géométriques entre générateur et milieu testé. Il s'agit en soit le plus souvent d'une co-injection de fluides dans un premier milieu tampon. Lorsque le régime permanent est atteint dans le premier milieu, la texture de la mousse obtenue en sortie est homogène, fonction des quantités injectées et du milieu générateur. La mousse peut donc être injectée avec des tuyaux au diamètre plus large sur une certaine

distance avant de se dégrader. Lors d'une application à l'échelle terrain la co-injection se fait le plus proche possible du milieu générateur afin de favoriser le mélange dès l'entrée. La pré-génération offre une résistance à l'écoulement beaucoup plus grande que la co-injection à proximité du lieu d'injection pour un même débit et une même qualité injectée. De fait la mousse injectée étant déjà formée, il y a plus de lamelles dès l'entrée du milieu. Loin du point d'injection il est admis que le comportement de la mousse est indépendant de la technique utilisée car la mousse s'adapte au milieu poreux. L'effet de la pré-génération est donc limité au voisinage de la zone d'injection. Il peut être plus compliqué d'injecter de la mousse pré-générée car sa résistance à l'écoulement est plus forte. Cependant cette caractéristique est très utilisée dans le cas de milieux très perméables où la génération de lamelles est limitée ou lorsque de grands écarts de perméabilités existent. De plus cette technique limite la ségrégation du liquide et du gaz dans le milieu lors de leur avancée car leur mélange est plus précoce et la mousse plus forte, en amont dans le milieu à proximité du point d'injection.

La dernière technique consiste à injecter alternativement du gaz et du liquide. Il s'agit du Surfactanct Alternating Gas ou SAG. Cette technique très utilisée dans le milieu pétrolier permet de limiter les pression d'injection tout en garantissant un balayage maximal loin du point d'injection. Les gradients de pression dans le milieu lors de l'injection de mousse sont conséquents, la pression diminue donc rapidement à mesure que l'on s'éloigne du lieu de l'injection. Comme énoncé par Rossen W. [98] cela réduit l'efficacité de la pénétration du milieu par la mousse loin du puits d'injection pour les application EOR. Pour palier à cela l'injection des phases se fait par alternance, chaque phase injectée se mélangeant et poussant la phase précédemment injectée. Maire et al. [73] avancent que l'injection de gaz en grande quantité permet de réduire la viscosité de la mousse en augmentant la pression capillaire au delà de la pression capillaire limite. La mousse ainsi cassée en amont oppose moins de résistance tout en permettant l'avancée de la mousse dans le milieu plus en aval. Les alternances successives permettent alors d'atteindre des distances plus grandes que par une injection continue. Cette technique est limitée par la perméabilité du milieu rencontré car la génération de mousse en est fortement dépendante. De plus, si des contrastes de perméabilité élevés existent une large partie du gaz injecté sera détourné par les zones les plus perméables ne garantissant pas un balayage homogène. Il faut donc veiller au contexte d'utilisation de cette technique ainsi qu'aux quantités de fluides injectés à chaque alternance.

2.2.3 Injection de mousse pour des qualités f_g et vitesses superficielles totales U_t variables, étude en régime permanent

Le comportement de la mousse lors de son écoulement au sein d'un milieu poreux est sensible à de nombreux paramètres. Du fait des nombreuses contradictions relevées dans la littérature, ces comportements et leurs origines sont longtemps restés difficiles à identifier et à expliquer selon [3]. Le besoin de mettre en place un cadre ou formalisme permettant de caractériser la mousse en fonction des différents paramètres apparaît alors comme indispensable.

Pour cela de nombreuses études ont tenté de mettre en évidence des régimes d'écoulements caractéristiques, reproductibles d'une expérience à une autre. La grande majorité de ces études se concentrent sur l'injection contrôlée de mousse dans des colonnes contenant un milieu poreux. On y considère un écoulement uniforme en régime permanent dans le sens de la longueur de la colonne, soit un écoulement 1D. Les deux phases sont injectées à des débits fixés et le gradient de pression à l'équilibre le long de la colonne est relevé. Certaines publications considèrent la vitesse superficielle du gaz en entrée de colonne tandis que d'autres utilisent la valeur moyenne au centre de la colonne par soucis de prise en compte de la compressibilité de la phase gazeuse. La compressibilité du gaz est très peu évoquée dans la littérature appliquée à la mousse et souvent négligée ou moyennée comme évoqué plus haut. Dans leur papier, Osterloh et Jante [88] ont réussi à caractériser deux régimes d'écoulement de mousse selon les vitesses superficielles des deux phases U_w et U_g. La figure 18 présente le tracé type produit par Osterloh et Jante [88] lors du traitement de leur données expérimentales.

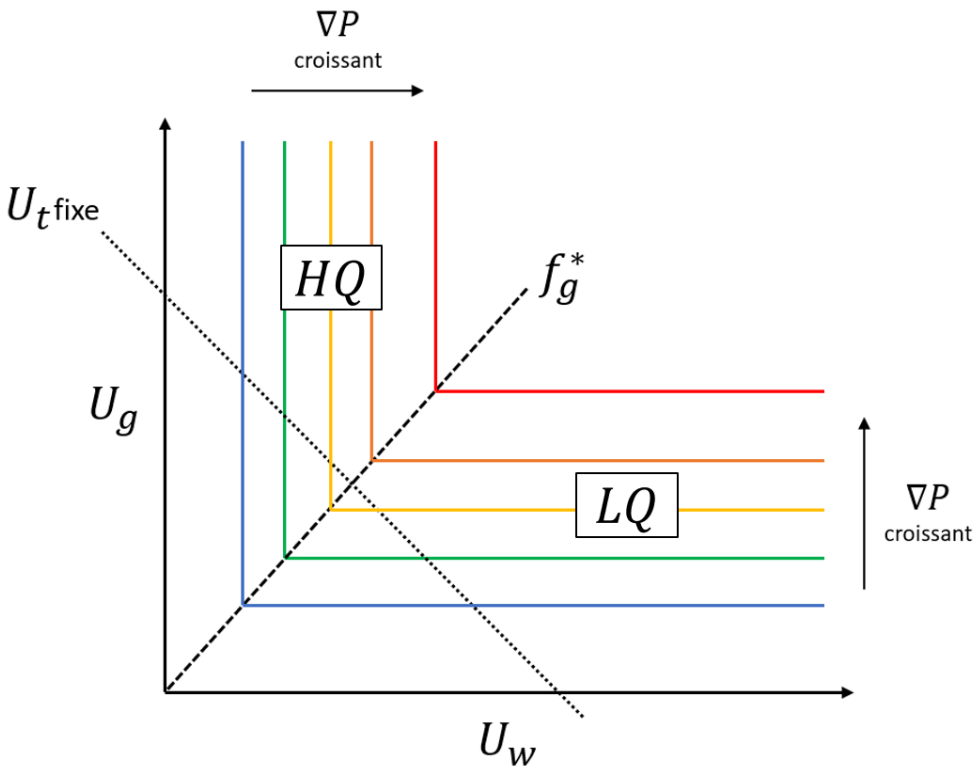

FIGURE 18 – Schéma du concept des régimes de haute et basse qualités observés par Osterloh et Jante [88]. Ce schéma simplifié est inspiré du papier de Alvarez et al. [3]. Les contours de gradient de pression sont représentés par des droites colorées dont la valeur est croissante dans les sens des couleurs froides vers les couleurs chaudes. La haute qualité est notée HQ tandis que la basse qualité est notée LQ. La droite en traits discontinus noirs définie la zone de transition entre les deux régimes à la qualité f_g^*. La droite en pointillés noirs notée $U_{t\ fixe}$ et ses intersections avec les contours de gradient de pression permettent de construire les courbes $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$.

La qualité de la mousse f_g correspondant au ratio de gaz composant la mousse est défini dans l'équation 1 en utilisant les volumes des différentes phases. Lors de l'injection de mousse en milieu poreux, il est plus courant d'utiliser les rapports des débits volumiques injectés et par extension celui des vitesses superficielles [70, 29]. On a :

$$f_g = \frac{U_g}{U_w + U_g} \tag{47}$$

avec $U_w + U_g = U_t$. Le premier régime est caractérisé par un gradient de pression dépendant de la vitesse du liquide U_w et indépendant de la vitesse du gaz U_g, nommé régime de haute qualité. Ce régime est identifié au delà d'une certaine valeur de f_g et correspond à la région où les contours de pression sont verticaux sur la figure 18. Dans ce régime, lorsque f_g augmente, le gradient de pression dans la colonne diminue mais la pression capillaire reste égale à P_c^* [88]. Ces résultats sont en accord avec le modèle de la pression capillaire limite P_c^* et montrent une relation de proportionnalité linéaire entre ∇P et U_w dans le régime de coalescence. Des résultats

similaires sont obtenus dans la littérature par Persoff et al. et Ettinger et al. [92, 31] où la saturation liquide S_w en régime de haute qualité reste constante, renforçant la théorie reposant sur le concept de P_c^*. Cependant, dans leur papier, [109] ont montré une relation de proportionnalité non linéaire entre ∇P et U_w en haute qualité, laissant entrevoir un possible comportement rhéologique de la mousse. Le gradient de pression y est exprimé sous la forme d'une puissance de la vitesse superficielle du liquide tel que $\nabla P \sim U_w^x$ avec $x \in \mathbb{R}^+$. Dans le régime de haute qualité, le devenir des lamelles est sensible à la capacité du tensioactif à les stabiliser [3].

Le deuxième régime de mousse est caractérisé par le comportement inverse avec un gradient de pression ∇P dépendant de la vitesse du gaz U_g et indépendant de la vitesse du liquide U_w. Le gradient de pression y est exprimé sous la forme d'une puissance de la vitesse superficielle du gaz tel que $\nabla P \sim U_g^x$ avec $x \in \mathbb{R}^+$. Ce régime appelé régime de basse qualité est représenté par les contours de pression horizontaux sur la figure 18. En basse qualité, lorsque f_g augmente, le gradient de pression dans la colonne augmente. La pression capillaire dans ce régime est telle que $P_c(S_w) < P_c^*(S_w^*)$ avec $S_w > S_w^*$, le concept de pression capillaire limite ne s'applique donc pas dans ce cas. Pour décrire l'écoulement de mousse en régime de basse qualité Rossen et Wang [97] ont proposé un modèle où la taille des bulles est fixée. Basé sur l'hypothèse de la diffusion ou mûrissement d'Ostwald, il est supposé que les plus petites bulles disparaissent rapidement. Ainsi la taille des bulles est fixée par le milieu via les mécanismes de création de lamelles et ne dépend pas des débits des phases injectées. Les mobilités du gaz et du liquide, responsables de la réponse en pression, sont alors contrôlées par le piégeage et la mobilisation des bulles au sein des pores. Le milieu poreux et ses géométries ont donc un impact fort sur la réponse en pression en régime de basse qualité [3, 35].

Durant leurs expériences Alvarez et al. [3] ont capté des images de mousse en sortie de colonne durant des injections à différentes qualités, en régime permanent. Lors d'injections reconnues comme étant de haute qualité, la texture de la mousse devient plus grossière à mesure que la quantité de gaz injecté augmente, en accord avec la théorie de la coalescence et des tailles de bulles. De même lors d'injections reconnues comme étant de basse qualité, de petites bulles sont observées et leur taille reste peu sensible à l'augmentation de la quantité de gaz injectée, en accord avec le modèle proposé par [97].

La zone située à la frontière des régimes de haute et basse qualités est

appelée zone de transition. Il s'agit de la zone de rencontre des droites verticales et horizontales sur la figure 18, elle est définie pour une qualité de mousse donnée et notée f_g^*. Cette zone marque la limite à laquelle la pression capillaire atteint la pression capillaire limite P_c^* et à partir de laquelle la texture de la mousse devient de plus en plus grossière à mesure f_g augmente [88].

Dans leur papier Alvarez et al. [3] montrent que ces deux régimes d'écoulement sont observés dans de nombreux cas de figures en utilisant des données provenant de la littérature. Comme indiqué figure 18 il est possible d'utiliser les contours de pression pour en dégager des courbes caractérisant le comportement de la mousse selon différentes variables. Les courbes $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ sont couramment utilisées dans la littérature et permettent de mettre en avant la variation du gradient de pression en fonction de la qualité de la mousse dans divers cas de figure. Dans la plupart des cas on présente ces courbes sous la forme $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ (voir figure 19), ce type de graphique est souvent appelé un quality scan dans la littérature. Deux courbes correspondant à deux vitesses superficielles totales sont présentées figure 19.

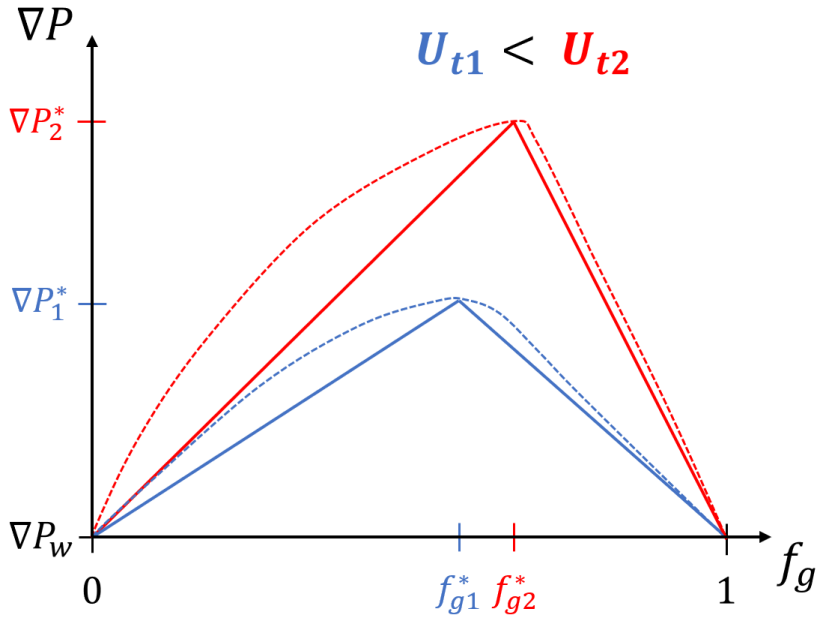

FIGURE 19 – Schéma conceptuel des courbes $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$. Deux tracés correspondants à deux vitesses superficielle totales U_{t1} en bleu et U_{t2} en rouge sont présentés avec $U_{t2} > U_{t1}$. Les traits continus représentent les résultats théoriques provenant des contours droits de la figure 18. Les traits discontinus représentent la tendance des résultats expérimentaux observée par Alvarez et al. et Osterloh et Jante [3, 88].

On distingue clairement les deux régimes d'écoulements précédemment décrit. En basse qualité lorsque l'on augmente la qualité de la mousse tout en conservant la même vitesse superficielle totale on a une augmentation du gradient de pression, indiquant une augmentation de la viscosité appa-

rente de la mousse. Lorsque l'on fait de même en haute qualité soit pour $f_g > f_g^*$, la viscosité apparente de la mousse diminue. Les variables f_g^* et ∇P^* apparaissent comme des points de repères, permettant de caractériser grossièrement un écoulement de mousse pour une valeur de U_t donnée. En effet ces dernières donnent accès au maximum de viscosité apparente atteignable et la qualité à laquelle ce maximum est atteint pour une valeur de U_t spécifique.

Sur la figure 19 on voit que la qualité à la transition augmente avec U_t, comme la valeur de ∇P^*. Dans leurs expériences Alvarez et al. et Osterloh et Jante [3, 88] ont obtenu le même type de courbes avec une augmentation de la valeur de la qualité à la transition f_g^* à mesure que U_t augmente. Dans ce cas les contours décrit figure 18 ne sont plus alignés sur la même valeur de f_g^* et la droite noté f_g^* devient alors une courbe. De plus, comme indiqué sur la figure 19 par les traits discontinus, une déviation existe entre les prévisions apportées par la théorie et certains résultats expérimentaux. Comme énoncé plus haut, il semble que la relation de proportionnalité entre le gradient de pression et les vitesses des phases ne soit pas forcément linéaire et ce dans les deux régimes d'écoulement. Ces comportements rhéologiques ne sont pas toujours relevés dans la littérature et malheureusement, peu de contours ont été réalisés ou restent difficilement accessibles.

Dans la mesure où les contours de gradients de pression sont verticaux en haute qualité et horizontaux en basse qualité, Alvarez et al. [3] avancent la chose suivante. Les variations de U_t en basse qualité sont confondues avec celles de U_g tandis que les variations de U_t en haute qualité sont confondues avec celles de U_w. Ainsi les auteurs ont pu exprimer une relation de proportionnalité entre ∇P et U_t sous la forme d'une loi puissance dans chacun des deux régimes pour différentes séries d'expériences. Ils en concluent qu'en basse qualité $\nabla P \sim U_t^x$ avec $x < 1$ traduisant un comportement de type rhéofluidifiant ou shear-thinning dans la littérature anglo-saxonne. En haute qualité $\nabla P \sim U_t^x$ avec $x > 1$ traduisant un comportement de type rhéoépaississant ou shear-thickening dans la littérature anglo-saxonne. Les auteurs attribuent par ailleurs le déplacement de f_g^* selon U_t à ses comportements rhéologiques. Cette rhéologie de la mousse à un effet sur la forme et la disposition des contours de gradients de pression, en reprenant ces contours figure 18 on observe les effets suivants. En basse qualité, $\nabla P \sim U_t^x$ avec $x < 1$ traduit le fait que la relation de proportionnalité entre ∇P et U_t est inférieure à l'unité. Un décalage des gradients de pression horizontaux vers le haut est alors observé pour la basse qualité. En

haute qualité, $\nabla P \sim U_t^x$ avec $x > 1$ traduit le fait que la relation de proportionnalité entre ∇P et U_t est supérieure à l'unité. Un décalage des gradients de pression verticaux vers la gauche est alors observé en haute qualité. Cette montée des horizontales en basse qualité et ce décalage vers la gauche des verticales en haute qualité, indépendamment l'un de l'autre ont tendance à décaler la transition et donc la valeur de f_g^* vers des valeurs plus élevées [3].

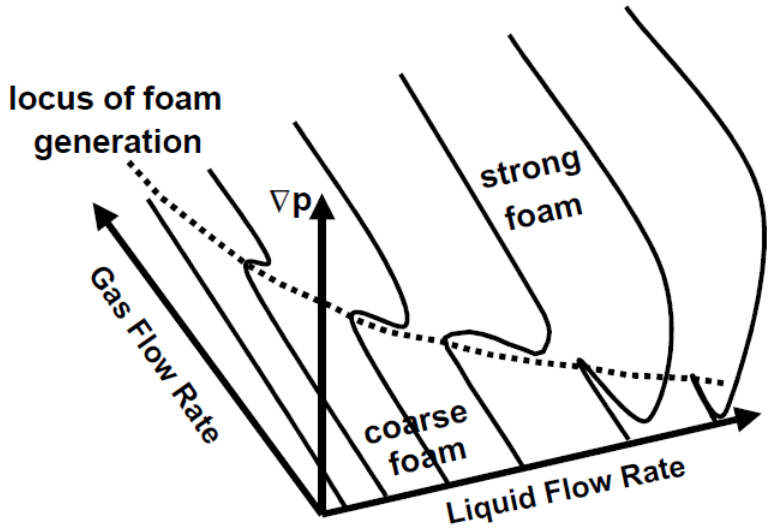

FIGURE 20 – Schéma conceptuel de la génération de mousse sur un graphique $U_g = f(U_w)$. Ce graphique est tiré des travaux de Gauglitz et al. [42]. On y observe le shift opéré dans la réponse en pression selon les vitesses superficielles des deux fluides avec une remontée en forme de lacet.

Ainsi il est possible de représenter les contours de gradients de pression sur un graphique selon les deux dimensions U_w et U_g et d'identifier les deux principaux régimes d'écoulement de la mousse. Cependant de nombreux travaux ont montré l'existence de régimes chaotiques pour de hautes qualités et vitesses superficielles totales U_t et pour les faibles valeurs de U_t de façon générale [3, 88, 79, 42]. Dans le cas de la haute qualité il est reconnu que l'augmentation du taux de destruction des lamelles est en grande partie responsable de ces instabilités de pression mais en régime de basse qualité et pour de faibles vitesses superficielles totales cela n'est pas le cas. Dans cette zone proche de l'origine du repère les faibles vitesses superficielles correspondent à des gradients de pression inférieurs à ∇P_{min}, le minimum de gradient de pression requis pour générer de la mousse [42]. Le phénomène est représenté figure 20 tirée des travaux de Gauglitz et al. [42]. Les auteurs montrent qu'en fonction de la qualité injectée le gradient de pression ∇P_{min} varie et devient de plus en plus élevé à mesure que cette dernière augmente. Dans cette zone la superposition des contours de pression avec cette forme de lacet décrit bien l'état d'instabilité dans lequel

la mousse se trouve avec des variations brusques et soudaines selon les 3 dimensions. Les auteurs avancent par ailleurs que fixer le gradient de pression plutôt que les vitesses superficielles injectées entraîne d'avantages des instabilités. Une fois cette région dépassée les contours réguliers observés par Alvarez et al et Osterloh et Jante [3, 88] apparaissent.

2.2.4 Injection de mousse dans différents types de milieux poreux, perméabilité et taille de pore

Comme énoncé plus haut, lorsque de la mousse est injectée dans un milieu poreux, son devenir, au travers des mécanismes de formation et de destruction des lamelles est intrinsèquement lié aux géométries de ce dernier. Dans la littérature, les notions de porosité Φ et de perméabilité k sont les deux paramètres principaux définissant le type de milieu poreux utilisé. Par définition un milieu à forte perméabilité oppose moins de résistance à sa traversée qu'un milieu à faible perméabilité, pour un même fluide à un même débit. Pour rappel, la différence de perméabilité est ici à prendre à l'échelle de Darcy, soit bien au delà de celle du pore. Dans le cas d'un écoulement de mousse, la nature même du fluide, à savoir sa texture (nombre de lamelles), évolue selon la qualité f_g injectée. Comme présenté plus haut, il est possible à l'aide d'injections en colonne de déterminer une relation entre qualité de mousse injectée et texture au travers des contours de gradients de pression. Lorsque la perméabilité du milieu évolue, l'ensemble des relations entre qualités injectées et textures sont affectées et ce de diverses manières. Les origines précises de ces changements restent incertaines avec des résultats qui sont parfois en contradiction [3].

Lorsque la perméabilité k diminue, la pression capillaire augmente, pour une même valeur de saturation en liquide. Selon Khatib et al. [53] il existe alors une limite de perméabilité pour laquelle les lamelles sont nécessairement instables et donc dans un régime de coalescence sous l'hypothèse de la pression capillaire limite P_c^*. Sur la base de résultats expérimentaux obtenus pour des perméabilités au delà de $k = 1 \times 10^{-10}\ m^2$, les auteurs montrent que la valeur de la pression capillaire limite P_c^* diminue linéairement par rapport au logarithme de la perméabilité k.

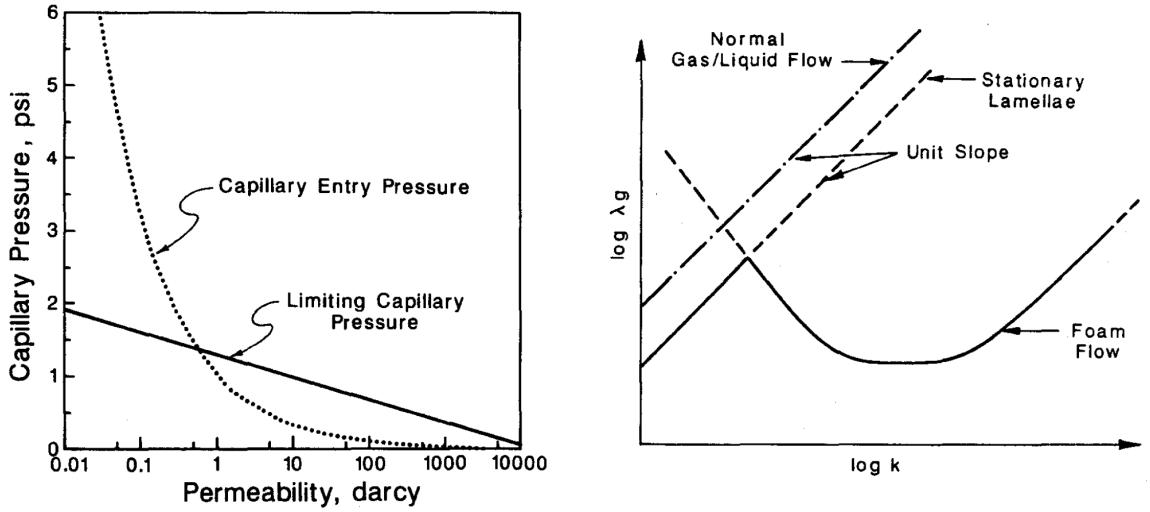

FIGURE 21 – Tracés relatant de l'influence de la perméabilité k sur la pression capillaire limite et la mobilité absolue du gaz, tirés du papier de Khatib et al. [53]. A gauche, les variations des pressions capillaires d'entrée et limite en fonction de la perméabilité sont représentées. A droite un tracé théorique de l'évolution de la mobilité absolue du gaz selon la perméabilité du milieu est présenté.

Ainsi en superposant la courbe de la pression capillaire d'entrée $P_{c,e}$ et la courbe de la pression capillaire limite P_c^* en fonction de la perméabilité, les auteurs obtiennent le tracé présenté figure 21 à gauche. De fait, sous réserve que P_c^* ait un comportement similaire pour les basses perméabilités, les auteurs avancent que le croisement des courbes $P_{c,e}$ et P_c^* marque la perméabilité minimale à laquelle il est possible de faire évoluer une lamelle dans un milieu sans qu'elle ne devienne instable. En effet comme expliqué plus haut, la pression capillaire d'entrée correspond au minimum de pression qu'il faut appliquer à la phase non mouillante pour lui permettre de surmonter les forces capillaires qui s'opposent à son entrée dans un pore. Si cette pression minimale requise est supérieure ou égale à la pression capillaire limite, les lamelles formées sont nécessairement instables et la mousse est détruite. Les auteurs spéculent alors sur le comportement de la mobilité de la phase gazeuse par rapport à la perméabilité du milieu et le raisonnement est illustré figure 21 à droite. Dans leur article Khatib et al. [53] utilisent la pression capillaire limite pour en déduire la mobilité absolue du gaz, il s'agit donc d'un tracé de la mobilité du gaz lorsque la pression capillaire limite est atteinte.

Pour les basses perméabilités, tant que la pression capillaire d'entrée est supérieure à la pression capillaire limite le gaz s'écoule de manière continue et sa mobilité absolue λ_g est proportionelle à la perméabilité k du milieu. Cependant, en raison des bulles de gaz piégées cette mobilité est bien moindre que celle observée pour un écoulement gaz/liquide sans

tensioactif. Cette différence est représentée par les deux droites discontinues sur la figure 21 à droite. En effet lors de l'écoulement de mousse, on observe qu'une partie du gaz ne participe pas à l'écoulement et reste immobile, piégé dans le milieu. De nombreux travaux sur le sujet ont été réalisés [105, 56, 102, 23, 22], traitant notamment le problème en utilisant la théorie statistique de la percolation. De manière générale, la quantité de gaz piégée dépend du gradient de pression, de la perméabilité du milieu, de la texture de la mousse et de la concentration en tensioactif [56]. Durant leur travaux Khatib et al. [53] observent un écoulement spécifique nommé "making and breaking" en citant les travaux de Hahn et al. [45] et Holm [48] où des lamelles ayant une courte durée de vie se forment avant de rompre, entraînant des interruptions brèves dans la continuité de la phase gazeuse et donc de son écoulement. De plus, si la vitesse du gaz est assez élevée, des lamelles auparavant immobiles peuvent alors être mobilisées.

Lorsque la pression capillaire d'entrée devient plus faible que la pression capillaire limite, des lamelles stables se forment et perdurent dans le milieu, on observe alors une baisse de la mobilité du gaz lorsque la perméabilité augmente. Cette baisse de la mobilité du gaz lorsque la perméabilité augmente pour de faibles valeurs de perméabilité est partagée dans la littérature comme les résultats expérimentaux de Lee et al. [63] le montrent figure 22. Cette réduction est alors interprétée comme une altération de la viscosité apparente de la mousse, d'un point de vue structurel. A mesure que la perméabilité augmente, la pression capillaire limite diminue mais cette baisse reste encore peu effective sur la capacité des lamelles à se stabiliser. Cependant, lorsque la perméabilité atteint un certain niveau, la diminution de la saturation en liquide S_w pour une même pression capillaire est assez forte pour causer la déstabilisation des lamelles. Comme discuté dans les travaux de Farajzadeh t al. [37], le bord de plateau formant le périmètre de la lamelle est proportionnel à la taille caractéristique du pore tandis que la surface de la lamelle au carré de cette taille caractéristique. Lorsque la perméabilité augmente, il vient un moment où l'eau présente en bord de plateau n'est plus en mesure de maintenir la stabilité de la lamelle à mesure qu'elle se déforme. Cet effet semble atteindre une asymptote ou plateau durant lequel la mobilité de la phase gazeuse est plus ou moins constante (voir figure 21 à droite et figure 22 à gauche pour les grandes perméabilités).

Les lamelles étant moins stables et la diminution de la pression capillaire limite avec l'augmentation de la perméabilité devenant conséquente, de plus en plus d'eau est nécessaire pour garantir la stabilité des lamelles.

Pour un régime d'écoulement à la pression capillaire limite P_c^*, on assiste alors à l'augmentation de la mobilité du gaz à mesure que la perméabilité k augmente, pour les fortes perméabilités [53].

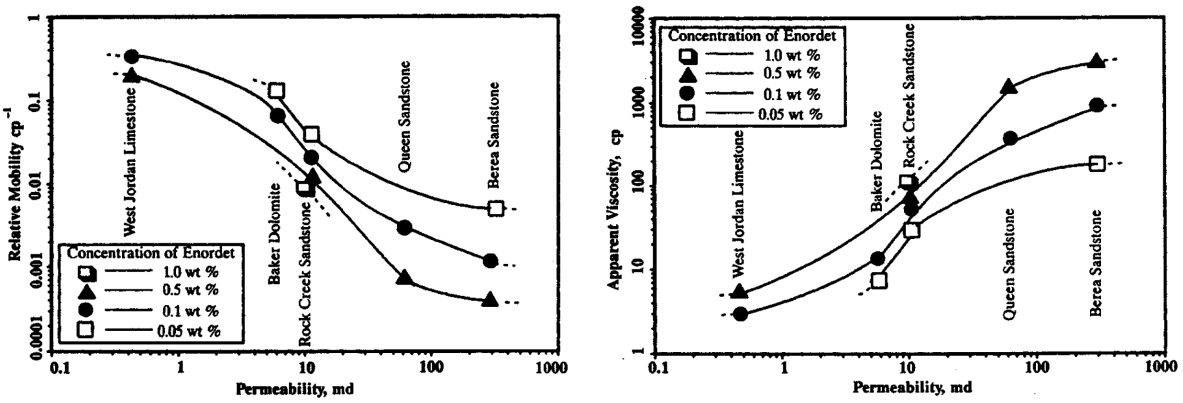

FIGURE 22 – Tracés relatant de l'influence de la perméabilité k sur la mobilité relative du gaz et sur sa viscosité apparente, tirés du papier de Lee et al. [63]. A gauche, les variations de la mobilité relative du gaz sont représentées. A droite l'interprétation de cette variation selon une altération de la viscosité apparente de la mousse est donné.

La figure 22 à droite donne la variation de la viscosité apparente de la mousse en fonction de la perméabilité du milieu. Dans leur article Lee et al. [63] parlent de l'augmentation de la "force des lamelles" avec la perméabilité sans pour autant approfondir sur le sujet. Selon Zeng et al. [112], cela est du à l'abaissement de la pression capillaire (taille de pores) qui réduit les chances de rupture des lamelles et rend donc la mousse plus forte. Cette augmentation présente un comportement asymptotique pour des perméabilités supérieures à 1 Darcy. Ces observations sont en accord avec la baisse de mobilité de la phase gazeuse discutée par Khatib et al. [53] pour le même ordre de grandeur de perméabilité. En reprenant l'expression 43 de la viscosité apparente de la mousse et en l'appliquant aux données de Alvarez et al. [3] pour deux perméabilités de 530 mD et 3110 mD, pour une même vitesse superficielle totale d'écoulement et qualité de mousse injectée, les viscosités apparentes sont quasiment identiques (2% d'augmentation pour k multiplié par 6). Ce comportement vient renforcer l'idée d'un plateau (ou faible augmentation), dans l'ordre de grandeur de perméabilité correspondant au Darcy. On note ici qu'au moins 3 publications partagent cet ordre de grandeur, utilisant des tensioactifs différents mais de même nature soit : Alvarez et al. [3] avec le Bio-Terge AS40 anionique, Lee et al. [63] avec le Enordet X2001 anionique et Khatib et al. [53] avec un mélange de Siponate DS-10 anionique et de Enordet AOS 1618 anionique. Ces tensioactifs font tous partis du groupe des oléfines sulfonates.

Dans leur étude, Parlar et al. [90] confirment la hausse de la viscosité apparente de la mousse avec la perméabilité pour des valeurs inférieures à 1 Darcy avec une tendance asymptotique pour des perméabilités supérieures. Par ailleurs, les auteurs montrent une dépendance du gradient de pression telle que $\nabla P \sim k^{-0.59}$ pour des perméabilités supérieures à 400 mDarcy, en accord avec la relation précédemment donnée par Zerhboub et al. [114] avec $\nabla P \sim 1/\sqrt{k}$. Cependant, Parlar et al. [90] avancent que le gradient de pression est de moins en moins sensible à mesure que la perméabilité diminue. De ce fait l'extrapolation faite pour des hautes perméabilités n'est plus exacte, donnant lieu à des viscosités apparentes plus faibles en réalités que celles prévues par la relation $\nabla P \sim 1/\sqrt{k}$ lors d'écoulement de mousse à faibles perméabilités. Les auteurs en déduisent alors que ce phénomène accentue la quantité de mousse passant d'une région fortement perméable à une région peu perméable, la mousse y opposant moins de résistance à son avancée que prévu.

Le fait que la mousse soit plus "forte" à mesure que la perméabilités augmente est donc largement partagée dans la littérature [37, 90] pour des perméabilités de l'ordre du Darcy. Cependant, après la mise en exergue des différents régimes d'écoulement de mousse (HQ et LQ) il reste intéressant de savoir si cet effet sur la viscosité apparente est commun aux deux régimes. Les courbes $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ présentées par Farajzadeh et al. [37] et provenant des travaux de Moradi-Araghi et al. [79] pour différentes perméabilités confirment bien un accroissement de la viscosité apparente quelque soit la qualité de mousse injectée. De fait, le couple (f_g^*, μ_{app}) est sensible aux changements de perméabilités avec une diminution de la valeur de f_g^* et une augmentation de celle de μ_{app} à mesure que k augmente. Ces observation sur la qualité à la transition f_g^* rentrent en contradiction avec ce qui avait pu être observé par Alvarez et [3] pour des perméabilités allant de 0.3 à 3 Darcy avec une augmentation de f_g^* suivant celle de k. Ces derniers avaient par la suite supposé une plus forte influence de la perméabilité sur le régime de basse qualité qu'en haute qualité entraînant un décalage de la qualité à la transition vers des valeurs plus élevée. Cependant il semble que cela ne soit pas forcément le cas lors de toutes les expériences et que d'autres facteurs influent largement sur la position de cette transition. On note par exemple une différence dans la nature de la phase gazeuse avec l'utilisation de diazote d'un côté [3] et de dioxyde de carbone de l'autre [79].

Dans le cas de couches de différentes perméabilités [96] ont montré qu'un drainage de la phase liquide de la mousse avait lieu des couches les plus perméables vers les couches les moins perméables. Cette effet est appelé

capillary crossflow dans la littérature et repose sur la baisse de la pression capillaire limite P_c^* avec l'augmentation de la perméabilité [53]. Au niveau de la frontière entre deux milieux et pour une mousse à l'équilibre capillaire, la mousse du côté perméable est asséchée tandis qu'en face, dans le milieu peu perméable la mousse se gorge d'eau. On assiste alors à la possible dégradation de l'effet de diversion offert par la mousse avec un retour des fluides dans les zones perméables si la différence de pression capillaire est trop importante. De plus le drainage du liquide dans les zones peu perméables y entraîne un affaiblissement de la mousse diminuant encore les performances.

Le gradient de pression minimum pour générer de la mousse in-situ ∇P_{min} est lui aussi dépendant de la perméabilité du milieu poreux. Dans leurs travaux Parlar et al. [90] ont montré que les minimums de gradient de pression pour la mobilisation et la génération de mousse suivaient la même tendance selon la perméabilité k avec $\nabla P_{mob} \sim k^{-0.61}$. Cette tendance est en adéquation avec la loi en $1/\sqrt{k}$ avancée par Rossen et al. et Zerbhoub et al. [114, 101]. De leur côté Gauglitz et al. [42] observent une dépendance en $1/k$ de ∇P_{min} pour des perméabilités légèrement supérieures. Dans l'ensemble les auteurs insistent sur les nombreux paramètres ayant une influence sur la génération des lamelles et le manque de connaissance sur le sujet. En effet la perméabilité à elle seule ne décrit que partiellement la réalité de la géométrie des pores et de leurs inter-connections. Pour deux milieux de même perméabilité mais de composition ou morphologie différente, les condition de création et de déplacement des lamelles seront diverses.

2.2.5 Injection de mousse à différentes concentrations et formulations de tensioactifs, renforcement par ajout de particules

La sélection du tensioactif et de sa concentration pour l'injection de mousse en milieu poreux est une étape importante souvent soulignée dans la littérature [5, 44]. Plusieurs méthodes existent pour caractériser une mousse libre et deux échelles de mesure se distinguent. La première, macroscopique, permet de caractériser la mousse à l'échelle d'un réseau de lamelles avec sa viscosité, sa densité, sa génération et sa stabilité [81, 103, 82]. La seconde échelle, microscopique, apporte d'autres informations comme la tension de surface et la pression de disjonction en relation avec l'épaisseur de lamelle. De plus il est possible d'utiliser ces mêmes techniques en présence d'agents déstabilisant comme une certaine quantité de polluant type NAPL pour venir quantifier les possibles effets en fonction du type de tensioactif utilisé et de sa concentration [25]. La plupart de ces techniques sont facilement applicables et permettent de générer rapidement des éléments de comparai-

son entre les différentes formulations de tensioactifs et leur concentration. Cependant il apparaît que le contexte dans lequel évolue la mousse a une importance cruciale sur ses performances.

En effet la mousse adopte un comportement différent lorsqu'elle est confinée dans les pores d'un milieu poreux et de multiples interactions apparaissent. Ces dernières sont absentes lors des essais de caractérisation d'une mousse libre ou *bulk foam* dans la littérature. Par exemple, il est reconnu dans le cas d'une mousse libre que le drainage, couplé avec le phénomène de coalescence sont en grande partie responsables de son effondrement [76]. En raison des forces capillaires et de gravité l'eau présente dans l'épaisseur des lamelles est petit à petit drainée vers les bords de plateaux et l'on assiste à l'effondrement de la colonne de mousse dans le temps. Cependant lors de leur passage dans un milieu poreux, les lamelles adoptent plus ou moins grossièrement la géométrie des pores dans lesquels elles évoluent et leurs interactions avec les parois sont importantes. Selon le type de milieu la mouillabilité et donc l'angle de contact peu influencer la stabilité d'une lamelle [84]. De plus lors de son déplacement la mousse se renouvelle au sein du milieu poreux selon les différents schémas présentés plus hauts et l'effet du drainage est bien moins conséquent. De grands écarts de performance ont pu être notés entre différents tensioactifs sur une mousse libre et ont été réduits voir inversés après étude lors de l'injection en milieu poreux. Un tensioactif donnant une mousse libre plus instable face à un polluant peu s'avérer meilleur pour le mobiliser sous forme de mousse dans un milieu poreux [84].

De manière générale, les tensioactifs ont la capacité d'abaisser la tension superficielle σ entre la phase liquide, souvent aqueuse et une phase gazeuse. Ainsi, la stabilité des lamelles composant une mousse libre est accrue à mesure que la tension superficielle baisse et que l'on augmente la concentration en tensioactifs. Or, sur la base du concept de la concentration micellaire critique (CMC), il existe une concentration limite au delà de laquelle une valeur plateau de σ_{min} est atteinte. Le gain de stabilité apporté par l'abaissement de la tension superficielle est donc limité par la valeur de la CMC. Cependant, il apparaît lors de l'injection de mousse que l'effet de l'augmentation de la concentration en tensioactif sur sa stabilité ne soit pas borné par la CMC avec un accroissement continu de la réponse en pression [51]. Dans leur étude les auteurs supposent que l'effet d'épuisement des molécules de tensioactifs dans la phase liquide au profit des interfaces liquide/gaz est bien plus fort dans le cas d'une mousse en milieu poreux avec un besoin accru de la disponibilité des molécules lors de la génération

et du déplacement des lamelles. Dans leur travaux Moradi-Araghi et al. [79] montrent la même tendance avec une montée du Resistance Factor (RF) de la mousse avec l'augmentation de la concentration en tensioactifs injectée dans la phase liquide. Bien évidemment, un seuil existe à partir duquel l'augmentation de la concentration en tensioactifs n'a plus d'effets notables sur la réponse en pression et donc sur la force de la mousse. Ce seuil dépend de plusieurs paramètres comme du type de milieu poreux et de ses géométries mais aussi du type de tensioactif utilisé [90].

On a vu plus haut que deux régimes d'écoulement de mousse avaient été mis en évidence par Alvarez et al. et Osterloh et Jante [3, 88], caractérisant deux tendances de la réponse en pression selon la qualité de mousse f_g injectée. Les auteurs démontrent l'augmentation de la valeur de la transition à la qualité f_g^* en corrélation avec celle de la concentration en tensioactif, en plus de l'augmentation de la réponse en pression. Sur la base de l'hypothèse de la pression capillaire limite P_c^* en régime de haute qualité, il semble que l'ajout de molécules de tensioactifs permet de stabiliser d'avantage les lamelles pour des valeurs de saturation liquide plus faibles. En d'autres termes l'ajout de molécules de tensioactifs semble augmenter la valeur limite de P_c^* ce qui a pour effet de décaler la transition de régime vers une qualité plus élevée. Ces déplacements de qualité à la transition ne sont pas observés pour tous les tensioactifs et pour toutes les gammes de concentration. Sur la base des travaux de Rossen [97] les auteurs montrent par ailleurs que les effets de la concentration en tensioactifs sont minimes en régime de basse qualité avec un faible décalage des contours de gradients de pression horizontaux vers des valeurs supérieures. Ces résultats ne sont pas surprenant du fait qu'en basse qualité la taille des bulles (i.e. le nombre de lamelles) est une fonction majeure de la géométrie des pores [97]. En revanche, en régime de haute qualité à la pression capillaire proche de P_c^*, la capacité des molécules de tensioactifs à venir stabiliser les lamelles devient un critère majeur de réponse en pression. L'augmentation de la valeur de P_c^* avec l'augmentation de la concentration en tensioactifs est mise en évidence avec un décalage des contours de gradients de pression verticaux vers des valeurs supérieures. Enfin, d'autres travaux ont mis en évidence cette relation entre concentration en tensioactifs et pression capillaire limite [5, 37, 51, 90, 70]. De façon générale la viscosité apparente de la mousse augmente lorsque l'on augmente la concentration en tensioactifs lors d'une injection en milieu poreux.

En parallèle des molécules de tensioactifs il est envisagé dans plusieurs cas de venir renforcer la mousse en injectant des particules solides possédant

un nombre de stokes inférieur à 1. Le nombre de stokes est un nombre adimensionnel comparant l'énergie cinétique d'une particule à celle dissipée par les frottements avec le fluide la contenant. En outre, le nombre de stokes permet de caractériser les interactions entre la particule et le fluide dans lequel elle se déplace, à savoir si la particule agit comme un traceur ou si elle a un effet sur le comportement du fluide. Ces particules ont la particularité d'abaisser localement la pression capillaire en venant se placer au niveau de l'interface liquide/gaz. Ainsi la viscosité de la mousse augmente et le drainage des lamelles par les bords de plateaux est diminué. On note une augmentation de la pression de disjonction, soit de la stabilité des lamelles [4]. Par ailleurs Kim et al. [55] montrent une relation ente taille des particules et viscosité apparente de la mousse avec une mousse de plus en plus forte à mesure que la taille des particules est faible. De fait, plus les particules sont petites plus ces dernières vont pouvoir se placer en nombre sur une même surface entraînant une diminution de la distance moyenne les séparant. Le drainage de la phase liquide est alors diminué, à nouveau. Dans une synthèse des travaux sur le sujet [111] il a été relevé que les particules avaient tendance à sédimenter dans les pores et systèmes d'injection ce qui peut engendrer des difficultés lors des manipulations. Cependant il est montré que ces dernières permettent de stabiliser d'avantage les lamelles lors de leur interaction avec un NAPL en améliorant le drainage de ce dernier du centre des lamelles vers les bords de plateaux, étant un fluide non-mouillant. D'autres éléments peuvent venir interagir sur la stabilité des lamelles comme la salinité de la phase liquide, appliquée à l'EOR [44].

2.2.6 Interactions fluides, types de fluides utilisés et présence d'hydrocarbures

La phase liquide composant la mousse est, à notre connaissance, toujours aqueuse dans les cas appliqués EOR et ISER. Comme relevé précédemment, la présence de certains composés chimiques ioniques peut influencer la stabilité des lamelles [66, 104, 78]. Lors d'essais en laboratoire, il convient donc d'utiliser la même phase aqueuse que celle présente sur le terrain d'étude. Dans la plupart des cas ISER il s'agit d'eau douce faiblement chargée en ions à la différence des réservoirs de pétrole où de l'eau de mer est souvent utilisée comme phase liquide. L'utilisation d'eau distillée en laboratoire n'est donc pas recommandée car non représentative des performances une fois la méthode appliquée sur le terrain.

Selon l'objectif et les conditions de travail, la nature de la phase gazeuse utilisée peut varier avec la présence dans la littérature de mousses de CO_2, de N_2 ou de CH_4. Dans le contexte actuel de diminution des rejets de

CO_2 dans l'atmosphère, de nombreux projets EOR se sont penchés sur la ré-injection de gaz non-traités comme le méthane au lieu de les brûler après séparation des phases en sortie de forage. Il en est de même pour le CO_2 produit qui est souvent ré-injecté dans les réservoirs de pétrole afin d'améliorer le rendement de production d'hydrocarbures. Dans le cas de projets ISER, seuls le diazote ou l'air ambiant sont utilisés en raison des injections en faible profondeur et des remontées de gaz au niveau du sol. Le type de gaz utilisé à une influence non négligeable sur le comportement de la mousse et différentes caractéristiques ont été mises en évidence dans la littérature. La figure 23 tirées des travaux de Zeng et al. [112] présente les résultats d'injections de mousses en colonnes sous la forme de courbes $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$, formulées à l'aide différents gaz et mélanges de gaz.

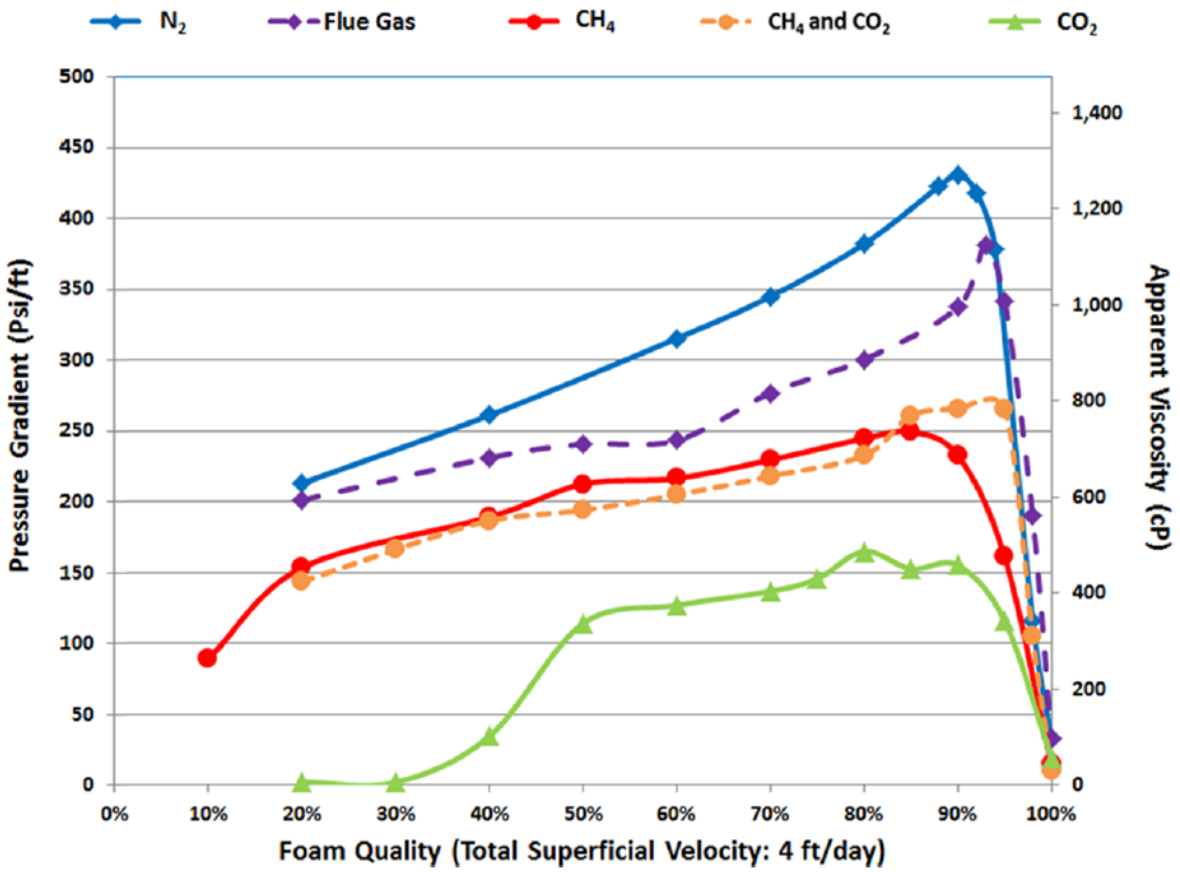

FIGURE 23 – Courbes $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ pour différents types et mélanges de gaz, tirés des travaux de Zeng et al. [112]. Les traits continus correspondent aux gaz purs et les traits discontinus à des mélanges de gaz. Le "flue gas" en violet correspond à un mélange N_2/CO_2.

Premièrement on remarque que la mousse générée à l'aide de diazote présente la plus grande viscosité apparente et ce dans les deux régimes de basse et haute qualités. En seconde position, le méthane présente une qualité à la transition proche de celle du diazote mais avec une viscosité apparente globalement plus faible. De plus l'augmentation de la viscosité

apparente de la mousse générée à l'aide de méthane en régime de basse qualité est moins prononcée qu'avec celle générée avec du diazote. La mousse générée à l'aide de dioxyde de carbone quant à elle présente un comportement particulier avec une augmentation de la réponse en pression tardive du point de vue de la qualité injectée en régime de basse qualité. En effet la viscosité apparent de la mousse de CO_2 devient conséquente à partir d'une qualité injectée d'environ 50% et avec des valeurs qui restent faibles en comparaison des deux autres gaz testés. Trois hypothèses sont avancés par les auteurs [112], justifiant des comportements observés avec la solubilité de la phase gazeuse, la stabilité des lamelles et le transfert de matière à travers les lamelles.

Le potentiel de solubilisation d'un gaz dans une phase aqueuse dépend intrinsèquement de sa nature. Ainsi il est relevé que le CO_2 est 60 fois plus soluble dans l'eau que le diazote et 30 fois plus que le méthane. En effet les auteurs montrent qu'en régime de basse qualité, un seuil de qualité injectée existe en dessous duquel le CO_2 injecté est entièrement dissous dans la phase liquide. On note alors un faible gradient de pression et l'absence de mousse lors des injections pour des qualités injectées inférieures à 40%. Il est alors supposé que la qualité réellement injectée soit inférieure à celle estimé sans solubilisation [112]. On observe deux tendances dans la montée en pression avec une montée brutale autour de la valeur seuil puis une montée plus progressive à mesure que l'on s'approche de la transition. Sachant que le méthane reste deux fois plus soluble dans l'eau que le diazote, on s'attend alors au même comportement mais avec une valeur seuil de qualité plus basse. Malgré le manque de points expérimentaux en basse qualité, il semble que le même changement de tendance soit observé pour la courbe du CH_4 avec une valeur seuil proche de 10% de qualité. La solubilisation de la phase gazeuse peut être compensée par pré-saturation de la phase liquide en gaz ou en augmentant le débit volumique de gaz Q_g [112]. Malheureusement cette pré-saturation en CO_2 ne permet pas de générer une mousse aussi forte qu'avec le CH_4 ou le N_2. Cependant, en régime de haute qualité la solubilisation de la phase gazeuse ne semble pas avoir d'effets notables, notamment en raison des ratios liquide/gaz qui facilitent la saturation rapide en gaz dissous de la phase liquide.

Ensuite, en lien avec la pression de disjonction, la stabilité des lamelles est reconnue comme sensible à la nature de la phase gazeuse en présence. En effet, sur la base de la théorie Derjaguin, Landau, Vervey, et Overbeek (DLVO), les auteurs définissent la pression de disjonction comme étant la somme des répulsions électrostatiques $\prod_{el}$ et des attractions de Van

der Walls $\prod_{vdW}$. En excluant les interactions à courte portée (stérique et d'hydratation), ils arrivent à la conclusion qu'une mousse de CO_2 devrait théoriquement générer des lamelles plus stables que celles générées par une mousse de N_2. Comme appuyé par les auteurs, ce raisonnement est en accord avec ce qui a pu être théorisé auparavant dans la littérature [54]. Toutefois les résultats expérimentaux présentés figure 23 montrent la tendance contraire. Les auteurs en concluent alors que la prise en compte de certaines hypothèses telles que la variation de l'épaisseur des lamelles à l'équilibre et du potentiel de surface selon le type de gaz utilisé pourraient apporter d'avantage d'informations. De plus, les interactions à courte distance (non-DLVO) absentes de l'expression de la pression de disjonction pourraient aussi expliquer en partie la divergence avec les résultats théoriques obtenus.

Enfin, en lien avec le mûrissement, la perméabilité des lamelles aux différents gaz est avancée comme étant la principale source de la force de la mousse. En régime permanent, les auteurs avancent que cette différence de perméabilité des films entraîne une différence du transfert de masse des petites bulles vers les plus grandes. En effet le diazote présente la perméabilité de lamelle la plus basse, suivi par le méthane avec une perméabilité deux fois plus élevée et le dioxyde de carbone, 60 fois plus forte [94]. Les résultats d'injections de mélanges de gaz présentés figure 23 vont dans le sens d'une sensibilité à ces propriétés. Pour finir, sur la base des résultats expérimentaux obtenus et de la théorie développée par Princen et Mason [94], les auteurs [112] établissent une forte corrélation entre la force de la mousse et la perméabilité mesurée d'un film à différents types de gaz. La perméabilité du film liquide à un mélange de gaz y est approximée comme une moyenne harmonique des perméabilités des différentes fractions molaires constituants le gaz.

La présence de d'hydrocarbures ou huiles, même sous forme résiduelle, au contact de la mousse à un effet déstabilisant, diminuant fortement les performances de la mousse dans certains cas. De nature hydrophobe, ces hydrocarbures vont interférer avec les molécules de tensioactifs et venir se placer sur l'extérieure des lamelles composants la mousse. Dès lors, en modifiant localement le tension superficielle ces huiles peuvent entraîner la rupture des lamelles et la coalescence prématurée de la mousse [36]. Il a été montré que la solubilisation des gouttes d'huiles dans les micelles ou la migration des molécules de tensioactifs n'étaient pas directement responsables de l'instabilité des lamelles [9]. En effet des expérimentations avec sur-saturation en tensioactifs présentent les même instabilités. De multiples

études ont été menées sur la mousse libre mais il a été mis en évidence que ces essais n'étaient pas représentatifs de la stabilité une fois en milieu poreux avec des résultats parfois contradictoires [77].

De manière générale on observe la formation de pseudoemulsions qui dans le cas d'une mousse stable sont rassemblées au niveau des bords de plateaux. Dans le cas d'une interface huile/eau/gaz, on caractérise le pouvoir déstabilisant de la mousse à l'aide d'un coefficient d'entrée $E^g_{o/w}$ qui tient compte des interactions au sein du film et des géométries du système [9]. On estime alors que la stabilité de la mousse dépend de la stabilité de cette pseudoemulsion huile/eau/gaz. Si le coefficient d'entrée reste négatif, les gouttes d'huiles ne peuvent atteindre l'interface eau/gaz et le film de pseudoemulsion reste stable. Dans le cas contraire, l'huile vient alors s'étaler ou former des ponts d'une interface à l'autre menant à la rupture des lamelles [110]. Il apparaît que la taille des alcanes constituants les huiles a une influence sur la stabilité de la mousse avec une pénétration plus prononcée à mesure qu'ils sont petits [86]. Il a été montré à plusieurs reprise que plus la masse molaire des composants était grande, plus la barrière faite à l'huile était conséquente, [25]. Il reste difficile de prévoir le comportement d'un tensioactif spécifique en présence d'hydrocarbures en raison de la variabilité des formulations des tensioactifs et des hydrocarbures traités. Dans le cas d'application EOR comme ISER, il convient d'utiliser des échantillons d'hydrocarbures provenant du site traité pour maximiser les chances de réussite d'un traitement par injection de mousse.

2.3 Applications à la remédiation sur sites réels

Différentes applications s'appuyant sur l'injection de mousse ont été réalisées à l'échelle d'un terrain mais peu appliquées à la remédiation des sites et sols pollués (ISER). En effet la première application documentée et reconnue dans la littérature date de la fin des années 90 et traite de la remédiation de Dense Non Aqueous Phase Liquid (DNAPL) [47]. Ces travaux sont régulièrement cités et font office de référence dans le domaine. Dans cette partie deux applications réelles ISER [47, 93] et une application en conditions contrôlées ISER [74] sont présentées.

2.3.1 Hirasaki et al. 1997, mobilisation et solubilisation DNAPL - ISER

Le site d'étude correspond à une zone militaire américaine en Utah où de multiples opérations de dégraissage ont conduit à la pollution de l'aquifère sous-jacent. Étant donnée la nature des produits utilisés on retrouve en majorité du trichloréthylène (TCE) à hauteur de 70% du volume mélangé à d'autre solvants. Ces composants plus lourds que l'eau ont alors migré vers la partie basse de la zone saturée. On les nomme Dense Non Aqueous Phase Liquid (DNAPL). Une couche imperméable composée d'argiles délimite l'aquifère et empêche la propagation des polluants faisant du site un cas propice à la mise en place d'une remédiation. De multiples couches de différentes perméabilités sont identifiées allant de 10 à 100 Darcy et une large portion des DNAPL se retrouvent dans les zones moins perméables. Dès lors un traitement par injection d'une solution de tensioactif pour venir mobiliser les polluants parait incertain en raison du contraste observé et du risque de passages préférentiels. L'injection de mousse pour venir bloquer les zones les plus perméables apparaît comme une solution adéquate, accompagnée d'une injection de solution de tensioactif pour venir balayer le polluant de façon homogène.

Les auteurs procèdent alors à la mise en place de trois puits d'injection alignées selon l'axe Est et trois puits d'extraction placés à environ 6 mètres de distance dans la direction Nord. Le processus de remédiation est divisé en deux étapes avec dans un premier temps l'injection continue d'une solution liquide contenant du sodium dihexylsulfosuccinate, un tensioactif anionique précisément sélectionné pour sa capacité à solubiliser les composants traités. En parallèle une injection d'air est réalisée dans un des puits et celle-ci est déportée d'un puits d'injection à l'autre selon un cycle de deux heures. Il s'agit d'une injection de type SAG. Le traitement s'est étalé sur trois jours avec environ 178 L de DNAPL récupérés sur les trois puits d'extraction. Les auteurs montrent alors que 75% du volume récupéré,

soit 136 L de DNAPL, proviennent du traitement additionnel apporté par la mousse. De plus, il apparaît que le volume de DNAPL récupéré dépasse largement le volume de polluants que pouvait potentiellement contenir la zone de traitement, soit 68 L. Les auteurs en déduisent qu'une partie du DNAPL aux abords de la zone de traitement a été mobilisée.

La réduction de mobilité est confirmée par la montée en pression au niveau des puits d'injection durant les phases d'injection de la phase gazeuse. Après quoi la pression diminue dans les puits durant les 4 heures avant la nouvelle injection d'air. Les auteurs notent que la pression ne retombe pas au niveau où elle était avant l'injection précédente ce qui montre une évolution du blocage généré par la mousse. L'avancée du front de mousse est suivie via sa percée au niveau de certain puis de contrôle, placés entre les puits d'injection et d'extraction. Il est relevé un ralentissement du front de mousse à mesure que l'on s'éloigne des puits d'injection ce qui montre qu'une partie des fluides injectés ne sont pas dirigés vers les puits d'extraction. Au regard des quantités de tensioactifs récupérées, de l'ordre de 90%, les auteurs supposent une ségrégation gravitaire du gaz vers la partie haute de la formation.

L'amélioration du processus de remédiation par l'injection de mousse est ainsi démontrée expérimentalement. La faisabilité et le gain apporté en font l'une des applications les plus citées dans le domaine de la remédiation. La mousse a bloqué efficacement la partie supérieure de l'aquifère plus perméable et à permis de réorienter la solution liquide vers la partie basse mobilisant une grande partie du DNAPL.

2.3.2 Portois 2019, blocage source TCE - ISER

Dans ce cas appliqué, la mousse est utilisée comme agent bloquant avec l'objectif de confiner une zone source, responsable d'un panache suivant le gradient hydraulique local. Le polluant correspond à du TCE, solvant chloré plus lourd que l'eau. L'aquifère traité correspond à un milieu hétérogène avec une nappe confinée entre deux couches imperméables. Ce type de profil géologique avec un plafond imperméable est propice à la propagation horizontale de la mousse. Le contexte du site d'étude est particulier avec de nombreuses contraintes pratiques. Il s'agit d'un site industriel encore en activité et la zone au droit de la source de pollution est occupée par des machines outils. De plus l'existence de multiples réseaux souterrains dans la zone contraint fortement toute activité de forage. Dès lors un traitement in-situ est envisagé avec l'idée de confiner la zone fortement concentrée en polluant. Différentes perméabilités sont mises en évidences

via des tests de pompage au niveau des forages allant de 0.1 à 3 Darcy, soit un ordre de grandeur de variations dans la zone d'injection. L'injection de mousse est envisagée pour venir bloquer de manière privilégiée les zones les plus perméables situées autour de la zone source.

L'injection est réalisée sur 6 forages pendant une durée d'environ 96 heures avec un volume de mousse injecté de 300 m^3. Une forte qualité de mousse, supérieure à 90% est utilisée et il est supposé qu'une partie du gaz injecté à été perdu au cours de l'injection. Notamment car le milieux n'a pas été préalablement saturé en tensioactif afin d'éviter une solubilisation du polluant et son déplacement proche de la zone source. Plusieurs tensioactifs sont utilisés avec un mélange de sodium laureth sulfate, cocamidopropyle betaine et lauryl glucoside et la mousse est pré-générée. Les auteurs réalisent des essais de pompage à proximité des forages d'injection et des slugs tests dans ces derniers pour quantifier le blocage apporté par la mousse. Une réduction d'un facteur 100 de la conductivité hydraulique est relevée au niveau des forages d'injection démontrant la présence d'une mousse forte. Les essais de pompage montrent un faible rabattement dans la zone où la mousse a été injectée et des mesures du flux de polluants en aval de la zone source démontrent une diminution de la quantité de TCE. A l'aide d'un Passive Flux Meter (PFM), les auteurs évaluent une réduction du flux hydraulique d'un facteur 4.4 en aval de la zone source. Par ailleurs il est estimé que la mousse a parcouru entre 2 et 3 mètres de distance à partir des puits d'injection selon deux textures distinctes. Une mousse faible en aval, loin des forages et une mousse forte, plus proche.

Une rémanence de la mousse à proximité des forages d'injection est observée après plus de 3 mois de temps de séjour. Cette rémanence de la mousse est peu documentée dans la littérature et reste difficile à estimer. Les auteurs ont pu démontrer la faisabilité de l'injection d'une mousse pré-générée sur un terrain avec des perméabilités moyennes. Cependant le pression de fonctionnement reste un élément limitant et multiplier les forages semble un bon moyen de palier au problème. Il semble que la pré-génération soit adaptée à la technique du blocage mais qu'un certain volume de mousse injecté soit nécessaire avant d'obtenir une mousse forte.

2.3.3 Maire et al. 2018, balayage DNAPL - ISER

Cette étude, constitue à notre connaissance l'une des rares mise en situation expérimentale de la remédiation d'un NAPL. Les auteurs comparent deux techniques de remédiation d'un DNAPL avec d'une part l'injection d'eau contenant un certain volume de tensioactif et d'autre part l'injection

de mousse. Pour cela deux cellules de dimensions 10 m × 10 m × 10 m × sont utilisées et remplies selon le même protocole. Le sol prélevé sur un site réel et acheminé en laboratoire présente une porosité moyenne de 0.35 avec une perméabilité d'environ 40 Darcy. Les cellules sont composées d'un substrat argileux représentant le fond d'un aquifère surmonté d'une couche de sable fin de moins d'un mètre. Le tout est surmonté d'une couche de sable plus grossier contenant des graviers. Le DNAPL correspond à un mélange d'hexachlorobutadiène (58%), d'hexachloroéthane (16%), de perchloroéthylène (8%) et et d'autres composés chlorés non miscibles à l'eau. Il est déposé dans les zones les moins perméables, au niveau du sable fin et reposant sur le substrat argileux.

Lors de la première injection de liquide contenant un tensioactif (sans gaz), la mobilisation progressive du DNAPL est attendue. Un système de recirculation des fluides injectés est mis en place avec un puits central dans lequel on vient pomper les fluides et quatre puits, un dans chaque angle, où l'on vient injecter le liquide contenant le tensioactif. Ainsi, le DNAPL de part sa densité est piégé au fond du puits central et peut être récupéré progressivement durant l'injection. Le tensioactif utilisé est le sodium dihexylsulfosuccinate, un tensioactif anionique similaire à celui utilisé par [47]. Il a été sélectionné pour sa capacité reconnue à générer de la mousse in-situ via la méthode SAG et sa capacité à abaisser la tension interfaciale entre le DNAPL et l'eau. Dans le cas de l'injection de liquide avec tensioactif, c'est la deuxième propriété qui est utilisée dans le but d'améliorer la mobilisation du polluant. Lors de leur essais, les auteurs soulignent la faible quantité de DNAPL récupérée à l'aide de cette technique et montrent l'influence des hétérogénéités avec de forts passages préférentiels. Les zones les moins perméables sont peu affectées et des analyses post-injection y montrent la rémanence de ganglions de DNAPL.

Ensuite, dans le cas de l'injection de mousse, l'objectif est de venir balayer de façon homogène le DNAPL contenu dans les différentes couches de sable. Pour cela quatre piézomètres d'injection de mousse sont ajoutés entre le puits central et ceux présents dans les angles. La mousse injectée déplace alors le DNAPL vers les puits, cette méthode est connue sous le nom de flushing dans la littérature [115]. La technique du SAG a été employée pour générer la mousse afin de limiter la pression d'injection. Les auteurs n'ont pas pu quantifier la quantité de DNAPL récupérée en raison des émulsions et résidus de mousse mélangé avec ce dernier mais des analyses post-injection ont montré l'absence de ganglions de DNAPL dans les parties les moins perméables, au niveau du substrat argileux. La présence

de mousse est encore observée dans les échantillons trois semaines après l'injection démontrant l'efficacité de la méthode employée dans ce cas.

Les auteurs ayant comparés leur résultats avec des expériences en colonnes démontrent une divergence dans les résultats attendus, notamment lors des passages préférentiels avec la simple mobilisation. A l'échelle du terrain de nombreux phénomènes viennent affecter les performances et parfois de façon très significative. Il reste très difficile d'avoir une cartographie précise des couches géologiques et l'existence de passages préférentiels au niveau d'un forage peut facilement compromettre son utilisation. L'utilisation de mousse pour venir palier aux hétérogénéités est efficace mais il est nécessaire de mener des études en amont tant sur la technique d'injection de mousse que sur sont devenir dans le milieu considéré. La faible profondeur de traitement est également une contrainte avec un risque accru de fracturation à mesure que l'on se rapproche de la surface. Ainsi il est il estimé qu'au delà de 1 *bar* relatif par mètre de sol les risques de fractures sont réels.

3 Les Modèles de Mousse

Les modèles présentés ici utilisent la loi de Darcy pour décrire le comportement des deux phases en présence. Différentes techniques de modélisation de l'écoulement de mousse en milieu poreux existent dans la littérature. Elles sont généralement séparées en deux groupes distincts : les modèles de type Population Balance (PB) et les modèles de type Local Equilibrium (LE). La mousse n'y est pas considérée comme une phase a part entière du fait de ses instabilités thermodynamiques. Ces modèles reposent sur la modification de la perméabilité relative au gaz k_{rg} ou de la viscosité du gaz μ_g en présence de mousse et ce, selon différents jeux de paramètres. Les propriétés du liquide sont supposées inchangées et seules les propriétés du gaz sont donc affectées dans ces modèles. En effet, de nombreux travaux provenant de la littérature ont permis de mettre en avant cette conservation des propriétés de la phase liquide, que de la mousse soit présente ou non [10, 62, 109]. On retrouve l'idée que la continuité de la phase liquide en présence et en l'absence de mousse est en partie responsable de cette conservation [71].

Comme énoncé plus haut, selon les techniques employées, la perméabilité relative au gaz k_{rg} ou/et sa viscosité μ_g sont modifiées en présence de mousse. Il s'avère que ces deux paramètres qui définissent la mobilité relative du gaz λ_g au travers de la relation $\lambda_g = k_{rg}/\mu_g$ sont intrinsèquement liés dans l'expression de Darcy sur la phase gazeuse. Modifier l'un ou l'autre de ces deux paramètres peut donc donner un résultat équivalent, mathématiquement parlant. De manière générale, la mobilité relative ou absolue du gaz est utilisée dans la littérature pour décrire les caractéristiques de la mousse au regard des conditions d'écoulement. Le modèles de type PB et LE se distinguent par le nombre d'équations de conservations utilisées avec une équation supplémentaire pour les modèles de type PB, utilisée pour décrire la texture de la mousse de manière explicite. Quant à eux, les modèles de type LE utilisent des relation algébriques pour déterminer cette texture de manière implicite. Dans cette partie, les deux types de modèles et leurs utilisations sont présentés, avec un focus sur les modèles de type LE. Une comparaison minutieuse entre les différents groupes de modèles est faite par Lotfollahi et al. [69], pointant les particularités de chacun selon l'objectif de simulation.

3.1 Modèle de mousse : Population Balance Foam model

3.1.1 Présentation et principes

Le concept de modèle Population Balance vient à l'origine de la volonté d'exprimer le transport de la mousse comme celui d'une phase à part entière, au regard des équations de conservations. Pour ce faire, la texture de la mousse ou densité de lamelles notée n_f est utilisée. Elle correspond à la densité de lamelles par unité de volume de la phase gazeuse et est inversement proportionnelle à la taille des bulles. La mobilité de la mousse étant directement dépendante de sa texture, cette dernière est associée à la perméabilité relative et/ou à la viscosité de la phase gazeuse. Les premiers travaux traitant de l'application de modèles PB à l'écoulement de mousse remontent aux années 80 avec Falls et al. et Patzek [34, 91]. Une formulation de l'équation de conservation appliquée à la texture de la mousse est donnée par Bertin et al. [11], tirée des travaux de Patzek [91]. On la retrouve par ailleurs dans les travaux de Kovscek et al. [57, 60].

$$\frac{\partial}{\partial t}\left[\Phi S_g x_f n_f + \Phi S_g (1 - x_f) n_t\right] + \nabla \cdot (n_f U_g) = \Phi S_g \left[G_f - C_f\right] + Q_f \quad (48)$$

avec n_f la densité de lamelles par unité de volume en mouvement et n_t la densité de lamelles par unité de volume piégées. x_f correspond à fraction de gaz en mouvement, en opposition à la fraction de gaz piégée. Les paramètres G_f et C_f correspondent aux taux de génération et de coalescence des lamelles. Le terme source Q_f correspond à l'entrée de lamelles générées en dehors du milieu, venant donc s'ajouter à l'équilibre définit par G_f et C_f. Dans le cas d'une mousse générée in-situ, le terme source est considéré comme nul. Il est possible de ne considérer que du gaz en mouvement en posant $x_f = 1$ pour venir simplifier la relation précédente.

Les modèles Population Balance se divisent en deux sous groupes [71], le Dynamic Texture (PBDT) et le Local Equilibrium (PBLE). Les modèles PBDT sont reconnus comme étant les plus aboutis d'un point de vue physique. Ces modèles résolvent l'équation différentielle 48 pour déterminer la texture de la mousse n_f à l'aide de schémas numériques. Cependant, il s'avère complexe à partir de données expérimentales d'estimer certains paramètres des modèles PBDT, réduisant ainsi les possibilités d'applications. De plus, l'ajout d'une équation de conservation supplémentaire entraîne une augmentation non négligeable du temps de calcul. De leur côté les modèles PBLE font l'hypothèse que les temps caractéristiques de génération et de coalescence des lamelles sont petits devant celui du transport de ces dernières. Ainsi un équilibre local de la texture de la

mousse est atteint en posant $G_f = C_f$ pour déterminer n_f. La texture de la mousse est calculée en utilisant une expression algébrique et dans certains cas l'équation 48 est résolue de manière explicite [11]. Les modèles PBLE peuvent alors être intégrés à des simulateurs de réservoirs pour modéliser des expériences en laboratoire. Une application à l'échelle du réservoir reste complexe à mettre en place étant donnée la nature explicite des équations et la difficulté d'obtenir des corrélations pour des milieux poreux aux géométries complexes.

3.1.2 Équations du modèle

En raison du grand nombre de modèles PB existants en plus des différences entre PBDT et PBLE, de nombreuses formulations ont émergé durant ces trente dernières années. Ces différents modèles ont évolués en parallèle des connaissances sur les mécanismes de formation et de destruction des lamelles pour venir construire les termes G_f et C_f associés aux taux de génération et de coalescence des lamelles. Certains modèles distinguent les différents mécanismes tandis que d'autres tentent de les regrouper sous un seul terme. Comme énoncé dans la partie sur les mécanismes de formation et de destruction des lamelles, certains mécanismes sont reconnus comme prépondérants. De fait, déterminer avec exactitude le poids de chaque mécanisme ainsi que leur expression selon les conditions d'écoulement reste une tâche extrêmement complexe. Une synthèse des différent modèles PB produits dans la littérature est faite par Ma et al. [71]. Dans leur travaux, les auteurs définissent de façon remarquable l'historique des différentes formulations et discutent des limites rencontrées au cas par cas. Un énorme effort de synthèse bibliographique a été réalisé pour classer ces différents modèles et fournir la bibliographie des cas appliqués.

3.2 Modèle de mousse : Local Equilibrium Foam model

3.2.1 Présentation et principes

Les modèles Local Equilibrium ne lient pas directement la texture de la mousse à sa mobilité mais utilisent des expressions algébriques appliquées à la loi de conservation sur la phase gazeuse. Ces modèles s'appuient sur l'hypothèse d'un équilibre instantané des propriétés de la mousse lors de l'entrée des phases liquide et gazeuse dans un milieu poreux. Comme les modèles PB, les modèles LE ont évolués et différentes formulations ont été proposées. Selon le modèle LE utilisé, différentes sources responsables du comportement de la mousse sont investiguées. On note par exemple pour les plus répandues, la saturation en liquide, la concentration en tensioactif et la vitesse superficielle des deux phases. Dans le cadre d'activités appliqués s'ajoute les effets dus à la présence d'huile, au minimum de gradient de pression pour générer de la mousse in-situ, à la salinité de la phase liquide ou même de la présence de particules solides aux interfaces. Basés sur des expérimentations, les modèles LE sont souvent qualifiés d'empiriques ou semi-empiriques. De manière générale de multiples expérimentations sont menées dans des conditions contrôlées et les données recueillies sont utilisées pour caler les différentes expressions algébriques. Au fur et à mesure des années, les modèles LE ont gagnés en popularité, présentant en général moins de paramètres que les modèles PB et nécessitant moins de temps de calcul. De fait, la texture de la mousse n'est pas résolue de manière explicite, réduisant le nombre de variables du problème [71, 13].

Les modèles LE ont suscité un intérêt particulier pour les pétroliers, permettant de porter le problème à une échelle bien plus grande que celle du laboratoire. Le temps de calcul en apparence réduit et la simplicité relative avec laquelle il est possible de paramétrer les équations en font un candidat idéal pour modéliser des injections de mousse à l'échelle d'un réservoir de pétrole. Bénéficiant de cet intérêt différents modèle LE ont été mis au point par des industriels ou entreprises appliqués au domaine pétrolier. Le plus connus d'entre eux est le modèle STARS provenant du Computing Modeling Group, développé au début des années 2000 [21]. De nombreuses études sont venues compléter le modèle STARS, notamment lors des phases de calibration des paramètres. Par conséquent il est l'un des modèles de mousse le plus développé et partagé à l'heure actuelle dans la littérature. Dans cette partie, la formulation des équations relatives au modèle STARS sont présentées, ainsi que les hypothèses associées. Après quoi différents cas d'études permettant de déterminer les paramètres sont donnés.

3.2.2 Équations du modèle STARS

La grande majorité des modèles LE existants sont similaires et de nombreuses analogies peuvent être faites entre ces derniers. Dans le cas du modèle STARS (CMG), un Facteur de Mobilité noté FM est utilisé pour venir modifier la perméabilité relative au gaz dans l'expression de Darcy donnée équation 34. Comme expliqué plus haut, FM est une expression algébrique permettant de retranscrire les effets de la texture de la mousse sur les conditions d'écoulement. La mousse n'étant pas traitée comme une phase à part entière, il est question de qualifier la façon dont les lamelles limitent ou non l'avancée de la phase gazeuse dans le milieu poreux. On obtient alors une nouvelle expression de la perméabilité relative au gaz en présence de mousse, donnée ci-après.

$$k_{rg}^{f} = k_{rg} \times FM \tag{49}$$

avec k_{rg}^{f} la perméabilité relative de la phase gazeuse en présence de mousse. FM est une fonction sans dimension composée d'une série de sous-fonctions notées F_i avec i l'indice de sous-fonction. Chacune de ces sous-fonctions retranscrit un effet spécifique lié à une variable d'état du système étudié comme la pression ou la saturation ou à d'autres variables intensives ou extensives. L'expression du Facteur de Mobilité FM est donnée équation 50. De nombreuses notations existent dans la littérature pour nommer ces sous-fonctions. Il a été décidé d'utiliser dans ce manuscrit des noms plutôt que des indices numéraires pour éviter toute confusion par la suite.

$$FM = \frac{1}{1 + fmmob \times \prod_{i=1}^{n} F_i} \tag{50}$$

avec $fmmob$ le facteur de réduction de mobilité de référence. Par définition les sous-fonctions F_i sont définies telles que $0 \leq F_i \leq 1$. Elles tendent alors par leur position dans l'équation 50 à faire augmenter le facteur de mobilité FM, traduisant une augmentation de la mobilité de la mousse. De ce constat, il apparaît alors que $fmmob$ correspond à la réduction de mobilité maximale atteignable pour une mousse dite humide [13]. D'après les informations recueillies dans la littérature, le fait que l'on parle de mousse humide vient du fait que $fmmob$ à lui seul ne permet pas de qualifier un écoulement en régime de haute qualité à la pression capillaire limite P_c^* (régime dit de coalescence).

Au moins huit sous-fonctions composant le modèle STARS ont été relevées dans la littérature [27, 71] et leur occurrence varie. Cinq sous-fonctions sont ici présentées, couvrant la majeur partie des composantes

investiguées. De manière systématique on retrouve l'utilisation de la sous-fonction F_{dry} dans la littérature [70, 13, 37]. Il s'agit de la fonction de coalescence liée à l'effet de la saturation en phase liquide sur les lamelle, donnée ci-après.

$$F_{dry} = 0.5 + \frac{arctan(epdry.(S_w - fmdry))}{\pi} \tag{51}$$

avec $fmdry$ et $epdry$ les deux paramètres de l'expression algébrique. Comme indiqué équation 51, F_{dry} est une fonction de la saturation en liquide S_w. L'écriture en arc-tangente de S_w permet de maintenir $F_{dry} \sim 1$ lorsque lorsque $S_w > fmdry$. Par définition, lorsque $S_w = fmdry$ on obtient l'égalité $F_{dry} = 0.5$, signifiant une baisse de moitié de la mobilité de la mousse. On peut alors différencier $fmdry$ de S_w^*, valeur critique à partir de laquelle la mousse commence à s'effondrer [53, 117, 70]. Le paramètre *epdry* contrôle la brutalité avec laquelle la coalescence de la mousse s'opère et de fait, lorsqu'il est assez grand les deux valeurs $fmdry$ et S_w^* sont alors confondues [13]. Une grande valeur de *epdry* traduit alors une variation brutale de la valeur de F_{dry} aux alentours de $S_w = fmdry$ avec une mousse qui s'effondre rapidement avec la diminution de S_w. A l'opposé une faible valeur de *epdry* traduit un effondrement progressif de la mousse à mesure que S_w diminue. On a vu plus haut avec la théorie de la pression capillaire limite P_c^* [53] que la mousse semblait montrer une saturation constante S_w^* pour de faibles saturations, venant appuyer l'idée d'une coalescence rapide soit d'un grand *epdry*. La discussion reste ouverte sur l'ordre de grandeur à appliquer au paramètre *epdry* tout autant que celle sur l'ordre de grandeur à partir duquel il est pertinent de considérer $fmdry = S_w^*$. Dans l'usage lors de simulations numériques, *epdry* intervient comme un paramètre clé dans la gestion du temps de calcul. En effet un grand *epdry* impose une discontinuité marquée dans la variation de la perméabilité du gaz en présence de mousse k_{rg}^f. Cette non linéarité cause de sérieux soucis de temps de calculs lors de la résolution des équations différentielles et c'est pourquoi *epdry* est souvent abaissé lors de simulations [13]. Dans les modèles les plus avancés, $fmdry$ peut être considérée comme une fonction de la concentration en tensioactif, de la saturation en huile ou même de la salinité [37, 27].

La deuxième sous-fonction la plus rencontrée dans la littérature est F_{shear}, elle décrit le comportement non Newtonien attribué à la mousse. Dans la plupart des cas exposés dans la littérature la mousse se comporte comme un fluide rhéofluidifiant en régime de basse qualité et comme un fluide rhéoépaississant en régime de haute qualité. L'expression de F_{shear} est donnée ci-après.

$$\textbf{Si} \quad N_{ca} > fmcap, \qquad F_{shear} = \left(\frac{fmcap}{N_{Ca}}\right)^{epcap} \quad ; \quad \textbf{autrement}, \quad F_{shear} = 1 \tag{52}$$

avec $fmcap$ et $epcap$ les deux paramètres de l'expression algébrique et N_{ca} le nombre capillaire. L'exposant $epcap$ contrôle la courbure liée à l'effet rhéologique et deux cas distincts émergent. Lorsque $epcap = 0$ on obtient un comportement Newtonien et lorsque $epcap > 0$ on obtient un comportement rhéofluidifiant. A notre connaissance aucun cas appliqué dans la littérature ne présente de comportement rhéoépaississant mais il semble que cela s'apparente au cas $epcap < 0$. Le paramètre $fmcap$ correspond au nombre capillaire limite au dessus duquel aucun comportement rhéologique n'est attendu [27] ou le plus petit nombre capillaire attendu dans une simulation [13, 21]. Le nombre capillaire N_{ca} est un nombre adimensionnel et peut être défini de différentes manières. Les expressions les plus communes dans la littérature sur les modèles LE sont données ci-après.

$$N_{ca} = \frac{-k\nabla P}{\sigma} \tag{53}$$

$$N_{ca} = \frac{\mu_w U_t}{\sigma} \tag{54}$$

avec σ la tension superficielle entre le fluide injecté et le fluide déplacé. L'expression 53 pose un souci lors de la résolution des équations car elle emploie le terme ∇P alors que la pression P est la variable d'intérêt (inconnue du problème). Afin de palier à l'augmentation du temps de calcul due aux itérations sur N_{ca}, l'expression 54 à été proposée [113] utilisant la vitesse superficielle totale U_t ainsi que la viscosité du liquide μ_w. Certaines publications utilisent la vitesse superficielle du gaz U_g, avec certains doutes quant à la prise en compte de la fraction de gaz piégée et donc immobile dans ce cas précis. D'autres encore utilisent la vitesse interstitielle mais il ne s'agit alors que d'un rapport à la vitesse superficielle via la porosité du milieu. L'expression du nombre capillaire reste controversée dans la littérature à l'heure actuelle [113]. Une autre sous-fonction utilise le nombre capillaire pour caractériser le minimum de gradient de pression recquis pour générer de la mousse in-situ et nommée $F_{\nabla Pgen}$. Dans cette sous-fonction le paramètre $fmgcp$ correspond au nombre capillaire minimum requis pour générer de la mousse au sein du milieu poreux et le paramètre $epgcp$ à l'exposant qui contrôle la courbure avec laquelle $F_{\nabla Pgen}$ varie de 0 à 1. En effet il existe un nombre capillaire maximum au delà duquel le taux de génération de lamelles est maximal [27].

Moins présente dans la littérature, la sous-fonction $F_{C_{surf}}$ est utilisée pour retranscrire les effets de la concentration en tensioactif sur la stabilité de la mousse. Comme exposé plus haut, à partir d'un certain seuil, le fait d'augmenter la concentration en tensioactif C_{surf} n'a plus d'effets notable sur le comportement de la mousse, vient alors l'expression de $F_{C_{surf}}$ suivante.

$$\textbf{Si } C_{surf} < fmsurf, \quad F_{C_{surf}} = \left(\frac{C_{surf}}{fmsurf}\right)^{epsurf} ; \textbf{ autrement}, \; F_{C_{surf}} = 1 \tag{55}$$

avec $fmsurf$ et $epsurf$ les deux paramètres de l'expression algébrique. $fmsurf$ correspond à la concentration en tensioactif de référence au delà de laquelle aucun effet notable sur la stabilité de la mousse n'est observé. L'exposant $epsurf$ quant à lui contrôle la courbure avec laquelle $F_{C_{surf}}$ varie à mesure que la concentration en tensioactif C_{surf} diminue. Une autre sous-fonction nommée F_{salt} très peu présente dans la littérature traduit l'effet de la salinité de la phase liquide sur la stabilité de la mousse. Son expression ainsi que les trois paramètres la composant sont présentés par Ma et al. [71]. On note que l'augmentation de la salinité de la phase liquide se traduit par une augmentation de la force de la mousse avec des effets significatifs pour un intervalle de salinité donné. Chacune des sous-fonctions $F_{C_{surf}}$ et F_{salt} requiert l'ajout d'une équation de transport de l'espèce au sein de la phase liquide, entraînant une augmentation du temps de calcul. Par ailleurs, l'adsorption du tensioactif par le milieu poreux peut aussi être considérée. Afin de s'affranchir de l'utilisation de la fonction $F_{C_{surf}}$, certaines expérimentations sont réalisées dans des milieux préalablement saturés en tensioactif.

La sous-fonction $F_{S_{oil}}$ traduit l'effet de la saturation en huile sur la stabilité de la mousse. Selon la saturation en huile la mousse est plus moins déstabilisée, vient alors l'expression de $F_{S_{oil}}$ suivante.

$$\begin{aligned} F_{S_{oil}} &= 0 \quad \textbf{Si } \; S_{oil} > fmoil, \\ F_{S_{oil}} &= \left(\frac{fmoil - S_{oil}}{fmoil - floil}\right)^{epoil}, \\ F_{S_{oil}} &= 1 \quad \textbf{Si } \; S_{oil} < floil, \end{aligned} \tag{56}$$

avec $fmoil$ la saturation en huile à partir de laquelle la mousse est totalement déstabilisée, $floil$ la saturation en huile en dessous de laquelle la mousse n'est pas affectée par la présence d'huile et $epoil$ l'exposant qui contrôle la courbure avec laquelle $F_{S_{oil}}$ varie dans l'intervalle $[0, 1]$. Une

autre sous-fonction liée à la présence d'huile existe mais n'est pas exposée dans la littérature, il s'agit de la sous-fonction $F_{Comp,\ oil}$ qui caractérise les effets de la composition de l'huile présente sur la mousse. La mousse est reconnue comme sensible à différents composés que l'on retrouve dans les huiles lourdes au sein des réservoirs. Ainsi le paramètre $fmomf$ caractérise la concentration limite d'un composant de l'huile à partir de laquelle la mousse est totalement déstabilisée. La courbure avec laquelle $F_{Comp,\ oil}$ varie dans l'intervalle $[0, 1]$ est contrôlée par le paramètre $epomf$.

A notre connaissance il n'existe pas de sous-fonction afin de gérer les variations de comportement de la mousse dues à des variations de perméabilité du milieu poreux. On a pourtant vu plus haut que cela pouvait avoir un impact non négligeable sur les performances d'une injection. De plus l'interface entre deux milieux présentant une différence de perméabilité semble être le lieu de phénomènes capillaire pouvant déstabiliser la mousse [**?**].

3.2.3 Détermination des paramètres des sous-fonctions de FM

Les différents paramètres qui composent les sous-fonctions de FM sont déterminés à l'aide de données recueillies lors d'expérimentations en laboratoire. Ces expérimentations correspondent à des injections de mousse dans des colonnes de milieux poreux selon une direction privilégiée. On appelle ces expériences des injections en colonne $1D$. En contrôlant les conditions d'injection et en les comparant aux données de pression et de saturation, il est possible de déterminer les différents paramètres du problème. Plus le nombre de sous-fonction est élevé plus le nombre d'expériences à réaliser pour déterminer les différents paramètres est important. Différentes techniques d'estimation des paramètres sont présentées dans la littérature et certaines d'entre elles sont présentées ci-après. Elles se concentrent majoritairement autour des deux sous-fonctions F_{dry} et F_{shear}.

Dans leur papier Boeije et al. [13] utilisent les deux sous-fonctions F_{dry} et F_{shear} et proposent une technique simple et novatrice. Elle repose en partie sur une approche graphique considérant les deux régimes de haute et basse qualités comme indépendants. Les auteurs proposent d'estimer le point de transition ayant pour coordonnées $(f_g^*,\ \nabla P^*)$. Sous l'hypothèse d'un comportement rhéologique de la mousse dans le régime de basse qualité une courbe convexe est utilisée pour suivre la tendance des points expérimentaux. L'utilisation d'une droite est suggérée pour le régime de haute qualité et passant par le point $(1,\ \nabla P_{gaz})$ correspondant à l'écoulement de gaz seul. L'intersection de ces deux courbes correspond au point de transition et les coordonnées $(f_g^*,\ \nabla P^*)$ sont relevées. En utilisant la loi de

Darcy sur la phase liquide et les paramètres (f_g^*, ∇P^*) les auteurs estiment la saturation en liquide critique S_w^* , correspondant à la pression capillaire limite P_c^*. Sous l'hypothèse d'une transition abrupte et d'une coalescence rapide de la mousse, on note $fmdry = S_w^*$. Après quoi $fmmob$ est estimé en utilisant la loi de Darcy sur la phase gazeuse et l'hypothèse $F_{dry} \sim 1$ en S_w^*, toujours en raison de la coalescence supposée abrupte. Le paramètre *epdry* doit être imposé sachant qu'une valeur trop élevée pourrait fortement diminuer le temps de calcul.

Par la suite Boeije et al. [13], sous certaines hypothèses, proposent d'utiliser un point relativement proche de la transition, en régime de basse qualité et selon la courbe de tendance. En utilisant la loi de Darcy sur la phase gazeuse les auteurs présentent une expression de *epcap*, paramètre de F_{shear}. Un gradient de pression minimum ∇P_{min} pour lequel les effets rhéologiques ne sont pas attendus est déterminé et sert à estimer $fmcap$. Enfin, $fmmob$ est recalculé afin de garantir la valeur unitaire de F_{shear}. Cette technique reposant sur le couple (f_g^*, ∇P^*) est l'une des plus simples permettant de calculer les paramètres de deux sous-fonctions de FM existant dans la littérature. Le couple (f_g^*, ∇P^*) apparaît comment central et peut servir à de nombreuses estimations sous certaines hypothèses et la loi de Dracy. Cependant l'utilisation du gradient de pression dans l'expression du nombre capillaire pour la sous-fonction F_{shear} parait complexe à mettre en place et l'estimation de $fmcap$ reste difficile à interpréter.

Dans leur papier Zeng et al. [113] utilisent les deux sous-fonctions F_{dry} et F_{shear} et proposent une technique avancée. Comme précédemment, les paramètres de la sous-fonction F_{dry} sont traités en premiers avec une reformulation de la loi de Darcy sur la phase liquide et l'hypothèse d'une fonction F_{shear} unitaire. U_t est considéré comme constant sur un quality scan (courbe $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$). On note ici la différence d'interprétation dans la manière de considérer l'effet rhéologique de la mousse avec les auteurs précédents. $fmmob$ est alors déterminé par la méthode des moindres carrés au travers d'un algorithme spécialement développé pour l'occasion. Son architecture est faite de telle sorte à garantir une consistance lors des phases de calculs en limitant la gamme des valeurs testées dans un intervalle entre les deux régimes de basse et haute qualités. Les paramètres de la sous-fonction F_{shear} sont estimés à l'aide d'essais additionnels à ceux nécessaires pour établir une courbe $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$. Après avoir fait le quality scan les auteurs déterminent la qualité à la transition f_g^* et réalisent 5 injections pour différentes vitesses superficielles totales U_t à cette même qualité. Dès lors sous l'hypothèse d'une conservation des paramètres avec

U_t une régression linéaire est réalisée et les paramètres $fmcap$ et $epcap$ sont estimés. Cette technique plus compliquée à mettre en place repose sur de nombreuses hypothèses, notamment celle de la conservation des paramètres avec U_t qui ne semble pas correcte vis à vis des travaux réalisés par Alvarez et al. et Osterloh et Jante [3, 88]. Par ailleurs de faibles valeurs de $epdry$ son utilisées pour permettre de caler correctement la courbure du régime de basse qualité car F_{shear} n'est pas utilisée dans ce but contrairement à l'utilisation qui en est faite par Boeije et al. [13], au dessus.

Quant à eux, Ma et al. [70] utilisent la sous-fonction F_{dry} seule et font une analyse poussée sur la différenciation entre les valeurs de $fmdry$ et S_w^*. Les auteurs soutiennent la nécessaire différenciation de ces deux paramètres lorsque la valeur de $epdry$ est relativement faible. Pour rappel, S_w^* correspond à la saturation à la transition soit lorsque la réponse en pression ou la viscosité apparente de la mousse est maximale sur une courbe $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ et correspondant aux coordonnées (f_g^*, ∇P^*). Quant à elle $fmdry$ correspond à la saturation à laquelle la sous-fonction $F_{dry} = 0.5$. La méthode mise en place bien que précise et respectueuse des hypothèses sur $fmdry$ et S_w^* reste lourde et présente un fit des points expérimentaux similaire à ce qui a peu être réalisé avec la technique de Boeije et al. [13]. Les auteurs, ayant travaillé sans contre pression, ont pu observer de grandes variations de la vitesse superficielle du gaz le long de leur colonne et préviennent quant aux effets de la compressibilité de la phase gazeuse sur le comportement de la mousse. Il est avancé que la prise en compte de cette propriété de la phase gazeuse faisait partie des priorités en terme de sujet d'étude.

Les différentes techniques d'estimation des paramètres souffrent d'un manque de clarté dans l'interprétation physique de chacun des paramètres. Au delà, le sens/rôle donné à une sous-fonction peu varier d'un auteur à l'autre avec pour base les équations d'un modèle de mousse appliqué à la récupération assistée du pétrole. Peu d'informations circulent et seules quelques rares publications comme Ding et al. et Ma et al. [27, 71] fournissent des détails approfondis sur l'utilisation des sous-fonctions F_i. Cependant le formalisme apporté correspond tout à fait à ce que l'on peut rencontrer dans des cas de remédiation des sols pollués faisant de ce type de modèle une base de travail pour développer un modèle plus appliqué aux contraintes de l'ISER.

Troisième partie
Résultats et discussion

4 Expérimentations en colonne 1D

4.1 Contexte

Le comportement de la mousse en milieu poreux étant sensible à de nombreux paramètres, il apparaît essentiel de les maîtriser au maximum. Les expérimentations en colonne sont couramment utilisées pour paramétrer les modèles de mousse dans la littérature [13, 70, 113, 27, 37]. Elles permettent de contrôler à la fois le milieu poreux dans lequel on injecte la mousse, les paramètres d'injection et la direction privilégiée dans laquelle cette dernière se déplace. En effet lorsque la longueur de la colonne L_{col} est grande devant son diamètre d_{col}, on peut considérer un écoulement unidirectionnel. On obtient ainsi, sous réserve de certaines hypothèses, un moyen de caractériser et de reproduire des conditions d'injection spécifiques dans un échantillon de milieu poreux donné.

De nombreuses injections en colonnes ont été réalisées lors de thèses précédentes [24, 93, 39], les techniques utilisées et les résultats obtenus on été pris en compte dans cette étude. Dans un objectif de changement d'échelle, ces expériences en colonnes s'inscrivent dans une démarche d'amélioration des techniques et appareillages utilisés en vue d'une injection dans un pilote en 3 dimensions de laboratoire et d'une application sur un terrain.

4.2 Matériel et méthode

4.2.1 Montage expérimental et matériel

La figure 24 présente le montage expérimental utilisé lors des injections de mousse en colonne. Ce montage peut être décomposé en trois parties distinctes avec une partie régulation gaz, une partie régulation liquide et une partie de mélange des fluides et finalement, la colonne. Ces différentes parties sont présentés ci-après :

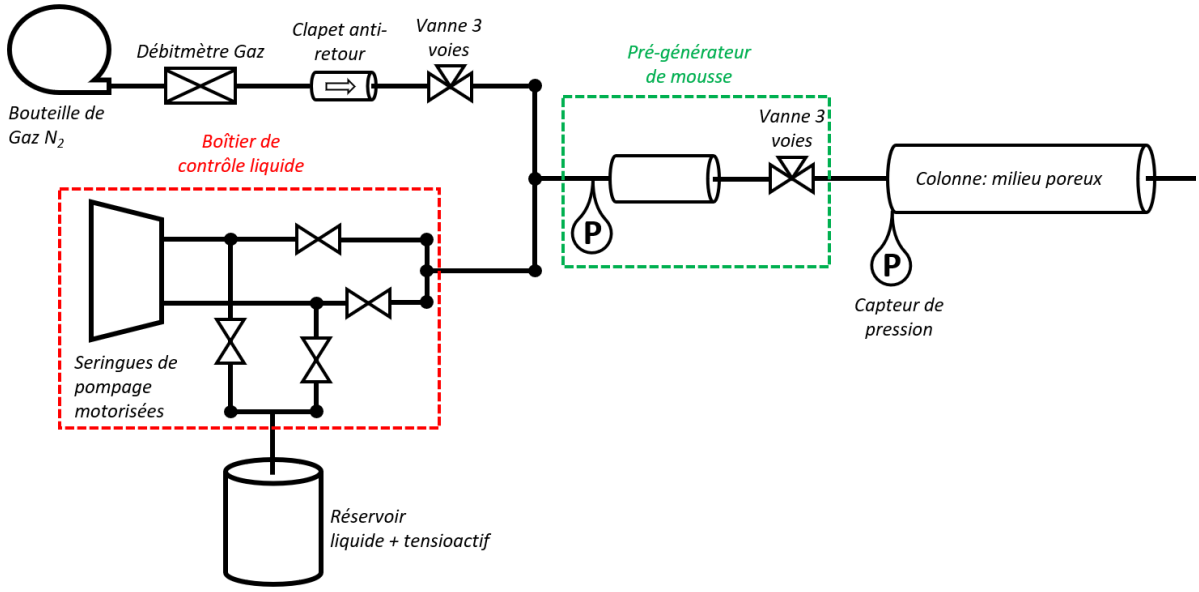

FIGURE 24 – Schéma du montage expérimental utilisé pour les injections de mousse en colonne. Les parties nommées "Boîtier de contrôle liquide" en rouge et "Pré-générateur de mousse" en vert indiquent les zones où des modifications on été faites au court des expérimentations.

Partie régulation gaz : La régulation du gaz injecté est réalisée à l'aide d'un débitmètre massique EL-FLOW® de la marque Bronkhorst® ayant une gamme de 0 - 20 $mL_s.min^{-1}$ et une précision de 0.02 $mL_s.min^{-1}$. Le terme mL_s correspond à une unité de volume dans des conditions standards soit une pression de 1013.25 hPa et une température de 20 $°C$. Il s'agit d'une manière d'exprimer un débit massique, les débits volumiques étant plus couramment utilisés. La pression maximale acceptée en entrée du débitmètre est de 3 bar, un détendeur est placé en amont pour spécifier la pression d'entrée. Une bouteille de gaz ou un compresseur peuvent être utilisés comme alimentation. Un clapet anti-retour est installé en aval du débitmètre pour éviter toute remontée abrupte de liquide vers ce dernier, sensible au liquide. Enfin, une vanne 3 voies est utilisée pour séparer la partie régulation gaz du reste du circuit d'injection de mousse lorsque cela s'avère nécessaire.

Partie régulation liquide : La régulation du débit liquide est faite à l'aide d'un pousse seringue PHD ULTRA^{TM} (Harvard Apparatus) et des seringues de 60 mL Plastipak^{TM} lors des premières expérimentations. Ce système est par la suite remplacé par un boîtier de contrôle liquide comme indiqué sur la figure 24 par un encadré rouge. Ce système est composé de deux seringues montées en opposition de telle manière à ce que le piston de la première soit complètement rentré lorsque le piston de la seconde est presque sorti. Les deux pistons sont soudés et l'ensemble est raccordé à une vis sans fin motorisée via un chariot. Un moteur pas à pas (2.8 V et 1.68 A) ayant un pas de 1.8° de la marque Dongzheng Motor CO® est utilisé. L'ensemble est fixé sur un support rigide. Afin de limiter la course du chariot à la longueur d'un piston, on place des capteurs de fin de course aux deux extrémités. Lorsque le chariot atteint l'un des capteurs de fin de course, l'ordre est donné au moteur d'inverser son sens de rotation. Ainsi, le chariot est en mesure d'effectuer des aller-retours entre les deux extrémités entraînant la vidange et la recharge simultanée des deux seringues. Un jeu de quatre électrovannes est utilisé pour permettre la recharge d'une seringue pendant que l'autre se vidange, comme montré figure 24. Un système Arduino® est utilisé pour contrôler l'ensemble. En contrôlant la vitesse du moteur il est possible de réguler la vitesse de déplacement des pistons et donc d'obtenir un débit fixé. La courbe d'étalonnage liant la vitesse de rotation du moteur au débit de sortie liquide est donnée ci-après :

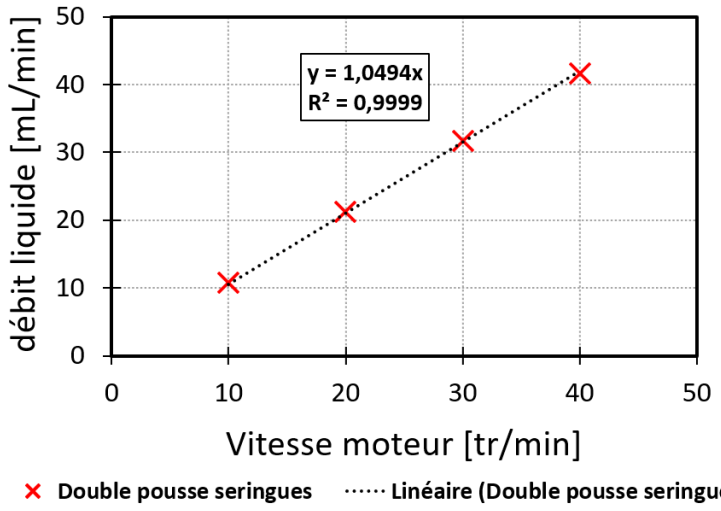

FIGURE 25 – Courbe d'étalonnage du système de régulation liquide reliant la vitesse de rotation du moteur au débit de sortie liquide.

Le montage à été testé et éprouvé pour une pression de fonctionnement de 2 *bar* mais pour des raisons de tenue mécanique dans le temps, une pression de fonctionnement plus faible est jugée bénéfique.

Partie jonction fluides et colonne testée : Les sorties des deux circuits précédents sont reliées entre elles et les deux fluides injectés sont orientés vers la colonne testée. Deux types de colonnes sont utilisées lors des expérimentations.

Le premier type est composé d'un tube PVC qui mesure 277 mm ou 425 mm de long pour un diamètre interne de 45 mm. Les extrémités sont bouchées à l'aide de bouchons en nylon munis de joints toriques. De la toile filtrante est utilisée aux deux extrémités afin de garantir le passage des fluides sans obturation des orifices. Des tirants sont utilisés pour raccorder les deux bouchons formant les extrémités de la colonne pour maintenir le milieu poreux non consolidé en place, sous contrainte. La figure 26 présente le montage.

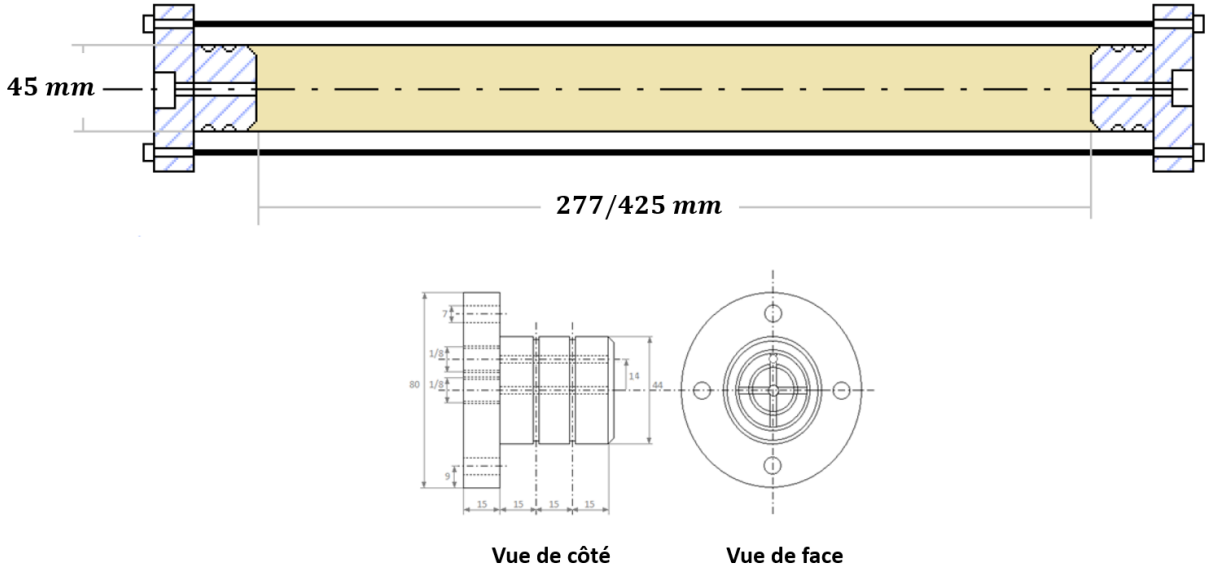

FIGURE 26 – Schéma du premier type de colonne utilisée. La colonne montée est donnée dans la partie haute de la figure avec ses dimensions. La partie basse de la figure donne les vues de côté et de face des bouchons en nylon. La vue de côté montre les 3 rainures dans lesquels les joints toriques sont placés. La vue de face montre le bouchon du point de vue du milieu poreux, à l'intérieur de la colonne où l'on peut voir des rainures circulaires reliées entres elles. Ces rainures internes servent à faciliter la répartition homogène des fluides injectés sur la section de la colonne, dès leur entrée [24].

Afin de réaliser des expériences plus rapidement, un deuxième type de colonne est composé d'un corps en inox de 120 mm de longueur pour un diamètre interne de 35 mm. Les extrémités sont bouchées à l'aide de brides en inox et l'étanchéité est garantie par des joints en cuivre. Les brides sont montées serrées à l'aide de six vis comme indiqué sur la figure 27.

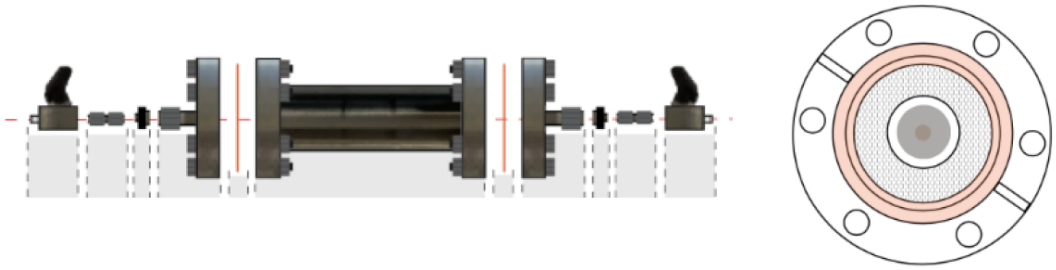

FIGURE 27 – Schéma du deuxième type de colonne utilisée. La surface de passage des fluides injectés, ici en gris au centre de la bride, est élargie pour répartir de façon homogène les fluides sur la section de la colonne [93]. Une toile filtrante de 80 μm recouvre cette surface grise ici présentée.

Un capteur de pression AEP Transducer® est placé en amont de la colonne pour relever la perte de charge et connaître la pression de fonctionnement des parties de régulation fluides. Ces capteurs fonctionnent pour une gamme de 0 - 5 *bar* relatif avec une précision de 1 *mbar* et sont munis d'une option d'enregistrement. Un pré-générateur de mousse a été ajouté en amont de la colonne pour la plupart des expérimentations. Il s'agit d'une colonne identique à celle présentée figure 27. Cette dernière est remplie de billes de verre de 2 *mm* de diamètre. Un capteur pression AEP Transducer® est placé en amont du pré-générateur afin de contrôler la perte de charge due à l'ajout du dispositif et pour surveiller la pression de fonctionnement des circuits de régulation.

4.2.2 Milieux poreux et fluides

Du sable Sibelco® MI 0.3/0.4 ($SiO_2 > 99\%$) avec une masse volumique de 2.65 $g.cm^{-3}$ a été utilisé pour remplir les colonnes de 277 et 425 *mm* de longueur. Du sable Sibelco® MI 0.4/0.9 ($SiO_2 > 99\%$) avec une masse volumique de 2.65 $g.cm^{-3}$ a été utilisé pour remplir les colonnes de 120 *mm* de longueur. L'eau utilisée est celle du robinet afin de se rapprocher des conditions réelles d'utilisation, l'eau distillé n'étant pas envisagée sur le terrain. Une bouteille de gaz contenant du diazote N_2 d'une pureté de 99.99% provenant de Air Liquide® ou un compresseur mobile et donc de l'air ambiant ont été utilisés comme phase gazeuse.

Différents tensioactifs ont été utilisés lors des expérimentations en colonnes. La saponine, un tensioactif non-ionique provenant de Fisher® ayant une concentration micellaire critique (CMC) de 0.062 $\%wt$ (weight percent) [39]. Le cocamidopropyl hydroxysultaine (CH), un tensioactif zwittérionique de Cola® Teric CBS Colonial Chemical avec une CMC mesurée à 0.01

$\%vol$. Le lauramidopropyl bétaine (LAPB) lui aussi zwittérionique de Cola® Teric LBM Colonial Chemical avec une CMC mesurée à 0.044 $\%vol$. Le sodium decylglucosides hydroxypropyl phosphate (SDHP), un tensioactif anionique de Suga® Fax D10 Colonial Chemical avec une CMC mesurée à 0.074 $\%vol$. Le sodium laurylglucosides hydroxypropylsulfonate (SLHS) est lui aussi anionique de Suga® Fax 160 NC Colonial Chemical avec une CMC estimée à 0.08 $\%vol$.

L'huile utilisée lors des expérimentation est une huile minérale nommée Drosera MS 2® de DL LUB, France. Elle possède une viscosité dynamique $\mu_h = 5\ cp$ à $20°C$, ce qui en fait un fluide cinq fois plus visqueux que l'eau. Sa masse volumique ρ_h est de 0.8 $kg.L^{-1}$ soit une densité de 0.8.

4.2.3 Protocole expérimental

Remplissage de la colonne : Le milieu poreux étant non consolidé, un protocole de remplissage a été mis au point pour fabriquer des colonnes aux caractéristiques similaires. La colonne est placée à la verticale avec le bouchon de la partie basse en place et ouvert. Deux morceaux de toile filtrante en forme de disque et ayant un diamètre correspondant au diamètre interne de la colonne sont découpés. La colonne de 120 mm étant pré-équipée de toiles filtrantes au niveau des brides, cette étape n'est pas appliquée lors de son utilisation. On dépose la première toile filtrante au fond de la colonne et on vient plaquer cette dernière en ajoutant de l'eau par le haut de la colonne. Lorsque la totalité de l'eau est sortie par le bas, on ferme la partie basse. A l'aide d'une tige métallique on maintient la toile au fond de la colonne et on ajoute un peu d'eau (2 à 3 cm). Du sable sec est ajouté en faible quantité pour maintenir la toile puis l'on retire la tige métallique. En s'assurant que le sable soit toujours noyé dans l'eau au sein de la colonne lors des différents ajouts, on remplit la colonne alternativement d'eau et de sable sec en respectant des phases de mélange (homogénéisation) et de tassage (réarrangement).

Le mélange est effectué après chaque ajout de sable sec à l'aide de la tige métallique sur une hauteur légèrement supérieure à celle du sable nouvellement ajouté. La hauteur d'eau dans la colonne étant supérieure à celle du sable, les bulles de gaz résiduelles introduites avec l'ajout du sable sec sont alors évacuées. De plus, ce mélange permet de lier les différentes fractions de sable ajoutées entre elles en évitant la formation de strates.

Afin d'homogénéiser le sable on procède au tassage du sable dans la

colonne après chaque étape de mélange. Il suffit de faire vibrer la colonne à l'aide d'une barre rigide que l'on vient choquer contre le corps de cette dernière. Le niveau de sable dans la colonne s'abaisse alors, indiquant le réarrangement des grains de sable. Lorsque le niveau de sable n'est plus affecté par le tassage, on estime avoir obtenu une configuration homogène et stable. On peut alors ajouter du sable sec / eau pour continuer à remplir la colonne.

Pour le premier type de colonne lorsque l'on arrive à une hauteur de sable de 277 mm après tassage, on laisse environ 3 cm de hauteur d'eau au dessus du sable. On place alors le deuxième morceau de toile filtrante et on insère le bouchon supérieur (ouvert) en prenant soin de faire sortir l'air de la colonne. Tout en maintenant la colonne à la verticale, on place les tirants et on vient comprimer les bouchons de part et d'autre du milieu poreux ainsi formé. Le surplus d'eau est évacué par le bouchon supérieur laissé ouvert pendant la manipulation, il est fermé lorsque la colonne est terminée et prête à l'emploi.

Pour la colonne de 120 mm une couche de sable légèrement supérieure est laissée en partie haute de la colonne et hydratée à la seringue. On vient alors placer la bride par le dessus en s'assurant que le surplus de sable laisse un espace d'environ 1 mm entre la bride et le corps de la colonne. On place alors les six vis de maintient et l'ensemble est monté sous contrainte.

Estimation de la porosité Φ : La porosité du milieu poreux formé dans la colonne est déterminée à l'aide de la quantité d'eau introduite dans la colonne lors de son remplissage. Un becher couvert et rempli d'eau est utilisé comme réserve d'eau, il est pesé avant et après le remplissage de la colonne afin de déterminer la masse d'eau (i.e. son volume) introduite avec le sable. A la fin de la procédure de remplissage le surplus d'eau est enlevé à la seringue et réintroduit dans la réserve pour que le tout soit pesé. De l'eau est ensuite réintroduite dans la colonne afin de procéder à la fermeture de la colonne. La porosité est déterminée via l'équation suivante, application de la relation 14 :

$$\Phi = \frac{V_{eau}}{L_{col}\pi r_{col}^2} \tag{57}$$

avec V_{eau} le volume d'eau introduit dans la colonne en m^3, L_{col} et r_{col} la longueur et le rayon interne de la colonne en m, respectivement. On note ici que le volume V_{eau} correspond au volume de pore V_{pore} de la colonne et que $L_{col}\pi r_{col}^2$ correspond au volume total occupé par le milieu poreux dans

la colonne.

Estimation de la perméabilité intrinsèque k : Une fois la colonne montée et fermée, elle est placée à l'horizontale. De l'eau sans tensioactif est injectée dans la colonne à différents débits. Lors de cette opération, le générateur de mousse n'est pas raccordé au circuit (by-pass). La pression en entrée de colonne est relevée pour les différents débits d'injection et les résultats sont représentés sur un graphique $\nabla P = f(Q_{eau})$. Les données expérimentales sont approximées selon une droite passant par l'origine du repère de type $y = ax$. Selon les hypothèses de Darcy en 1 dimension et la relation 21 on obtient la relation suivante :

$$-\frac{\Delta P}{L_{col}} = Q_v \frac{\mu_w}{kA_{col}} \Rightarrow a = \frac{\mu_w}{kA_{col}} \tag{58}$$

avec L_{col} et A_{col} la longueur et la section de la colonne en m, et m^2 respectivement. La colonne étant placée à l'horizontale et l'écoulement étant considéré comme unidirectionnel entre l'entrée et la sortie, la contribution de la gravité est ici négligée. La pente a de la droite de tendance des données expérimentale $\nabla P = f(Q_{eau})$ peut alors être utilisée pour calculer la perméabilité intrinsèque k du milieu poreux contenu dans la colonne comme suit :

$$k = \frac{\mu_w}{aA_{col}} \tag{59}$$

Saturation en tensioactif : Les différentes colonnes testées ont été préalablement saturées en tensioactif afin d'éviter l'adsorption de ce dernier par les grains de sables. En effet le tensioactif adsorbé par le milieu poreux est perdu par la phase liquide, ces molécules ne peuvent donc plus se placer à l'interface liquide/gaz, déstabilisant la mousse lors de son avancée. Pour un essai dont le résultat d'analyse est l'état d'équilibre du système au temps long, à savoir le gradient de pression ∇P obtenu dans la colonne pour une qualité f_g et un débit volumique total Q_t de mousse injectée, la saturation en tensioactif avant injection n'a pas d'effets. Seule la partie transitoire et donc le temps pour atteindre l'équilibre est donc impacté.

Selon les travaux réalisés auparavant [24, 39], injecter 2 volumes de pores d'une solution à 10 CMC suffit à saturer la colonne. Ces essais ont été réalisé pour deux tensioactifs différents, la saponine [39] et le Triton® X-100 [24]. On retrouve des cas de saturation dans la littérature où 10 à 15 volumes de pores sont injectés pour garantir la saturation en tensioactif du milieu poreux [29].

Il a été décidé de procéder de la manière suivante pour chaque colonne testée : Les colonnes sont préparées la veille pour le lendemain matin. Deux volumes de pores d'une solution à 10 CMC (pour chacun des tensioactifs) sont injectés la veille et la colonne est laissée au repos environ 13 heures. Le lendemain matin, 2 volumes de pores (au minimum) sont à nouveaux injectés dans la colonne tout en procédant à l'estimation de la perméabilité intrinsèque k de la colonne. Cette estimation, dépendante de la réponse en pression pour un débit liquide donné n'est pas affectée par la présence ou non de tensioactif dans le liquide (comparaison faite avec chaque tensioactif testé).

Co-injection : La co-injection de gaz et de liquide s'effectue à un débit massique de gaz fixé et un débit volumique liquide fixé sans pré-générateur. Le débit liquide est fixé en premier, sur la base de la qualité de mousse f_g et de la vitesse superficielle totale U_t visées. La vanne 3 voies située sur la partie régulation gaz de la figure 24 est fermée (sortie gaz en mode purge) pour isoler la partie gaz du reste du circuit. Le débit gaz est initié et on attend sa stabilisation avant d'ouvrir la vanne 3 voies pour démarrer la co-injection. Le débitmètre gaz étant massique, le débit volumique de gaz injecté va diminuer au cours du temps jusqu'à ce que l'équilibre soit atteint dans la colonne. Il n'est pas possible, partant du débit massique, de prévoir le débit volumique de gaz injecté lorsque l'équilibre sera atteint dans la colonne car ce dernier est directement fonction de la pression en entrée qui croît au cours du temps. Durant les injections, la valeur du débit volumique gaz aux pressions et températures de références est utilisée dans un premier temps afin d'estimer les débits d'injections. Lorsque l'équilibre est atteint, le débit volumique réel de gaz est recalculé selon la loi des gaz parfaits, connaissant le débit massique injecté. Nous considérons que l'équilibre est atteint dans la colonne lorsque la pression en entrée est stabilisée et que le débit injecté est égal au débit récupéré.

Pré-génération : Lors des essais utilisant le pré-générateur de mousse, le mode opératoire est divisé en deux étapes. La première consiste à co-injecter le liquide et le gaz dans le pré-générateur sans venir interférer avec la colonne, mise en attente. Pour cela, on utilise la vanne 3 voies présente dans l'encadré vert de la figure 24, positionnée en mode purge. Lorsque la pression est stabilisée en entrée de pré-générateur et que la sortie est stabilisée (texture de mousse homogène), on procède alors à la deuxième étape, on positionne la vanne 3 voies en mode injection et l'injection de mousse peut alors démarrer.

Remplissage en cas de présence d'huile : Certains essais ont été réalisés avec de l'huile, présente à saturation résiduelle. On assume connaître la porosité du milieu grâce aux expérimentations précédentes sur le même type de milieu poreux. Le sable utilisé est préalablement mouillé à l'eau et laissé au repos quelques heures. Le surplus d'eau est évacué par filtrage et le sable obtenu est versé dans un bac contenant l'huile en phase pure. On note ici que le sable est détrempé, proche de sa saturation résiduelle en eau avant d'être mis au contact de l'huile. La colonne est remplie en suivant les procédures habituelles d'homogénéisation et de réarrangement mais avec la sable déjà mouillé/huilé. Il convient de faire attention à bien dégager les bulles d'air à chaque ajout en laissant 2 à 3 cm d'huile au dessus du sable introduit dans la colonne. Lorsque la colonne est montée, on injecte alors 30 volumes de pores d'eau dans la colonne en la positionnant verticalement, entrée positionnée en bas. On estime avoir atteint la saturation résiduelle en huile lorsque l'on note l'absence d'huile en sortie. La perméabilité intrinsèque k du milieu est calculée selon la méthode présentée plus haut avant la saturation de la colonne en tensioactif.

Détermination des débits d'injection : Les travaux précédents ayant montré que le débit d'injection total Q_t de mousse à un impact non négligeable sur la réponse en pression, plusieurs débits sont envisagés. Avec l'intention de maximiser le rendement des expériences en colonne il est décidé de se baser sur la géométrie prévue pour le pilote $3D$. Ce pilote doit permettre de recréer les conditions de l'utilisation de la technique du blocage par injection de mousse en laboratoire et possède des contraintes structurelles. Les débits des expériences en colonnes ont été établis afin d'obtenir un temps de migration dans le pilote 3D d'environ 4 heures. Le raisonnement employé et le détail des calculs sont donnés dans la partie Protocole expérimental du pilote 3D.

4.3 Injections en colonnes PVC, co-injection avec saponine

Lors des essais de co-injection, une colonne de 425 mm de long avec un diamètre de 45 mm a été utilisée. La colonne est remplie selon le protocole décrit précédemment, de même que sa porosité, estimée telle que $\Phi = 0.31$ en utilisant l'équation 57. Les résultats des essais dit "de Darcy" pour l'estimation de la perméabilité k du milieu sont donnés sur le graphique $\nabla P = f(Q_{eau})$ ci-après :

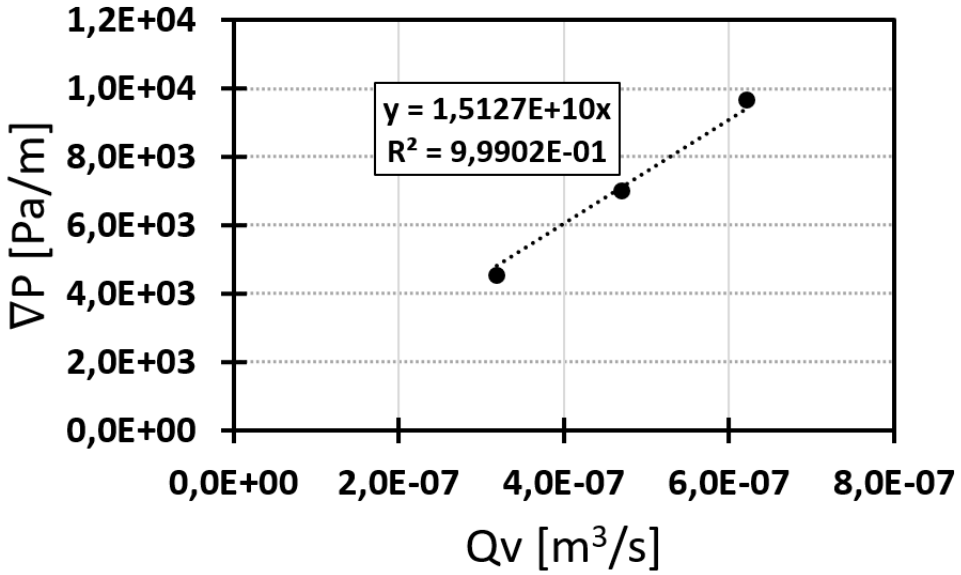

FIGURE 28 – Courbe du gradient de pression en fonction du débit volumique d'eau injecté pour la colonne utilisée lors des essais de co-injection. Les points expérimentaux sont représentés par des points noirs et la courbe de tendance de type $y = ax$ par une droite en pointillés noirs. L'équation de la courbe de tendance ainsi que le coefficient de détermination R^2 sont encadrés en noir.

On en déduit alors une perméabilité $k = 4.16 \times 10^{-11}\ m^2$ du milieu poreux composant la colonne en utilisant l'équation 59. Le tensioactif utilisé lors des expériences est la Saponine avec une concentration en phase liquide de 10 CMC.

Les résultats des essais de co-injection sont donnés dans le tableau 1. Comme dit plus haut, les différents débits $Q_{t,\ atm}$ et qualités $f_{g,\ atm}$ sont initialisés pour des conditions standards de température et de pression en raison de l'utilisation d'un débitmètre gaz massique. On note ici que la température ne varie pas et que seule la pression à une influence sur le débit volumique total $Q_{t,\ inlet}$ en entrée de colonne. Les différentes expériences ont été réalisées suivant les lignes du tableau 1 par groupes de qualités identiques pour différents débits $Q_{t,\ atm}$. De fait le débit volumique total $Q_{t,\ inlet}$ réellement injecté n'est pas le même d'une qualité à l'autre. Afin d'être en mesure de comparer nos résultats, il convient de prendre en compte la variation des différents paramètres sur un même graphique.

TABLE 1 – Résultats des essais de co-injections en colonne. Les débits volumiques sont notés Q et donnés en $[mL.min^{-1}]$. L'indice t correspond à la somme des deux phases et l'indice g correspond à la phase gazeuse. Le gradient de pression le long de la colonne noté ∇P est donné en $[Pa.m^{-1}]$. Les indices "atm" et "inlet" relatifs à la phase gazeuse correspondent aux quantités mesurées à pression atmosphérique et une fois la pression en entrée de colonne stabilisée, respectivement.

$Q_{t,\ atm}$	$Q_{g,\ atm}$	$f_{g,\ atm}$	∇P $\times 10^4$	$Q_{g,\ inlet}$	$f_{g,\ inlet}$	$Q_{t,\ inlet}$	$\%var\ Q_t$	RF
12.78	3.83	0.3	3.037	3.40	0.28	12.35	−3.36	9.75
10.37	3.12	0.3	2.643	2.81	0.28	10.07	−2.97	10.41
8.80	2.64	0.3	2.629	2.38	0.28	8.54	−2.95	12.21
5.59	1.68	0.3	1.973	1.55	0.28	5.46	−2.27	14.32
12.78	6.39	0.5	4.026	5.48	0.46	11.87	−7.16	13.46
10.48	5.19	0.5	3.804	4.48	0.46	9.77	−6.75	15.44
8.80	4.39	0.5	3.801	3.79	0.46	8.20	−6.80	18.37
5.63	2.80	0.5	2.899	2.50	0.47	5.33	−5.33	21.58
12.78	8.95	0.7	5.082	7.39	0.66	11.22	−12.19	17.96
10.38	7.27	0.7	4.696	6.08	0.66	9.20	−11.42	20.25
8.83	6.15	0.7	4.628	5.16	0.66	7.84	−11.22	23.41
5.59	3.91	0.7	4.027	3.35	0.67	5.03	−10.02	31.75
12.78	10.22	0.8	4.755	8.54	0.77	11.09	−13.19	17.00
10.38	8.31	0.8	4.285	7.05	0.77	9.13	−12.08	18.62
12.78	9.59	0.75	4.530	8.07	0.72	11.26	−11.87	15.95
10.38	7.79	0.75	3.075	6.91	0.73	9.50	−8.49	12.83

La figure 29 représente les différents résultats obtenus sous la forme d'un graphique $\nabla P = f(f_g, Q_t)$ en 3 dimensions. Les contours de pression y sont superposés afin de mieux identifier la réponse en pression selon le couple de paramètres (f_g, Q_t). On observe une montée de la réponse en pression à mesure que la qualité de la mousse f_g augmente pour $f_g \in [0.28, 0.66]$ pour un débit Q_t fixe. Cette tendance est valable pour tous les débits Q_t testés. Lors des essais pour $f_g = 0.77$, une légère baisse de la réponse en pression est observée. Ce changement de comportement est largement décrit dans la littérature [3, 88, 79] et correspond à la transition entre ce que l'on nomme les régimes de haute et basse qualités. Le point de transition séparant ces régimes est une donnée importante, il est donc décidé de mener des essais pour une qualité intermédiaire afin de mieux positionner ce point selon les paramètres (f_g, Q_t).

Après 12 essais, une dégradation du milieux poreux contenu dans la colonne semble intervenir, donnant des résultats aberrants par rapport à ce qui a pu être observé dans la littérature. Un essai doublon est réalisé afin de statuer sur cette évènement et les résultats sont présentés figure 31. La différence de réponse en pression entre les deux courbes (rouge et noire) témoigne de la dégradation du milieux poreux, il est alors décidé de

stopper les essais.

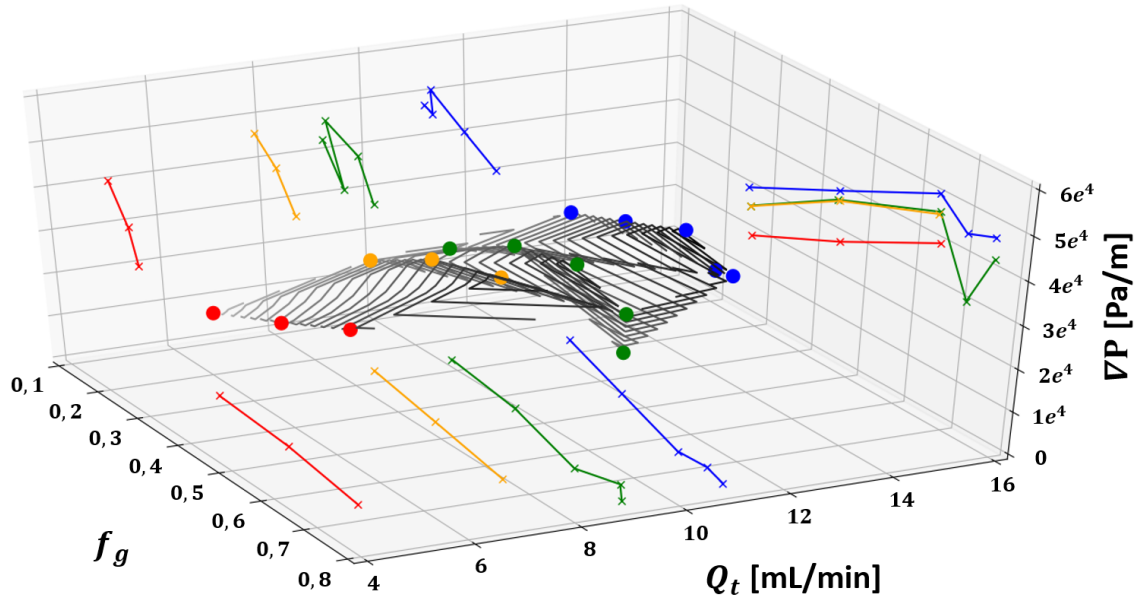

FIGURE 29 – Contours $\nabla P = f(f_g, Q_t)$ des co-injections réalisées en colonne et projection des points expérimentaux sur les plans (f_g, Q_t), (f_g, ∇P) et (Q_t, ∇P). Les valeurs de f_g et Q_t correspondent aux quantités injectées en entrée de colonne et ∇P au gradient de pression relevé de part et d'autre de la colonne lorsque le régime permanent est atteint. Les points expérimentaux sont représentés par des points colorés et chaque couleur représente une série d'expériences pour un même débit volumique total $Q_{t,\ atm}$ en entrée au début de l'expérience. Les contours de gradients de pression résultants y sont superposés avec un dégradé de gris, les grands gradients étant plus foncés. Les projetés des points expérimentaux sur les plans (f_g, Q_t), (f_g, ∇P) et (Q_t, ∇P) sont fournis en correspondance avec les couleurs des points expérimentaux.

Sur la figure 29 les différentes projections des résultats sur les plans (f_g, Q_t), (f_g, ∇P) et (Q_t, ∇P) sont ajoutés pour mieux visualiser la position des différents points dans l'espace. On y observe la chute de réponse en pression sur le plan (f_g, ∇P) pour une qualité $f_g = 0.72/0.73$ avant une remontée pour $f_g = 0.77$ (courbes bleue et verte figure 29), ce qui rentre en contradiction avec les tendances observée pour les régimes de haute et basse qualités dans la littérature. On voit par ailleurs que cette dégradation entraîne une discontinuité dans les tendances des courbes concernées sur les plans (f_g, Q_t) et (Q_t, ∇P). Cependant, il est possible d'affirmer selon les 12 premières expériences que la transition à lieu, pour chacune des expériences, au delà de $f_g = 0.6$.

Les valeurs des RF sont données sous la forme d'un graphique $RF = f(f_g, Q_t)$ sur la figure 30. On observe une baisse globale du RF avec l'augmentation du débit volumique total ainsi qu'une augmentation de ce dernier avec f_g dans le régime de basse qualité. Ces observations sont identiques à celles faites par N.Forey [39], cependant les valeurs obtenues sont

en moyenne deux à trois fois supérieures pour les mêmes conditions d'injections, à savoir les couples (f_g, Q_t).

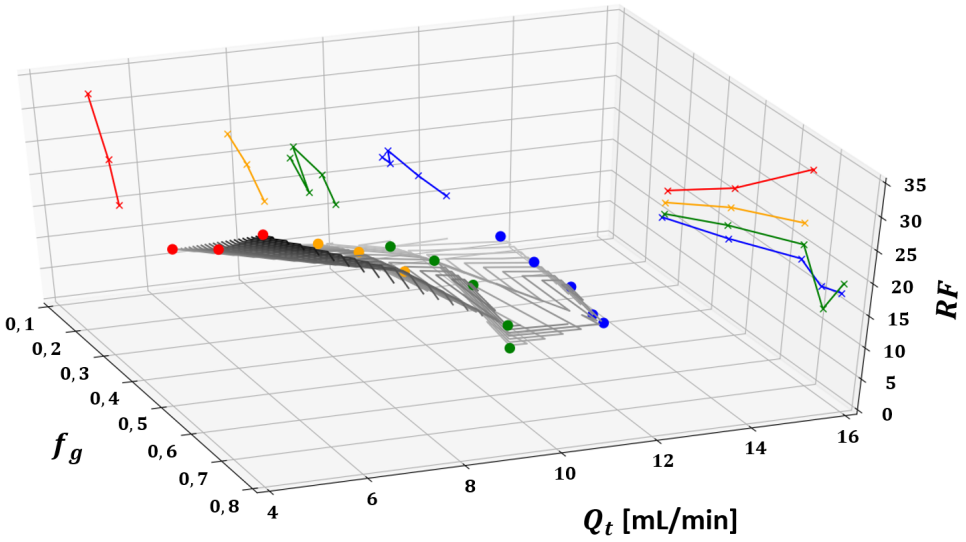

FIGURE 30 – Contours $RF = f(f_g, Q_t)$ des co-injections réalisées en colonne et projection des points expérimentaux sur les plans $(f_g, \nabla P)$ et $(Q_t, \nabla P)$. Les valeurs de f_g et Q_t correspondent aux quantités injectées en entrée de colonne et RF au Facteur de Résistance relevé de part et d'autre de la colonne. Les points expérimentaux sont représentés par des points colorés et chaque couleur représente une série d'expériences pour un même débit volumique total $Q_{t,\ atm}$ en entrée au début de l'expérience. Les contours de RF résultants y sont superposés avec un dégradé de gris, les grands RF étant plus foncés. Les projetés des points expérimentaux sur les plans $(f_g, \nabla P)$ et $(Q_t, \nabla P)$ sont fournis en correspondance avec les couleurs des points expérimentaux.

La figure 31 montre une chute brutale de la pression en entrée de colonne à des intervalles réguliers, elle est due au changement de seringue dans la partie régulation liquide. En effet la seringue ayant une contenance limitée, son changement est requis et le temps entre chaque changement est fortement impacté selon le débit liquide utilisé. Pour des essais à basse qualité et/ou à haut débit cela peut devenir un vrai problème, tant pour la manipulation, avec des changements intempestifs que pour la capacité à atteindre et conserver un certains temps un régime permanent dans la colonne. De plus, même si le régime transitoire n'est pas caractérisé ici, il semble préférable de ne pas se priver d'une injection continue de la phase liquide pour de futures travaux de caractérisation en laboratoire.

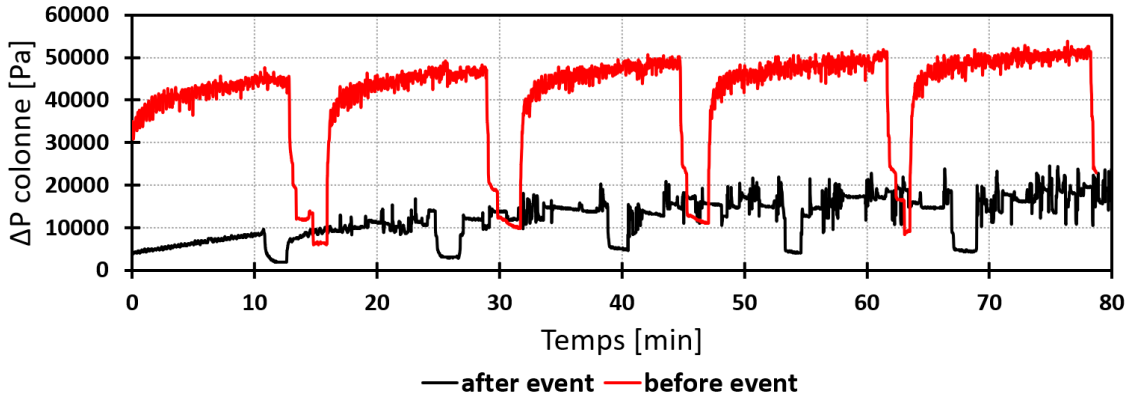

FIGURE 31 – Courbe de réponse en pression pour les mêmes conditions d'injection avant et après l'évènement dans la colonne. Les chutes de pression visibles sur les deux courbes sont dues au temps de recharge de la seringue contenant le mélange eau + tensioactif.

4.4 Mise en place de la pré-génération et continuité d'injection

Par la suite, un pré-générateur de mousse est placé en amont de la colonne testée, (figure 24), **ses** caractéristiques sont données dans la partie matériel et méthode plus haut. La co-injection n'est pas retenue pour l'application terrain ainsi que pour les futurs essais sur le pilote 3D afin d'éviter au maximum le passage préférentiel de gaz et la perte d'une partie des fluides injectés. En effet lors de la co-injection, les phases liquides et gazeuses ne sont pas mélangées avant de pénétrer le milieu poreux. C'est une fois à l'intérieur de ce dernier que les deux fluides sont amenés à se mélanger et à former la mousse. Une certaine distance de parcours des fluides injectés est donc nécessaire pour obtenir de la mousse. Or, sur cette distance de parcours, il existe un risque de séparation des phases avant même la formation de mousse, notamment du à la ségrégation gravitaire (différence de densité du gaz et du liquide). Ce risque est d'autant plus élevé lorsque la qualité de mousse injectée est grande. La perméabilité k du milieu ainsi que la taille des pores peuvent aussi jouer un rôle important dans la séparation prématurée des phases lors d'une co-injection.

Cette modification dans la manière d'injecter les deux phases a un impact sur la réponse en pression résultante [6], c'est pourquoi il est décidé de mener chacune des expériences en colonne en utilisant le système de pré-génération, afin de s'approcher au mieux des conditions réelles d'injection sur un terrain notamment en terme de réponse en pression proche de la zone d'injection dans le milieu.

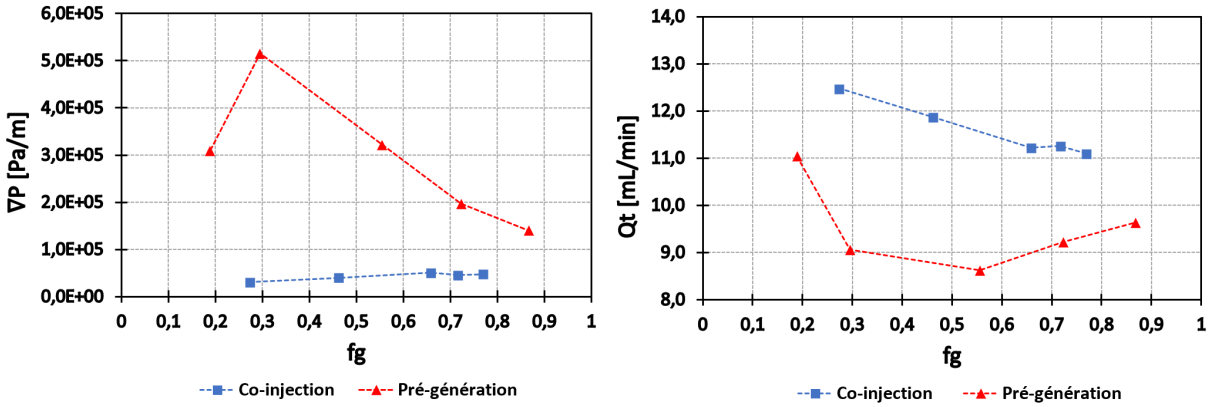

FIGURE 32 – Comparaison des courbes $\nabla P = f(f_g)$ et $Q_t = f(f_g)$ pour les mêmes expériences en utilisant les méthodes de co-injection et de pré-génération. Les valeurs de f_g et Q_t correspondent aux quantités injectées en entrée de colonne et ∇P au gradient de pression relevé de part et d'autre de la colonne lorsque le régime permanent est atteint. Les expériences de co-injection correspondent aux tracés bleus et les expériences de pré-génération aux tracés rouges.

La figure 32 présente les résultats de deux expériences dont les conditions

d'injection en entrée de colonne (débits massiques) sont identiques avec et sans pré-générateur. On remarque une large différence dans la réponse en pression avec, en moyenne, un gradient de pression 10 fois supérieur lorsque le pré-générateur est utilisé, malgré un débit volumique total Q_t inférieur. Cette baisse de Q_t observée lors de l'utilisation du pré-générateur est plus prononcée à mesure que la pression en entrée de colonne est grande. La courbe $\nabla P = f(f_g)$ montre un changement radical dans la répartition des régimes de basse et haute qualités avec une transition proche de $f_g = 0.3$ avec pré-génération et une transition proche de $f_g = 0.7$ avec co-injection. Cependant cette observation doit être interprétée avec prudence car les variations de Q_t sont conséquentes et ce dernier peut avoir une influence non négligeable sur la position du point de transition, comme montré par [3].

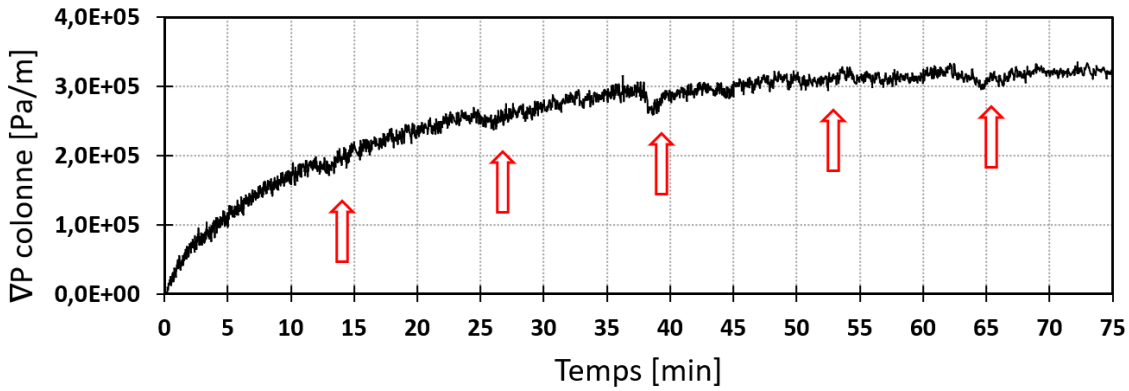

FIGURE 33 – Courbe type du ∇P dans la colonne en fonction du temps pour une expérience avec pré-génération et en utilisant le boîtier de contrôle liquide présenté figure 24. Les flèches rouges correspondent aux différents moments où il y a changement entre la seringue d'injection et celle de recharge.

La figure 33 présente le résultat type de la courbe du gradient de pression dans la colonne en utilisant le système d'injection à double seringues pour la phase liquide. Le système développé permet de conserver au mieux une continuité d'injection de la mousse comme attendu. On observe une faible baisse de pression à chaque changement de seringue mais elle est très vite compensée par la reprise quasi-instantanée de l'injection. On obtient ainsi une courbe où les régimes transitoires et permanents sont clairement identifiables.

4.5 Injections en colonnes PVC, pré-génération avec saponine

Une nouvelle campagne d'injections de mousse dans une colonne de 277 mm de long pour un diamètre de 45 mm a été réalisée. La réduction de longueur de la colonne permet de réduire le temps avant établissement du régime permanent lors d'une injection et réduit la pression résultante au niveau de l'entrée. L'utilisation d'un pré-générateur augmentant grandement la réponse en pression, il faut être en mesure d'atteindre les régimes de pressions les plus élevés sans dégrader le matériel. De plus la mousse pré-générée a la particularité de former un front de mousse plan dès l'entrée dans la colonne limitant grandement la séparation des phases de façon prématurée. Afin d'éviter toute dégradation du milieu non consolidé à l'intérieur de la colonne, il est décidé d'utiliser une nouvelle colonne par série de qualité testée. Au total 20 injections ont été réalisées avec 4 vitesses superficielles totales et 5 qualités injectées visées, soit 5 colonnes différentes. La perméabilité moyenne relevée pour les 5 colonnes est de 5.24^{-11} m^2 pour un écart type de 1.37^{-11} m^2. La porosité a été relevée sur deux colonnes et sont identiques à celle trouvée précédemment, soit $\Phi = 0.31$. Le tensioactif utilisé lors des expériences est la Saponine avec une concentration en phase liquide de 10 CMC.

L'objectif de cette campagne est de générer des courbes $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ pour les différentes vitesses superficielles totales précédemment estimées à l'aide de la géométrie de l'expérience 3D. Il est courant dans la littérature d'utiliser les valeurs en entrée de colonne mais certains auteurs préfèrent utiliser les valeurs au centre de ces dernières [88] afin d'être plus représentatif de l'état global de la mousse. Ces valeurs au centre sont alors déterminées sous l'hypothèse d'un gradient de pression linéaire le long de la colonne lorsque le régime permanent est atteint.

Les résultats de la campagne d'injections sont présentés tableau 2 avec les valeurs d'intérêt prises à l'entrée et au centre de la colonne pour comparaison. Les valeurs des RF on été calculées en utilisant les valeurs des débits au centre des colonnes.

TABLE 2 – Résultats des essais de la campagne de pré-génération. Les vitesses superficielles du gaz ainsi que les qualités en entrée et au centre de la colonne sont définies par les indices "*inlet*" et "*center*". Chaque ligne correspond à une injection spécifique et elles sont regroupées par famille de cinq. Chaque famille correspond à une vitesse superficielle totale injectée fixée à pression atmosphérique.

U_w $[m.h^{-1}]$	$U_{g,\ inlet}$ $[m.h^{-1}]$	$U_{g,\ center}$ $[m.h^{-1}]$	$f_{g,\ inlet}$	$f_{g,\ center}$	∇P $[Pa.m^{-1}]$	RF
0.34	0.08	0.10	0.19	0.23	3.094×10^5	187
0.24	0.10	0.14	0.29	0.37	5.150×10^5	178
0.14	0.18	0.24	0.56	0.62	3.216×10^5	214
0.10	0.25	0.30	0.72	0.76	1.970×10^5	101
0.05	0.32	0.37	0.87	0.88	1.394×10^5	69
0.27	0.07	0.09	0.20	0.24	2.544×10^5	186
0.20	0.09	0.13	0.33	0.39	3.931×10^5	160
0.12	0.17	0.21	0.59	0.64	2.417×10^5	184
0.08	0.22	0.26	0.74	0.77	1.516×10^5	90
0.04	0.27	0.31	0.87	0.89	1.113×10^5	64
0.21	0.06	0.07	0.22	0.25	2.080×10^5	194
0.15	0.09	0.11	0.36	0.42	2.840×10^5	143
0.09	0.14	0.17	0.61	0.65	1.800×10^5	167
0.06	0.18	0.21	0.75	0.78	1.129×10^5	82
0.03	0.23	0.25	0.88	0.89	6.406×10^4	44
0.15	0.05	0.05	0.24	0.27	1.367×10^5	177
0.11	0.07	0.0.08	0.40	0.44	1.833×10^5	123
0.06	0.11	0.13	0.64	0.67	1.227×10^5	152
0.04	0.14	0.15	0.77	0.78	7.735×10^4	76
0.02	0.17	0.18	0.89	0.90	4.048×10^4	38

On utilise ici les valeurs au centre de la colonne pour capturer au mieux les variations d'une expérience à une autre. A partir des données du tableau 2 il est possible de générer un graphe $U_g = f(U_w)$ munis des contours de gradients de pression présentés figure 34. Cette représentation est largement partagée dans la littérature [3, 88, 42] et permet de retrouver facilement les grandeurs f_g, U_t et ∇P nécessaires à l'élaboration des courbes $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$.

La figure 34 montre les caractéristiques attendues en terme de comportement global de la mousse. On y distingue des contours de gradients de pression verticaux sur la partie gauche de la figure tandis que ces derniers sont horizontaux sur la partie droite. Cet agencement caractérise les régimes de haute et basse qualités [3] et permet de statuer sur les conditions d'apparition de ces derniers en fonction des paramètres U_g et U_w, confondus avec les paramètres f_g et U_t.

On remarque par ailleurs que la transition de régime à lieu en moyenne pour $f_g^* = 0.37$ avec semble t-il une légère augmentation de f_g^* lorsque U_t baisse. Cette valeur de f_g^* reste faible comparée à ce que l'on a obtenu lors

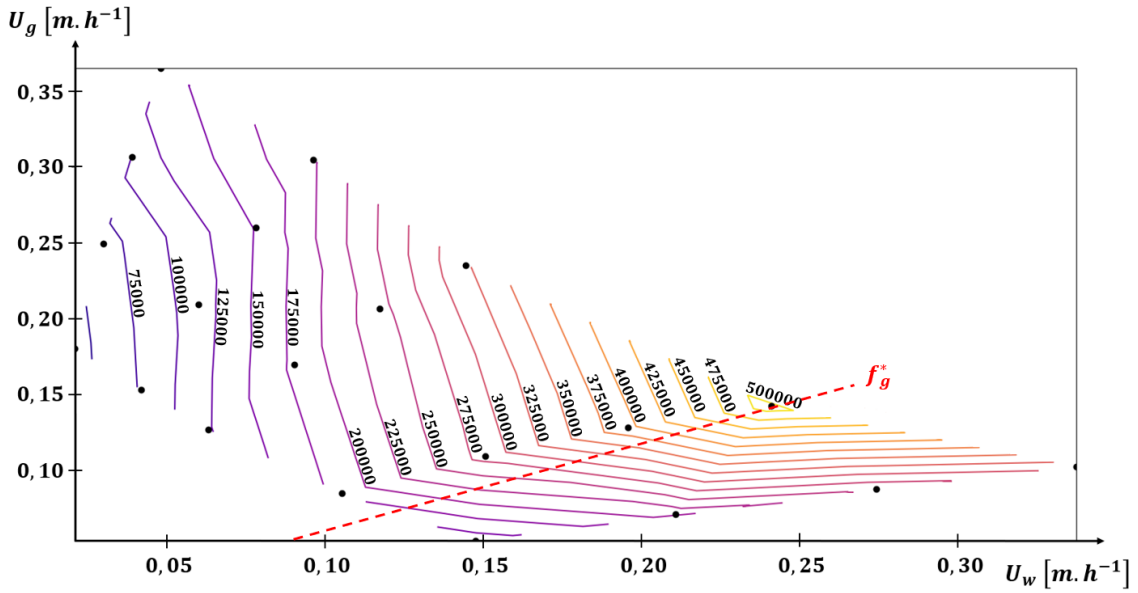

FIGURE 34 – Tracés des contours de gradient de pression sur un graphe $U_g = f(U_w)$ des résultats des essais d'injection dans la colonne de 277 mm de longueur. Les contours de gradient de pression résultants sont représentés par un dégradé de couleurs froides (basses pression) vers des couleurs chaudes (grande pression) et les valeurs sont données directement sur la figure en $Pa.m^{-1}$. Les valeurs de U_g sont prises au centre de la colonne. La qualité moyenne à la transition f_g^* est représentée par un trait discontinu rouge.

des expériences de co-injections pour les mêmes conditions d'injections. Autre fait notable, les contours de gradients de pression sont plus espacés en régime de haute qualité qu'en régime de basse qualité et la distance les séparants est sensiblement la même traduisant une coalescence graduelle et continue de la mousse une fois le régime de haute qualité atteint.

Comme décrit par Ma et al. [70], les valeurs ayant été calculées au centre des colonnes, considérer les valeurs en entrée de ces dernières aurait pour effet de décaler les contours de gradients de pression vers la droite, abaissant alors encore d'avantage les valeurs de f_g^*. De plus, pour les grandes valeurs de pression en entrée de colonne ce décalage vers la droite sera d'autant plus important.

4.6 Injections en colonnes inox, type de tensioactif et présence d'huile

La dernière campagne d'injections de mousse en colonne 1D a été réalisée dans une colonne en inox de 120 mm de longueur pour un diamètre de 35 mm. Lors des injections de mousse dans les colonnes de plus grande longueur avec pré-génération il est apparu que le front de mousse se développait rapidement avec pour résultat un écoulement unidirectionnel de type piston. De fait afin de gagner du temps en manipulation il a été décidé d'utiliser des colonnes plus courtes et ayant un diamètre plus faible pour comparer différents tensioactifs. Quatre tensioactifs différents on été sélectionnés au regard des essais réalisés par N.Forey [39] avec le cocamidopropyl hydroxysultaine (CH), le lauramidopropyl bétaine (LAPB), le sodium decylglucosides hydroxypropyl phosphate (SDHP) et le sodium laurylglucosides hydroxypropylsulfonate (SLHS). Tous les tensioactifs on été utilisés à une concentration dans la phase liquide de 5 CMC. Une colonne différente est utilisée pour chaque tensioactif testé, soit 4 colonnes. La perméabilité moyenne relevée pour les 4 colonnes est de 1.51^{-11} m^2 pour un écart type de 1.08^{-12} m^2. La différence de perméabilité observée est due au type de sable utilisé qui possède une répartition et des tailles de gains différentes, entraînant un agencement particulier de ces derniers. La porosité relevée est par ailleurs légèrement supérieure à celle trouvée précédemment avec $\Phi = 0.34$.

Le tableau 3 présente les résultats obtenus lors des différentes injections en colonnes inox. Les valeurs des vitesses en entrée et au centre des colonnes sont données et les valeurs des RF sont calculées pour les débits pris au centre de la colonne. Les valeurs des RF sont les seules valeurs comparables avec les expériences réalisées précédemment avec la saponine. Elles sont du même ordre de grandeur que celles obtenues dans le tableau 2 avec une tendance légèrement supérieure pour la saponine. Cependant il reste difficile d'estimer à quel point la différence de perméabilité peut avoir un impact sur les valeurs obtenues. On remarque cependant une tendance à l'augmentation du gradient de pression et ce pour des grandes valeurs de qualités, indiquant une valeur de qualités à la transition f_g^* plus élevée qu'avec la saponine pour chacun des tensioactifs, excepté le SDHP qui semble montrer un régime de haute qualité plus précocement que les autres avec $f_g^* = 0.6$ environ.

TABLE 3 – Résultats des essais de la campagne en colonnes inox. Les vitesses superficielles du gaz ainsi que les qualités en entrée et au centre de la colonne sont définies par les indices "*inlet*" et "*center*". Les résultats sont donnés par type de tensioactif ou colonne testé avec 6 qualités testées.

Tensioactif	U_w $[m.h^{-1}]$	$U_{g,\ inlet}$ $[m.h^{-1}]$	$U_{g,\ center}$ $[m.h^{-1}]$	$f_{g,\ inlet}$	$f_{g,\ center}$	∇P $[Pa.m^{-1}]$	RF
CH	0.30	0.10	0.13	0.25	0.30	6.944×10^5	86
	0.25	0.12	0.16	0.33	0.39	7.485×10^5	97
	0.20	0.14	0.19	0.41	0.48	8.207×10^5	112
	0.15	0.16	0.21	0.51	0.59	9.071×10^5	132
	0.10	0.18	0.25	0.65	0.71	8.973×10^5	137
	0.05	0.20	0.27	0.80	0.85	9.396×10^5	153
LAPB	0.30	0.10	0.13	0.26	0.31	6.049×10^5	74
	0.25	0.13	0.17	0.34	0.40	6.484×10^5	82
	0.20	0.15	0.20	0.43	0.50	7.065×10^5	94
	0.15	0.17	0.23	0.53	0.60	7.669×10^5	108
	0.10	0.19	0.25	0.65	0.72	8.459×10^5	127
	0.05	0.20	0.28	0.80	0.85	9.210×10^5	149
SDHP	0.30	0.11	0.14	0.27	0.32	5.109×10^5	62
	0.25	0.14	0.17	0.35	0.41	5.622×10^5	70
	0.20	0.16	0.20	0.44	0.50	6.303×10^5	82
	0.15	0.18	0.24	0.55	0.61	6.680×10^5	91
	0.10	0.22	0.28	0.68	0.73	6.242×10^5	88
	0.05	0.30	0.36	0.86	0.88	3.441×10^5	45
SLHS	0.30	0.11	0.14	0.27	0.31	5.236×10^5	63
	0.25	0.14	0.17	0.35	0.41	5.613×10^5	70
	0.20	0.16	0.21	0.45	0.51	6.137×10^5	80
	0.15	0.18	0.23	0.55	0.61	6.829×10^5	94
	0.10	0.20	0.26	0.66	0.72	7.657×10^5	112
	0.05	0.22	0.30	0.82	0.86	7.581×10^5	116

La vitesse superficielle totale U_t variant d'une injection à l'autre il n'est pas possible de tracer des courbes $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ de manière directe. Par ailleurs, réaliser des contours de gradients de pression pour chacun des tensioactifs testés requiert un grand nombre d'expériences et semble peu pertinent pour un simple test de comparaison. La figure 35 présente les résultats du tableau 3 en donnant leur projection sur les plans (f_g, ∇P) et (Q_t, ∇P).

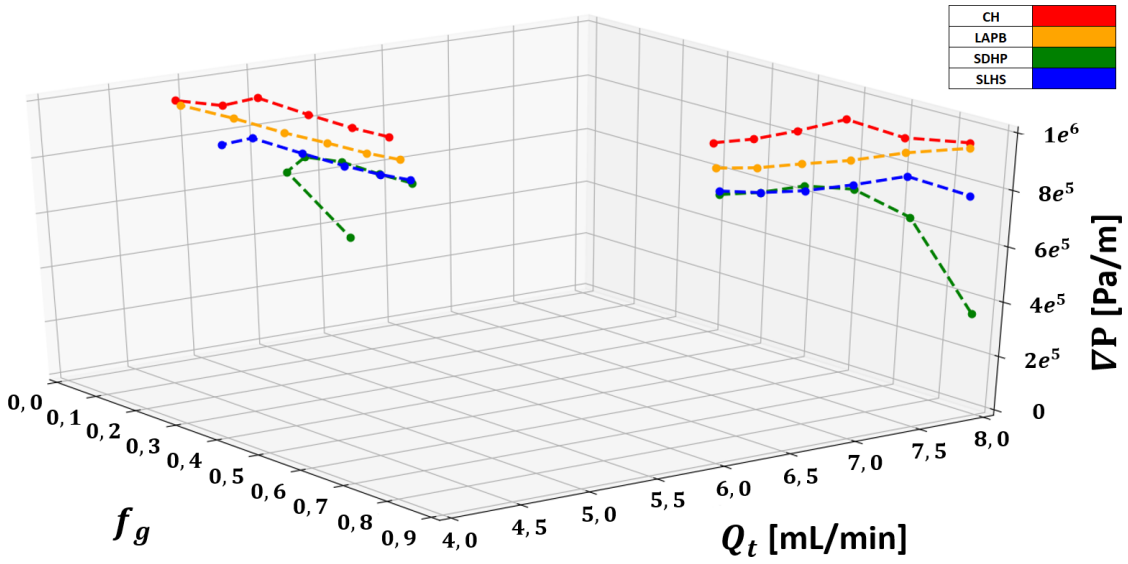

FIGURE 35 – Tracés des projections sur les plans (f_g, ∇P) et (Q_t, ∇P) pour les différents tensioactifs testés (CH, LAPB, SDHP et SLHS). Chaque tensioactif est représenté par une couleur, fournie en légende sur le graphique. Les valeurs de f_g et Q_t correspondent aux quantités estimées au centre de la colonne et ∇P au gradient de pression relevé de part et d'autre de cette dernière.

La figure 35 permet de qualifier la façon dont évolue le débit volumique total Q_t (ou U_t) lors des différentes injections, d'un tensioactif à l'autre. Ainsi sur le plan (Q_t, ∇P) on observe que tous les tensioactifs montrent la même tendance avec une diminution linéaire de Q_t et des valeurs proches, excepté le SDHP. Ce dernier ayant un régime de haute qualité précoce en terme de qualité de mousse moyenne dans la colonne, une augmentation du débit volumique Q_t est alors observée. Les valeurs de Q_t étant en grande majorité comparables, on considère la projection sur le plan (f_g, ∇P) comme acceptable pour classer les tensioactifs entre eux. Le CH et le LAPB semblent être les meilleurs candidats. On note ici que les régimes de hautes qualités n'ont pas été clairement identifiés pour le CH, le LAPB et le SLHS malgré des qualités injectées importantes.

Des injections supplémentaires ont été réalisées en présence d'huile à saturation résiduelle en utilisant les 4 tensioactifs précédents. La méthode de remplissage de colonne en présence d'huile est donnée dans la partie Matériel et Méthode de ce chapitre. Les conditions d'injection donnant les réponses en pression les plus hautes sont relevées dans le tableau 3 et utilisées pour ces essais. Une colonne par tensioactif est utilisée afin d'éviter toute contamination entre ces derniers. La perméabilité moyenne relevée pour les 4 colonnes est de 1.47^{-11} m^2 pour un écart type de 1.38^{-12} m^2. Le tableau 4 présente les résultats obtenus en présence d'huile. Les valeurs des RF sont calculées à partir des données au centre de la colonne.

TABLE 4 – Résultats des essais de la campagne en colonnes inox avec présence d'huile. Les vitesses superficielles du gaz ainsi que les qualités en entrée et au centre de la colonne sont définies par les indices "*inlet*" et "*center*".

Tensioactif	U_w $[m.h^{-1}]$	$U_{g,\ inlet}$ $[m.h^{-1}]$	$U_{g,\ center}$ $[m.h^{-1}]$	$f_{g,\ inlet}$	$f_{g,\ center}$	∇P $[Pa.m^{-1}]$	RF
CH	0.05	0.31	0.36	0.86	0.88	3.115×10^5	40
LAPB	0.05	0.39	0.41	0.89	0.89	8.757×10^4	10
SDHP	0.15	0.28	0.30	0.65	0.67	1.485×10^5	17
SLHS	0.10	0.28	0.32	0.76	0.76	3.028×10^5	38

L'huile présente de manière résiduelle dans les colonnes déstabilise les lamelles à pour entraînant une baisse du RF pour tous les tensioactifs testés. Le LAPB auparavant retenu pour ses valeurs de RF importantes démontre une déstabilisation prononcée de la mousse avec un abaissement de 90% du RF par rapport à des conditions similaires d'injection et l'absence d'huile. Le LAPB présente par ailleurs la plus basse réponse en pression des 4 essais réalisés. Le SLHS démontre une bonne résistance à l'huile avec une bonne conservation du RF et présentant la plus faible diminution par rapport aux injections en l'absence d'huile. Le CH reste cependant le meilleur candidat au vu des résultats avec le plus haut RF en moyenne et ce même en basse qualité ainsi qu'une résistance à l'huile similaire ou supérieure aux autres tensioactifs testés.

4.7 Discussion

Les expériences de co-injections dans la colonne en PVC ont présenté en moyenne des valeurs de RF deux à trois fois supérieures à celles obtenues par N.Forey [39] lors des ses expériences pour des débits volumiques Q_t similaires. Pour rappel les essais de N.Forey [39] ont été réalisés avec une concentration de 3.2 CMC et une perméabilité de 24 Darcy environ tandis que nos expériences ont été réalisées avec une concentration de 10 CMC et une perméabilité d'environ 42 Darcy. A notre connaissance, une augmentation de la concentration en tensioactif a pour effet d'augmenter le nombre de molécules mobilisables lors de la déstabilisation d'une interface liquide/gaz. Cependant l'augmentation de la concentration en tensioactif ne peut expliquer à elle seule ces différences de RF. En effet lors de ces essais N.Forey avait obtenu un RF 1.5 fois plus grand pour la même qualité injectée en passant de 3.2 à 10 CMC de concentration.

Comme rapporté dans la littérature [63, 37, 53, 79] l'augmentation de la perméabilité, dans l'ordre de grandeur du Darcy, a pour effet d'augmenter la viscosité apparente de la mousse (diminution de la mobilité de la phase gazeuse). Au delà, une stagnation est observée avant une diminution pour les fortes perméabilités en raison de la baisse de la pression capillaire limite [53]. Lors d'études à l'aide de différents tensioactifs [24] avait montré expérimentalement ces tendances avec une diminution du RF à partir de 10 Darcy. Cependant, cette baisse de la pression capillaire limite peut être compensée par la concentration en tensioactif comme l'ont montré Apaydin et al. [5]. Au regard des ordres de grandeur et de la forte concentration en tensioactifs utilisée lors de nos essais il apparaît que cette différence de perméabilité peut expliquer la différence des valeurs de RF observées.

L'augmentation du RF avec la diminution du débit volumique total injecté est observée pour toute la gamme des débits testés et semble plus importante à mesure que la qualité augmente en régime de basse qualité. A notre connaissance il n'existe pas de données sur le sujet dans la littérature. Le comportement rhéofluidifiant souvent attribué à la mousse pourrait expliquer le phénomène.

La continuité de l'injection de la phase liquide est garantie par le boîtier de contrôle liquide pour de multiples débits. Ainsi la qualité de la mousse injectée peut être maintenue dans le temps sans interruption, condition nécessaire pour des injections dans des pilotes de plus grande taille. Le système de pré-génération de mousse à pu démontrer son efficacité pour les différentes conditions d'injections. Les billes de verre de 2 mm de diamètre

semblent produire un mélange des phases homogène (visuel sortie pré-générateur) quelque soit les débits et qualités testées. Les pertes de charges sont de l'ordre de la dizaine de *mbar* ce qui est tout à fait acceptable en comparaison des pressions relevées dans les colonnes.

Les injections avec pré-génération montrent un grande réponse en pression avec des valeurs jusqu'à 10 fois supérieures à la co-injection pour les mêmes débits en entrée de colonne. Cette technique d'injection est peu développée dans la littérature avec une utilisation cantonnée aux milieux à fortes perméabilités [6, 35]. En effet la mousse pré-générée présente dans la plupart des cas une texture fine favorisant une faible valeur du ratio taille de bulle sur taille de pore. Dans leurs travaux Falls et al. et Osei et al. [35, 87] montrent que plus le ratio taille de bulle sur taille de pore est petit plus la viscosité apparente de la mousse est élevée. Cette tendance à l'augmentation de la viscosité apparente de la mousse pré-générée diminue son potentiel d'injection ou injectivité [106]. Il s'agit de la distance parcourue par un front de mousse pour un gradient de pression donné. Cependant de nombreuses études ont montré que cet effet sur la texture de la mousse était limité avec un ré-arrangement progressif de la texture de la mousse par le milieu poreux sur une distance assez courte, de l'ordre de la dizaine de centimètres [41, 31, 105].

Dans notre cas, le changement de texture de la mousse du à la pré-génération semble avoir un effet non négligeable sur son comportement avec une baisse importante de la qualité à la transition f_g^*. Auparavant estimée au delà de $f_g = 0.6$ lors de la co-injection elle se situe autour de $f_g = 0.35$ lors de la pré-génération. Il semble dans ce cas que la longueur de la colonne ne soit pas suffisante pour permettre le ré-arrangement de la texture de la mousse par le milieu poreux. Cet effet n'a, à notre connaissance jamais été relevé dans la littérature. Ce décalage de la qualité à la transition remet en question l'utilisation de la saponine lors d'une injection à l'échelle d'un terrain. En effet une faible qualité à la transition est synonyme d'une large plage occupée par le régime de haute qualité. De fait, afin de garantir une mousse forte, la quantité de phase liquide injectée sera d'autant plus grande. On souhaite obtenir une mousse forte et cela pour une faible quantité de liquide injectée.

Le graphique $U_g = f(U_w)$ figure 34 présente les contours de gradients de pression d'une mousse de saponine pré-générée. Ces derniers sont en adéquation avec le formalisme développé par Alvarez et al. [3] et les travaux de Osterloh et Jante [88]. Pour information, ces derniers ont aussi eu

recours à la pré-génération lors de leurs expérimentations. Deux régimes d'écoulement sont clairement identifiés et sont séparés par une zone de transition, représentée par un trait rouge discontinu et la qualité f_g^* sur la figure 34. On retrouve pour des qualités supérieures à f_g^* le régime de haute qualité caractérisé par des contours de pression verticaux. Le gradient de pression dans ce régime est indépendant de la vitesse superficielle de la phase gazeuse U_g. Pour des qualités inférieures à f_g^* on retrouve le régime de basse qualité caractérisé par des contours de pression horizontaux. Le gradient de pression dans ce régime est quant à lui indépendant de la vitesse superficielle de la phase liquide U_w. Cependant, à la différence des contours obtenus par Alvarez et al. et Osterloh et Jante [3, 88], on ne note pas de comportement rhéologique avec une relation linéaire entre le gradient de pression et les vitesses superficielles pour les deux régimes d'écoulement.

On note de plus grandes variations de la vitesse superficielle du gaz U_g le long des colonnes en raison des forts gradients de pression obtenus avec la pré-génération. De fait chacun des points expérimentaux représentés sur la figure 34 représente en réalité une certaine plage de variation de U_g. De plus la plage de variation de U_g diffère d'une injection à l'autre. Il en va de même pour le débit volumique total Q_t. Pour rappel, ces variations sont limitées dans la littérature [3, 88, 27] avec l'utilisation d'une contre-pression en sortie de colonne en lien avec le domaine de la récupération assistée du pétrole. Il semble donc important de prendre en compte les variations des vitesses superficielles dans notre cas, appliqué à la remédiation de sols peu profonds.

Les différents essais ont permis d'isoler un tensioactif efficace et plus commode d'utilisation que la saponine, le cocamidopropyl hydroxysultaine. Malheureusement la saponine de qualité est compliquée à se procurer et reste coûteuse quant aux quantités requises pour une application à grande échelle. Comparativement au CH, la CMC de la saponine représente un plus gros investissement en terme de quantité employée et les résultats des essais de pré-génération ont montré une faible valeur de la transition à l'équilibre. De fait, ces trois facteurs vont tous dans le sens d'une augmentation du coût de l'utilisation d'une mousse de saponine pour une application terrain. De plus la saponine se présente sous forme de poudre, à besoin d'être pesée et semble inappropriée suivant les conditions météo (pluie, vent) car sensible à l'humidité. Le CH quant à lui se présente sous forme liquide et possède une CMC trés basse ainsi qu'une transition de régime pour une qualité bien supérieure à la saponine. Cela réduit énormément la quantité de liquide

nécessaire sur un terrain où l'accès à l'eau est souvent une contrainte.

5 Expérimentations en pilote 2D

5.1 Contexte

Réalisées après les expériences 3D les injections de mousse dans le pilote 2D répondent à différents objectifs. Il est question d'identifier le comportement gravitaire de la mousse injectée utilisant le même type de tensioactif que celui envisagé pour le terrain. En injectant la mousse en un point du système, le but est de suivre le développement du front de mousse au regard de la quantité de mousse injectée ainsi que de sa qualité f_g. Étant plus simple à mettre en place et offrant moins de possibilités de passages préférentiels pour la phase gazeuse, l'utilisation du pilote 2D apparaît comme pertinente offrant un regard direct sur les événements grâce à ses parois en plexiglas.

A la différence du pilote 3D et de la configuration de l'injection sur le terrain, la mousse est ici injectée ponctuellement. Il n'est donc pas question de reproduire une injection terrain en 2D mais simplement de qualifier les comportements relatifs à la séparation des phases lors du développement d'un front de mousse avec un effet radial (injection ponctuelle).

Afin de traquer la séparation des phases il est décidé de teinter l'eau présente dans le pilote de fluorescéine avant l'essai pour la distinguer de la phase liquide composant la mousse. La présence plus moins prononcée de gaz est elle plus difficile à appréhender même si le niveau de teinte de la mousse peut aider à discerner certains écarts. De plus le débit total d'injection est identique à celui utilisé lors des injections réalisées par N.Forey [39] dans son manuscrit avec l'intention de comparer co-injection et prégénération.

5.2 Matériel et méthode

5.2.1 Montage expérimental et matériel

La figure 36 présente le montage expérimental utilisé lors des injections de mousse 2D. Les parties liquides et gaz sont identiques à celles utilisées lors des injections en colonne et les deux essais présentés ont été réalisés avec un pré-générateur. Le raccordement au corps du pilote 2D ainsi que les différentes prises de pression y sont présentées.

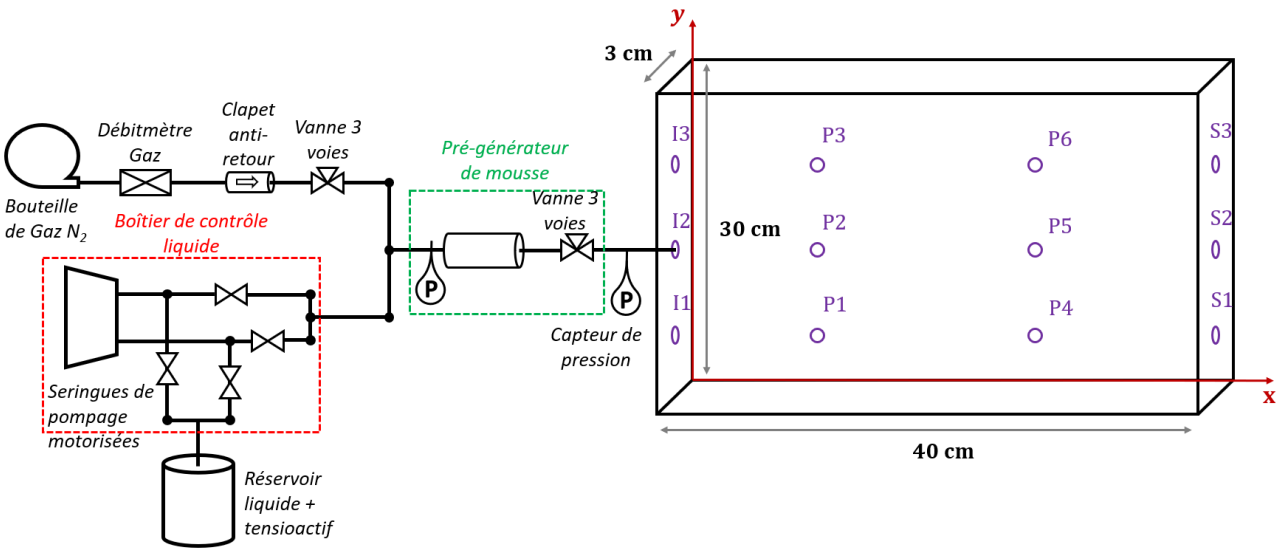

FIGURE 36 – Schéma du montage expérimental utilisé pour les injections de mousse en pilote 2D. La partie régulation fluide est identique à celle utilisée pour les injections en colonne. Les différentes connexions au pilote 2D sont données en violet et annotés selon leur utilisation.

Partie régulation gaz : La régulation du gaz injecté est réalisée à l'aide d'un débitmètre massique EL-FLOW® de la marque Bronkhorst® ayant une gamme de 15 - 750 $mL_s.min^{-1}$ et une précision de 0.02 $mL_s.min^{-1}$. Le terme mL_s correspond à une unité de volume dans des conditions standards soit une pression de 1013.25 hPa et une température de 20 $°C$. Il s'agit d'une manière détournée d'exprimer un débit massique, les débits volumiques étant plus couramment utilisés. La pression maximale acceptée en entrée du débitmètre est de 3 bar, un détendeur est placée en amont pour limiter la pression d'entrée. Une bouteille de gaz est utilisée comme source d'alimentation. Un clapet anti-retour est installé en aval du débitmètre pour éviter toute remontée abrupte de liquide vers ce dernier, sensible au liquide. Enfin, une vanne 3 voies est utilisée pour séparer la partie régulation gaz du reste du circuit d'injection de mousse lorsque cela s'avère nécessaire.

Partie régulation liquide : Le boîtier de contrôle à double seringues est utilisé pour ces essais. La description technique de l'appareil ainsi que la courbe d'étalonnage liant la vitesse de rotation du moteur au débit de sortie liquide est donnée figure 25 dans la partie Matériel et Méthode des expérimentations 1D. La pression de fonctionnement limite du système est estimée à 2 bar.

Partie aval et pilote 2D : Le pilote 2D est un pavé rectangulaire composé de plaques en plexiglas (PMMA) pouvant accueillir un milieu poreux non consolidé et ayant les dimensions internes suivantes : Longueur $L = 0.40$ m, Hauteur $H = 0.28$ m et Épaisseur $E = 0.03$ m. Il est équipé de 13 prises passes parois dont 3 de part et d'autre du pilote placées de haut en bas, 6 centrées sur une face transversale et 1 sur le couvercle. Ce dernier est vissé à l'aide de vis de contact réparties sur tout le périmètre de la face supérieure du pilote. Lors de l'essai d'étanchéité du pilote, la prise de pression supérieure placée sur le couvercle a présenté une fuite, elle a donc été retirée et le trou bouché à l'aide de colle spéciale PMMA. Les coordonnées des différentes prises présentées figure 36 sont données dans le tableau ci-après :

TABLE 5 – Coordonnées des prises disponibles sur le pilote 2D. La fonction de chacune des prises est donné pour information.

nom	x $[m]$	y $[m]$	fonction
$I1$	0.0	0.05	fermée
$I2$	0.0	0.15	entrée
$I3$	0.0	0.25	fermée
$P1$	0.13	0.05	pression
$P2$	0.13	0.15	pression
$P3$	0.13	0.25	pression
$P4$	0.27	0.05	pression
$P5$	0.27	0.15	pression
$P6$	0.27	0.25	pression
$S1$	0.4	0.05	sortie
$S2$	0.4	0.15	sortie
$S3$	0.4	0.25	sortie

Les différentes prises sont munies de toile filtrante évitant la migration de particules solides au niveau des raccords. Le couvercle est composé d'une partie interne et d'une partie externe, chacune ayant un rôle particulier. La partie interne pénètre à l'intérieur du corps du pilote pour venir comprimer le milieu non consolidé. Une bande caoutchouc y est collée et sert d'interface entre le couvercle et le milieu pour garantir un contact plus homogène

sur la longueur L du pilote. Un autre joint aux dimensions du corps du pilote est placé au niveau de la partie externe, là où se situent les vis de contact. Il garantit l'étanchéité globale du pilote.

Des capteurs de pression AEP Transducer® sont placés en différentes localités. Ces capteurs fonctionnent pour une gamme de 0 - 5 *bar* relatif avec une précision de 1 *mbar* et sont munis d'une option d'enregistrement. Un capteur est placé en entrée de pilote et 6 autres sur les 6 prises latérales notés $P1$ à $P6$ sur la figure 36. Un pré-générateur de mousse a été ajouté en amont du pilote. Il s'agit d'une colonne identique à celle présentée figure 27. Cette dernière est remplie de billes de verre de 2 *mm* de diamètre. Un dernier capteur pression est placé en amont du pré-générateur afin de contrôler la perte de charge due à l'ajout du dispositif et pour surveiller la pression de fonctionnement des circuits de régulation.

5.2.2 Milieux poreux et fluides

Du sable Sibelco® MI 0.4/0.9 ($SiO_2 > 99\%$) avec une masse volumique de 2.65 $g.cm^{-3}$ a été utilisé pour remplir le pilote 2D, identique à celui employé pour les expérimentations 1D en colonnes inox et pour le pilote 3D. De l'argile sous forme de poudre est utilisée pour colmater la partie supérieure du pilote. L'eau utilisée est celle du robinet afin de se rapprocher des conditions réelles d'utilisation, l'eau distillé n'étant pas envisagée sur le terrain. Une bouteille de gaz contenant du diazote N_2 d'une pureté de 99.99% provenant de Air Liquide® à été utilisée.

Le cocamidopropyl hydroxysultaine (CH), un tensioactif zwittérionique de Cola® Teric CBS Colonial Chemical avec une CMC mesurée à 0.01 $\%vol$ est utilisé pour les deux essais présentés dans cette partie. De la fluorescéine est ajoutée à la phase liquide et n'est pas reconnue comme ayant un impact sur l'écoulement de mousse.

5.2.3 Protocole expérimental

Remplissage du pilote : Le sable étant un milieu non consolidé un protocole de remplissage a été mis au point pour effectuer le remplissage du pilote 2D. Les entrée du pilote notées $I1$ et $I3$ sur la figure 36 sont fermées à l'aide de bouchons car non utilisées. Les autres prises soit l'entrée $I2$, les prises $P1$ à $P6$ ainsi que les sorties $S1$ à $S3$ sont raccordées à des tuyaux dont les sorties sont placées en hauteur, au dessus du point le plus haut du pilote 2D. Du sable sec et un mélange d'eau avec de la fluorescéine sont employés pour remplir le pilote. En premier, du liquide est introduit sur environ 2 centimètres de hauteur et du sable est ajouté par la suite. On veille à toujours laisser une certaine hauteur de phase liquide apparente au dessus du sable. Une tige métallique est utilisée pour répartir le sable au fond du pilote et assurer le retrait de toutes les bulles. Un marteau en caoutchouc est quant à lui utilisé pour tasser le sable en choquant les parois latérales le long de la longueur L du pilote.

Les différentes étapes d'ajouts de liquide et de sable sont répétées tout en veillant à bien laisser une certaine hauteur de phase liquide apparente au dessus du sable. Comme lors du remplissage des colonnes ont veille à bien mélanger au delà de la hauteur de sable récemment ajoutée avec la tige métallique pour lier les différentes couches de sable. Lorsque que le niveau de sable tassé à l'aide du marteau en caoutchouc est 2 centimètres au dessus d'une série de prises, on veille à faire s'écouler quelques millilitres de liquide par les tuyaux en abaissant leur sortie en dessous du niveau de liquide dans le pilote. Les prises $P1$ à $P6$ sont alors raccordées à un capteur de pression afin d'assurer l'absence de gaz dans les tuyaux des capteurs, fait pour fonctionner au contact d'une phase liquide. Les autres prises sont alors replacées en hauteur, au niveau final de liquide attendu dans le pilote.

Lorsque la hauteur de sable atteint 37 centimètres ont arrête alors le remplissage et on abaisse le niveau de liquide à celui du sable présent dans le pilote. L'argile sous forme de poudre est mélangée à du liquide afin de former une pâte malléable (non liquide mais humide) que l'on vient appliquer sur une hauteur d'environ 3 centimètres au dessus du sable. Les contours du pilote sont nettoyés et de la graisse d'étanchéité est appliquée sur la partie supérieur du pilote, au niveau des vis de contact. Le couvercle est alors placé en veillant à l'enfoncer de manière homogène sur la longueur L du pilote. Le marteau en caoutchouc est utilisé pour ajuster le couvercle et les vis sont placées afin de venir serrer le tout et comprimer le joint supérieur. Des barres métalliques sont ensuite montées en contrainte contre les faces latérales du pilote, dans le sens de la longueur L afin de

prévenir des efforts mécaniques dus à la pression en son sein.

Caractérisation du milieux : La porosité du milieu est estimée à l'aide de la quantité introduite de liquide et du volume du pilote. Le même sable ayant été employé pour les expérimentations en colonnes inox et pour le pilote 3D on retrouve alors la même porosité $\Phi = 0.34$. La perméabilité du milieu n'a pas été traitée dans ce cas, les expériences en colonne inox et en pilote 3D ayant donné des perméabilités similaires on la considère comme connue.

Injection des phases : Le sable contenu dans pilote 2D est saturé en tensioactif à l'aide d'une solution à 10 CMC teintée en fluorescéine. Un léger excédant de fluorescéine permet alors le traçage de l'injection durant la phase de saturation et permet de vérifier que la solution a bien balayé l'entièreté du sable contenu dans le pilote. $1,5$ volumes de pores de solution chargée en tensioactif sont injectés au minimum et on s'assure de la traversée complète du pilote par traçage des teintes et du contrôle des sorties $S1$ à $S3$ indépendamment les unes des autres.

Dans le cas d'une injection de mousse, le débit liquide souhaité est mis en place et injecté dans générateur de mousse avec la vanne 3 voies en aval en position ouverte vers l'extérieur. L'entrée du pilote est alors isolée durant la phase de mise en marche du générateur de mousse. Le circuit gaz est activé et le débit volumique de référence à pression atmosphérique est mis en place avec la vanne 3 voies du circuit gaz ouverte vers l'extérieur. Une fois le débit gaz stabilisé la vanne 3 voies du circuit gaz est orientée vers le générateur de mousse et on attend la stabilisation en pression. Dès ce dernier stabilisée la vanne 3 voies en aval est alors orientée vers le pilote afin de démarrer l'injection de mousse.

Détermination des débits d'injection : La mousse étant injectée en un seul point et la section de passage du pilote 2D étant très grande devant le diamètre de l'entrée, la mousse est injectée à une vitesse élevée pour pouvoir suivre le front sur toute la hauteur du pilote. On décide de prendre le même débit total de référence à pression atmosphérique que celui employé par N.Forey dans son manuscrit [39], soit $Q_t = 24.3\ mL.min^{-1}$. D'après le volume de pore disponible dans le pilote 2D, on en déduit un temps de remplissage d'environ 15 min. L'utilisation d'un débitmètre gaz massique va entraîner une baisse du débit total injecté à mesure que la pression en entrée augmente, on s'attend alors à un temps de remplissage supérieur lors des expérimentations. De plus en concordance avec les résultats obtenus

lors de la sélection du cocamidopropyl hydroxysultaine, on décide de tester une première qualité à l'injection de 90% en gaz avant de réaliser une deuxième expérience pour une qualité injectée de 70% en gaz.

5.3 Injection de mousse à 90% de qualité

La première expérience réalisée avec le pilote 2D est similaire à une injection présentée par N.Forey [39] dans son manuscrit avec un débit total injecté $Q_t = 24.3\ mL.min^{-1}$ et une qualité de mousse f_g à l'injection de 90%. Le débit total injecté est mis en place à pression atmosphérique pour le débit volumique de gaz de référence. La figure 37 présente des photographies de l'état d'avancement de la mousse dans le pilote à différents temps de l'injection. Durant les 10 premières minutes on assiste au développement d'un front de mousse circulaire, centré sur le point d'injection traduisant une entrée de la mousse sans séparation de phase. L'évolution du front est noté par des traits rouges sur les faces latérales du pilote. A mesure qu'il avance, le front se déforme sur sa partie haute aux environs de 20 minutes avec une décoloration visible de la teinte jaune donnée par la fluorescéine dans le pilote accompagnée d'un éclaircissement, démontrant la présence de gaz. On remarque par ailleurs une zone sombre dans la partie basse du pilote, en aval du front de mousse, délimitée par un trait bleu sur la figure 37. N'étant pas colorée, il s'agit d'une fraction de liquide injecté provenant de la mousse. Dès lors la décoloration de la partie haute du pilote se poursuit avec une percée de gaz sur la sortie haute $S3$ à 32 minutes.

Le pilote est divisé en trois zones distinctes. La zone de développement de la mousse sur la partie gauche du pilote est caractérisée par un sable clair dont la teinte est uniforme dans l'espace. Même si une partie du gaz est perdu le front de mousse se développe en épousant la forme rectiligne de la section du pilote 2D, dans le sens de l'écoulement, signe d'une mousse forte mobilisant le liquide coloré contenu dans le pilote. Après la percée la partie supérieure droite du pilote se décolore de haut en bas, signifiant que le gaz ne s'échappe pas simplement par la sortie la plus haute mais que de la mousse envahit partiellement la zone. Les zébrures de couleur jaune montrent qu'une fraction de liquide contenue dans le pilote est encore présente malgré le passage de mousse. On en déduit alors qu'il s'agit de mousse faible, dont les lamelles passent par les zones les plus perméables tout en laissant du liquide dans les zones moins perméables. Cette zone de passage de mousse faible est indiquée par des hachures rouges sur la figure 37. La partie inférieure droite du pilote est elle exclusivement remplie de liquide dont une partie provient de la mousse. Ce liquide éjecté semble être poussé par le front de mousse en amont et vient a son tour déplacer le liquide coloré en aval jusqu'à sortir du pilote par la sortie basse $S1$.

L'injection de mousse est stoppée au bout de 100 minutes car la pression en entrée de pilote devenait trop grande, risquant d'endommager le système

d'injection liquide. De plus il semble qu'avec les forts gradients de pression générés par la mousse l'argile présent sur la partie haute du pilote soit comprimée par la mousse qui s'est frayée un chemin entre les couches de sable et d'argile. La faible perméabilité de l'argile semble agir comme une couche imperméable et la mousse finit par séparer les deux couches créant des passages préférentiels visibles.

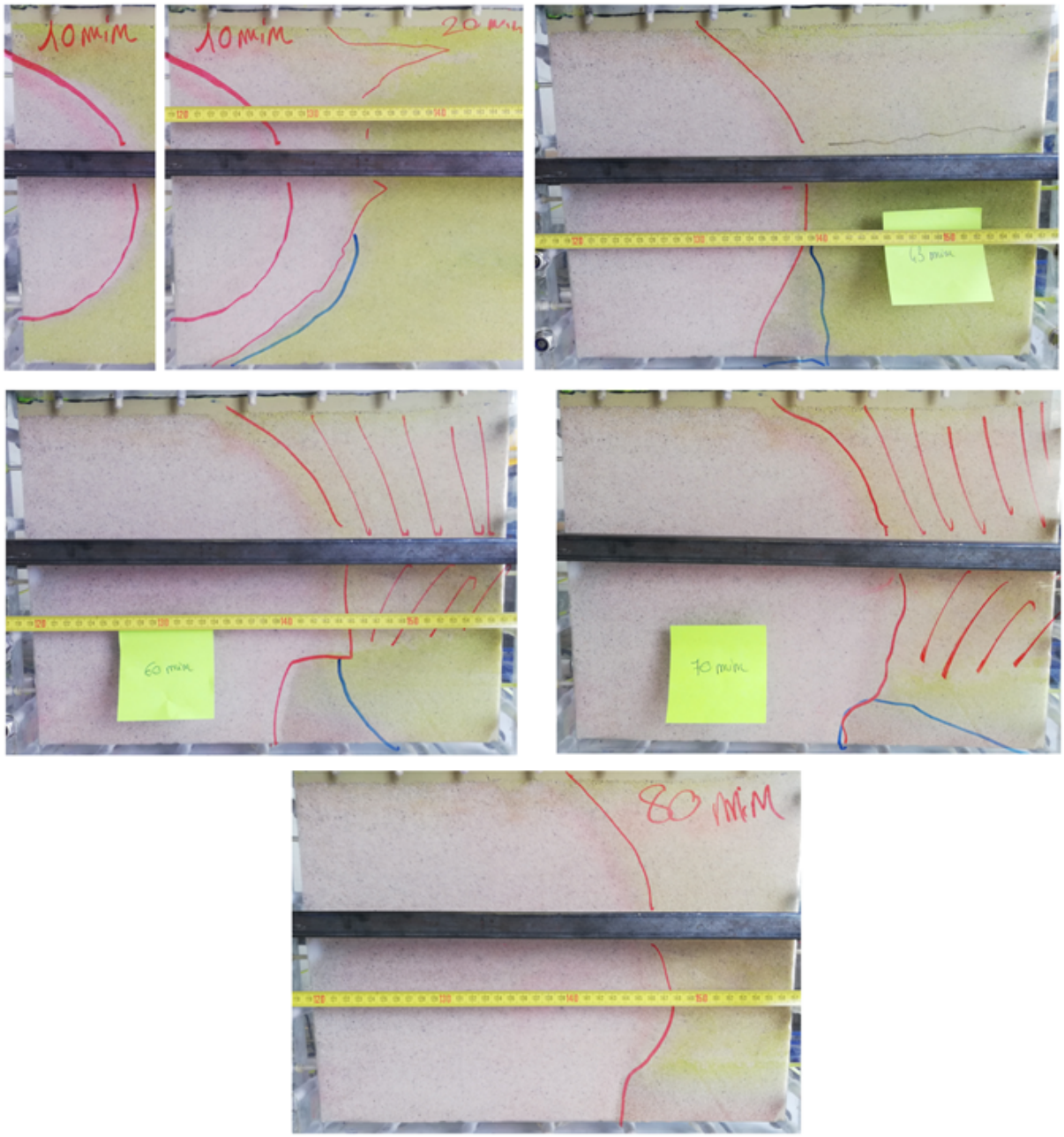

FIGURE 37 – Photographies de l'évolution du front de mousse dans le temps au sein du pilote 2D pour l'injection à 90% de qualité. Une couleur de sable claire indique une forte présence de gaz tandis qu'une couleur plus sombre traduit la présence de liquide en forte quantité. Le liquide présent dans le pilote avant l'injection est coloré à l'aide de fluorescéine à la différence de celui composant la mousse. Les traits rouges délimitent le front de gaz et les traits bleus celles du liquide probablement éjecté par la mousse.

La figure 38 présente la pression en entrée de pilote relevée au cours du

temps lors de l'injection de mousse. On distingue sur cette courbe la tendance continue dans les 10 premières minutes de l'injection, en corrélation avec les observations faites avec le développement du front de mousse. La forme de la courbe dans cet intervalle de temps est caractéristique d'une réponse en pression lors d'une injection de mousse pré-générée avec une montée puis une atténuation vers une valeur plateau. Cependant on voit que le comportement de la pression change avec une pseudo stagnation après 10 minutes et une augmentation quasi linéaire entre 10 et 80 minutes. Cela coïncide avec les observation faites précédemment sur l'apparition d'un passage préférentiel de gaz au delà du front de mousse primaire. Un point de sortie est donc offert à la mousse impactant son développement. Il semble au regard du reste de la courbe que le passage préférentiel reste problématique avec des tendances difficilement prévisibles.

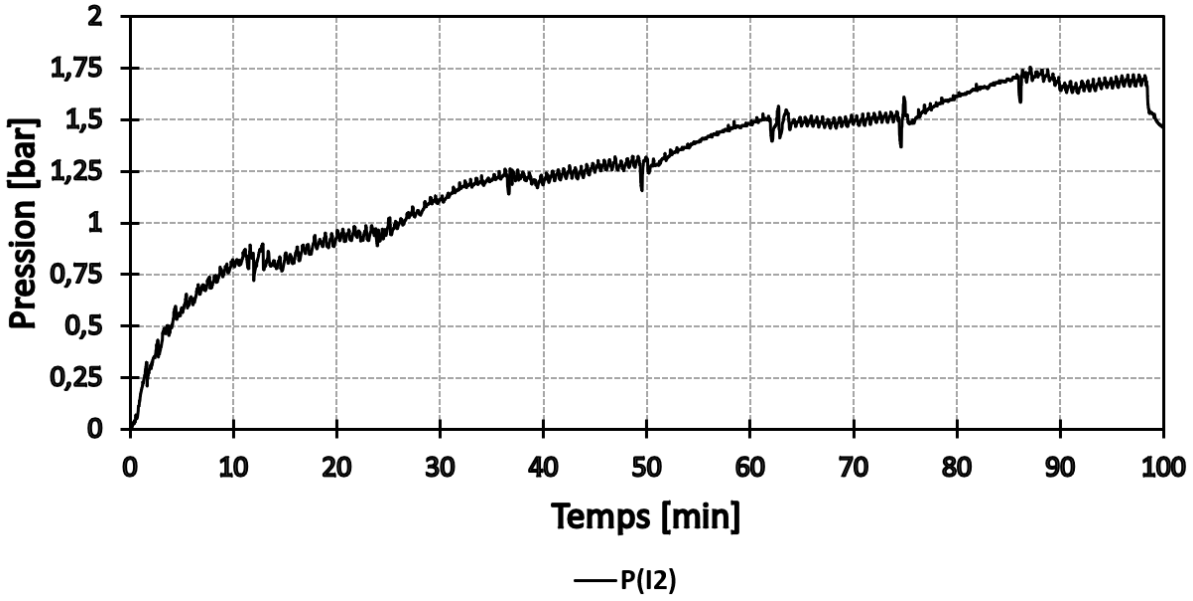

FIGURE 38 – Pression au point d'entrée $I2$ au cours du temps pour l'injection de mousse à 90% de qualité.

Les pressions aux points $P1$ à $P6$ relevées au cours du temps lors de l'injection sont données figure 39. Dans un premier temps on remarque que le point $P2$ est le premier a présenter une augmentation de pression ce qui coïncide avec sa position par rapport au point d'injection $I2$ et le développement circulaire du front de mousse. Les points $P1$ et $P3$ sont touchés en même temps signifiant un développement uniforme du front de mousse dans le pilote pour 30 minutes d'injection. Cependant la pression en ces deux points n'est pas identique et l'écart entre les courbes semble se creuser à mesure que l'injection se poursuit. Cela est probablement du au passage préférentiel dans la partie haute du pilote qui devrait avoir comme effet un abaissement de la pression dans la localité, soit le point $P3$. De plus c'est le point ou les instabilités de pression sont les plus marquées dans le

temps. L'augmentation de pression des points $P1$ à $P3$ traduit le passage d'une mousse forte avec une tendance similaire à celle vue en entrée. On note un différentiel de pression d'environ 0.8 *bar* entre le point d'injection $I2$ et le point $P2$ situés à 13 centimètres l'un de l'autre selon l'axe des x en fin d'expérience.

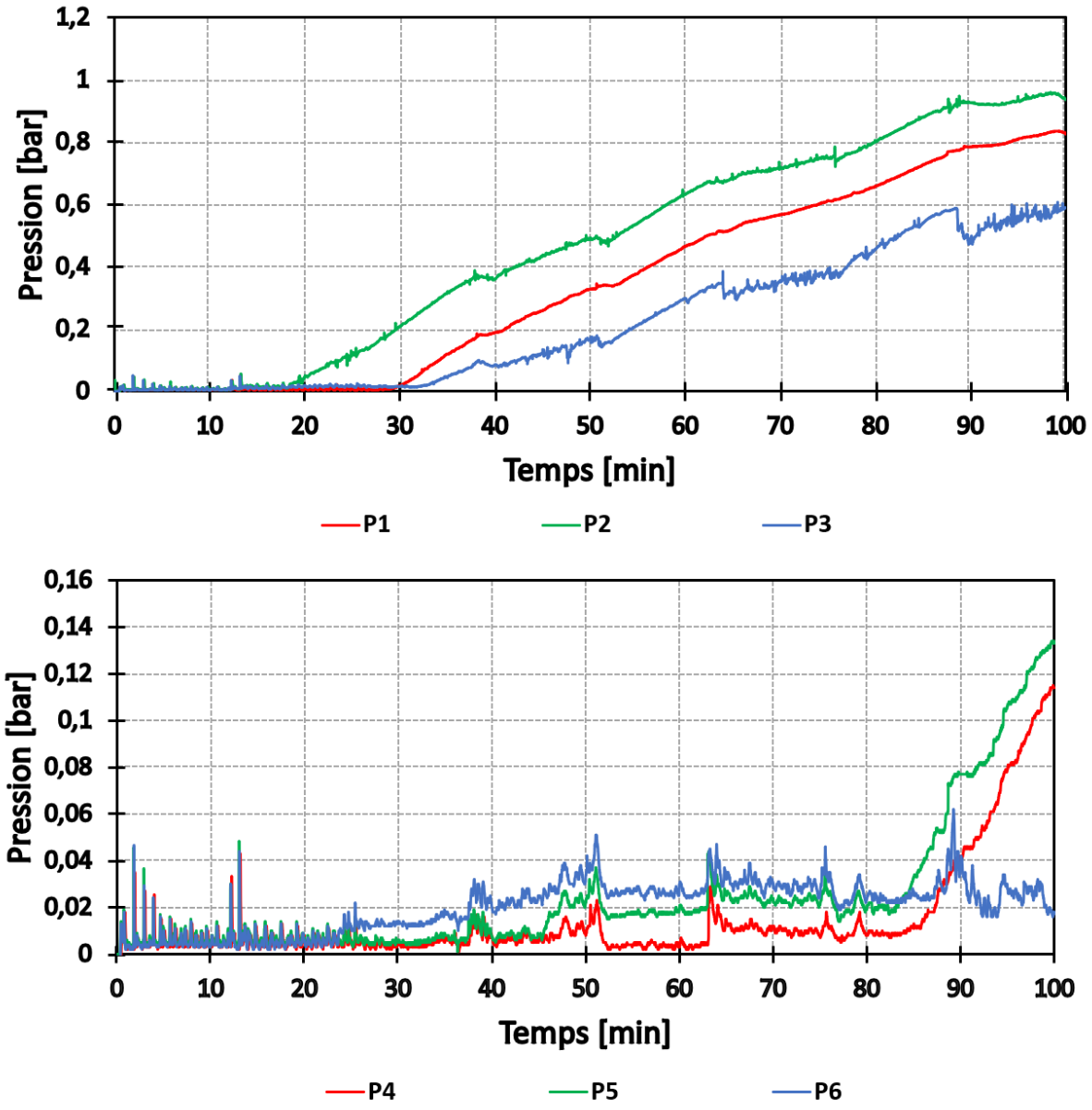

FIGURE 39 – Pression aux prises $P1$ à $P6$ au cours du temps pour l'injection de mousse à 90% de qualité.

Les points de pression $P4$ à $P6$ plus éloignés de l'entrée présentent un comportement similaire aux précédents excepté pour le point $P6$ qui présente une légère montée en pression entre 30 et 40 minutes puis se stabilise. En concordance avec les photographies présentées figure 37 il semble que le front de mousse n'ait pas atteint cette zone avant la fin de l'injection à la différence des deux autres points $P4$ et $P5$. On sait que par ailleurs la présence de mousse faible dans la localité de $P6$ peut expliquer

pourquoi ce point est monté en pression avant les autres, au moment de la percée autour de 30 minutes. La montée significative en pression des points $P4$ et $P5$ similaire à celle vue pour les points $P1$ à $P3$ montre l'arrivée du front de mousse forte dans cette partie du pilote. Les concordances temporelles des points $P4$ et $P5$ semblent montrer un développement du front uniforme à cette distance et ce malgré le passage préférentiel.

5.4 Injection de mousse à 70% de qualité

La seconde expérience réalisée avec le pilote 2D possède le même débit total injecté $Q_t = 24.3\ mL.min^{-1}$ et une qualité de mousse f_g à l'injection plus faible de 70%. Le débit total injecté est mis en place à pression atmosphérique pour le débit volumique de gaz de référence. La figure 40 présente les photographies de l'état d'avancement de la mousse dans le pilote à différents temps de l'injection.

Durant les 15 premières minutes on assiste au développement d'un front de mousse circulaire, centré sur le point d'injection traduisant une entrée de la mousse sans séparation des phases. L'évolution du front est notée par des traits rouges sur les faces latérales du pilote. A environ 15 minutes le front de mousse atteint les parties haute et basse et commence à se déformer localement pour épouser les géométries du pilote. Son développement uniforme continue alors jusqu'à 30 minutes d'injection, balayant lors de son avancée le liquide présent initialement dans le pilote. En effet, comme lors de l'expérience à 90% de qualité la ligne de démarcation entre le front et la fluorescéine est nette sans transition de teinte, traduisant un front de mousse forte balayant toutes les porosités. On remarque par ailleurs la présence d'une zone sombre dans la partie basse du pilote, en aval du front de mousse, délimitée par un trait bleu sur certaines photographies. La quantité de liquide semble être plus importante que lors de la première expérience avec une apparition relevée avant 10 minutes d'injection. On note après 30 minutes d'injection la présence de gaz en aval du front sur la partie haute du pilote, comme précédemment observé lors de la première expérience. Dès lors la décoloration de la partie haute du pilote se poursuit avec une percée de gaz sur la sortie haute $S3$ à 44 minutes. Néanmoins l'effet sur le développement du front de mousse, à savoir le passage préférentiel de gaz semble ici moins important avec un effet limité sur la composante verticale.

Le pilote est de nouveau divisé en trois zones distinctes. A mesure qu'il avance le front de mousse est de plus en plus influencé par la présence du passage préférentiel du gaz par le haut. Sur la photographie à droite au centre sur la figure 40 on distingue clairement une ligne horizontale légèrement zébrée en jaune, à proximité de la sortie haute $S3$. On sait que du gaz n'est observée en $S2$ qu'au bout de 80 minutes d'injection, on a donc du gaz qui passe exclusivement par la partie haute pendant la plus grande partie de l'injection, en faible quantité. La quantité de liquide incolore éjectée par la mousse semble subir un effet gravitaire avec un affaissement vertical au cours du temps. De plus aucune présence de liquide incolore n'a

été relevée, même brièvement, sur la partie haute du front de mousse. La percée du liquide incolore en sortie basse $S1$ est relevée à 58 minutes et celle du gaz est relevée à 119 minutes d'injection.

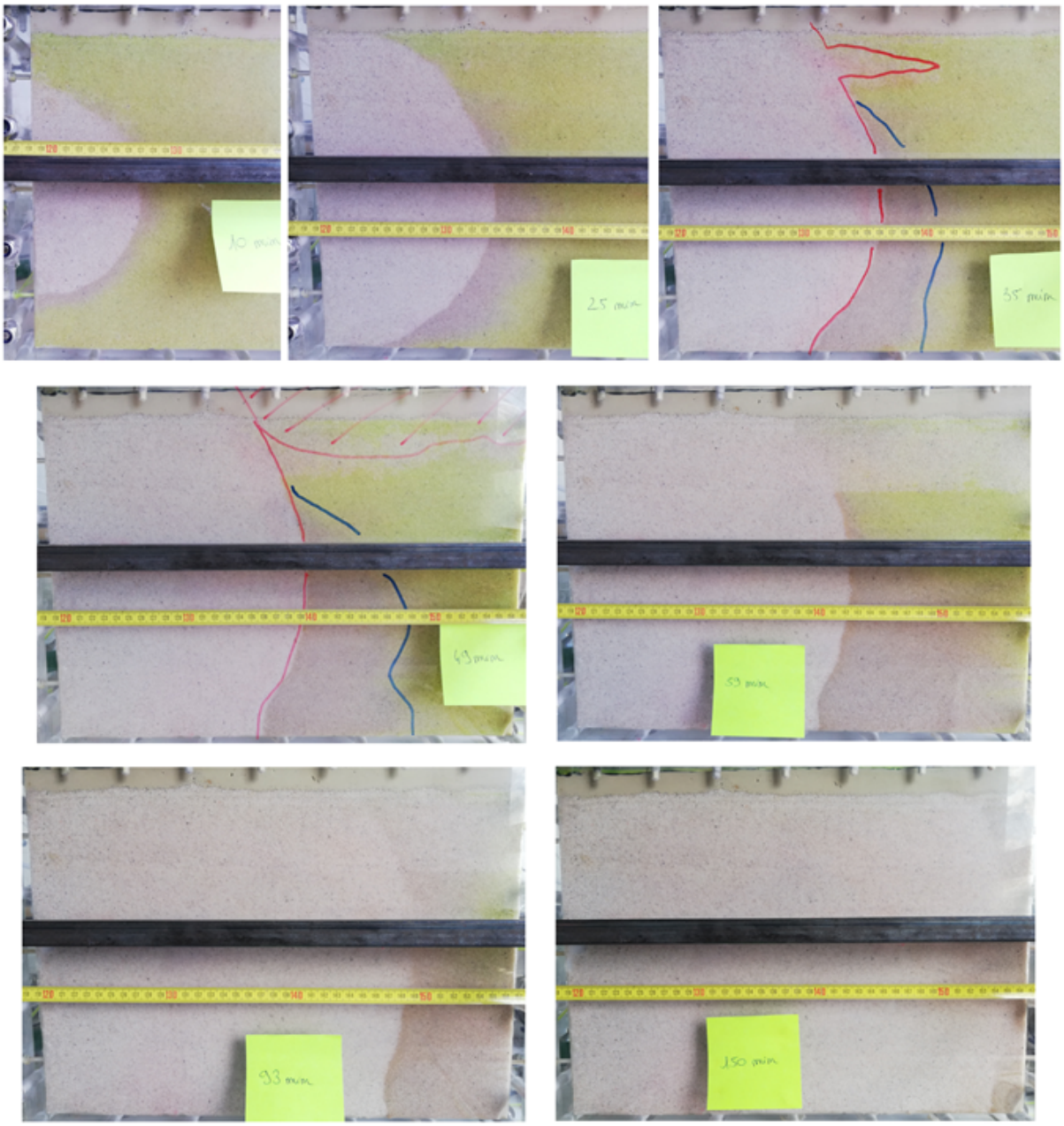

FIGURE 40 – Photographies de l'évolution du front de mousse dans le temps au sein du pilote 2D pour l'injection à 70% de qualité. Une couleur de sable claire indique une forte présence de gaz tandis qu'une couleur plus sombre traduit la présence de liquide en forte quantité. Le liquide présent dans le pilote avant l'injection est coloré à l'aide de fluorescéine à la différence de celui composant la mousse. Les traits rouges délimitent le front de gaz et les traits bleus celles du liquide probablement éjecté par la mousse.

L'injection de mousse est stoppée au bout de 180 minutes car la pression en entrée de pilote devenait trop grande, risquant d'endommager le système d'injection liquide. L'argile à été mieux comprimée lors de cette expérience et cela semble avoir minimisé le passage préférentiel du gaz. Cependant un disque de mousse est observé au niveau du point d'entrée $I2$

du pilote avec un diamètre d'environ 1 centimètre. Il s'agit d'un volume de vide crée par le fort gradient de pression généré au niveau de l'entrée qui est venu, petit à petit, comprimer fortement le sable pourtant mélangé et tassé.

La figure 41 présente la pression en entrée de pilote relevée au cours du temps lors de l'injection de mousse. On distingue sur cette courbe la tendance continue dans les 23 premières minutes de l'injection, en corrélation avec les observations faites avec le développement du front de mousse. Une légère modification dans la tendance est observée et peut correspondre au début du passage de gaz en aval du front de mousse. Cependant, à la différence du premier essai, la forme de la courbe durant toute l'injection est caractéristique d'une réponse en pression lors d'une injection de mousse pré-générée avec une montée puis une atténuation vers une valeur plateau. La fin de la courbe montre de plus grandes instabilités de pression sans qu'elles ne soient conséquentes pour autant.

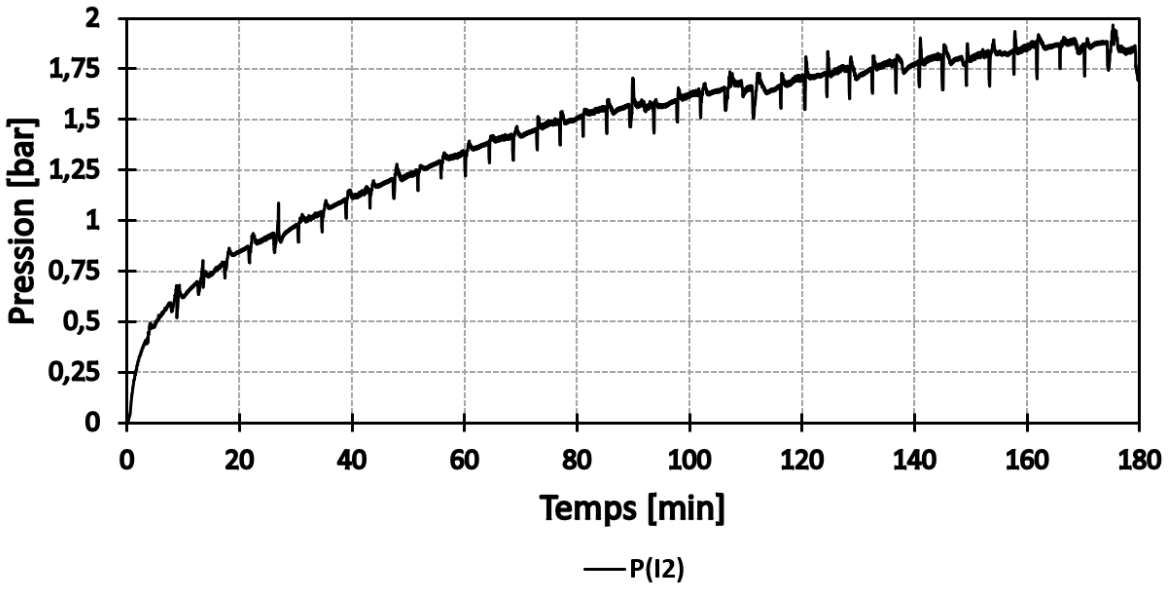

FIGURE 41 – Pression au point d'entrée $I2$ au cours du temps pour l'injection de mousse à 70% de qualité.

Les pressions aux points $P1$ à $P6$ relevées au cours du temps lors de l'injection sont données figure 42. Dans un premier temps on remarque que le point $P2$ est le premier a présenter une augmentation de pression ce qui coïncide avec sa position par rapport au point d'injection $I2$ et le développement circulaire du front de mousse. Un léger retard est observé sur l'arrivée du front entre $P1$ et $P3$ mais aucun n'est relevé entre $P4$ et $P5$. Contrairement à l'expérience à 90% de qualité cette expérience à été poussée de telle sorte à observer l'avancée du front sur tout le pilote. On y observe des tendances similaires pour tous les points $P1$ à $P6$, caractéristiques du passage d'une mousse forte. Un écart est toujours observé

entre les points haut et bas pour les deux rangées de prises de pression. On note un différentiel de pression d'environ 0.6 *bar* en moyenne entre les point d'injection $I2$ et les point $P2$ et $P5$ situés à 13 centimètres les uns des autres selon l'axe des x en fin d'expérience.

Les temps de montée en pression des différents points $P1$ à $P6$ est en accord avec les observations faites sur la figure 40. En effet le délai entre la montée de pression de $P2$ et le couple $P1/P3$ est plus long que celui entre la montée de pression de $P5$ et le couple $P4/P6$. Cela s'explique par le fait que lors de son arrivée au niveau de la première rangée de prises, le front de mousse présente une forme bien plus circulaire que lors de son arrivée au niveau de la deuxième rangée de prises.

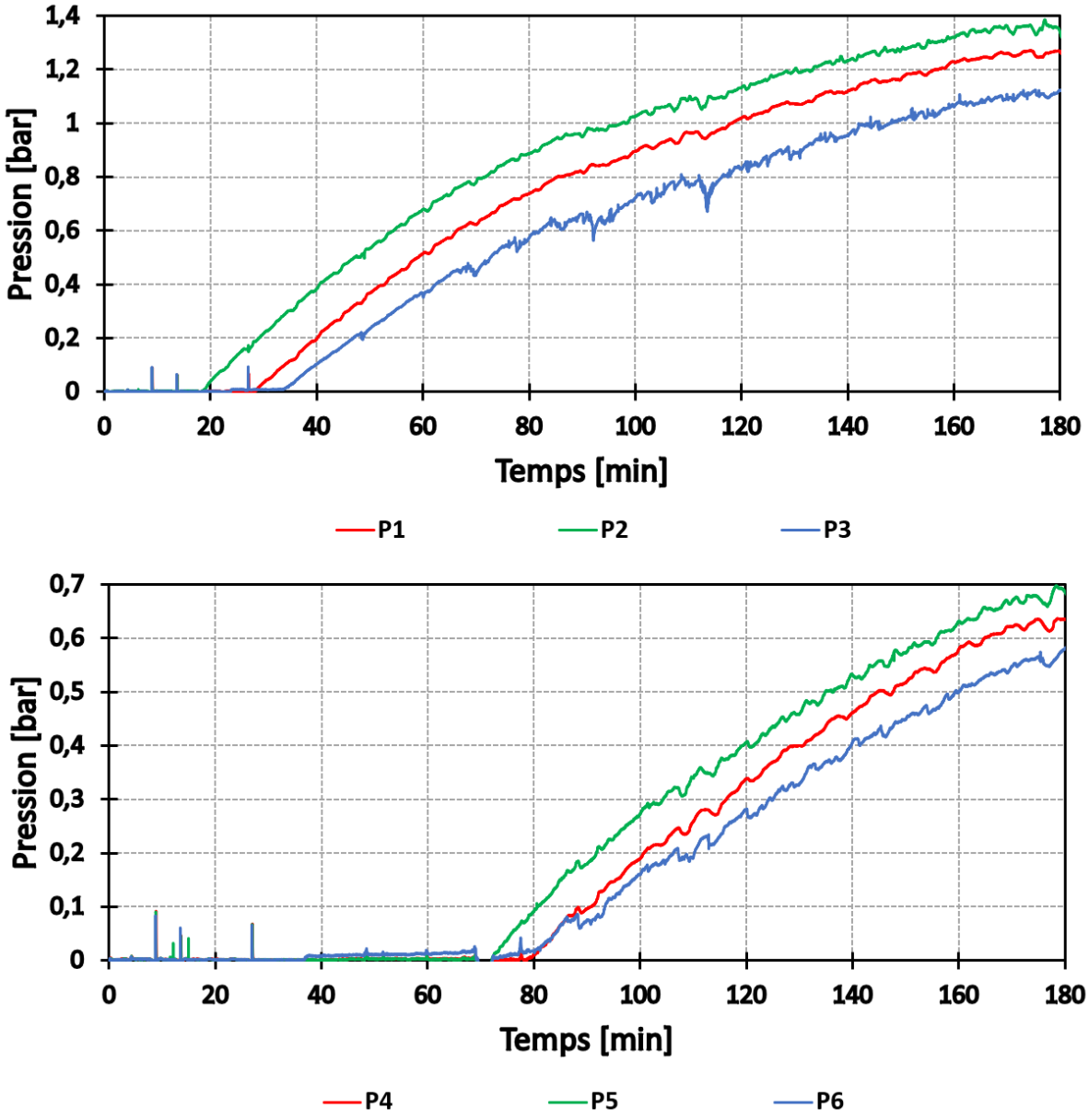

FIGURE 42 – Pression aux prises $P1$ à $P6$ au cours du temps pour l'injection de mousse à 70% de qualité.

La figure 43 présente les contours de pression relevés à différents temps de l'injection de mousse. La pression relevée en entrée $I2$, les pressions relevées aux prises $P1$ à $P6$ et la pression atmosphérique aux sorties $S1$ à $S3$ ont été utilisées pour générer ces contours. Les pertes de charges dans les tuyaux des sorties $S1$ à $S3$ sont négligées car de l'ordre du millibar. L'avancée uniforme du front de mousse est bien démontrée par ces contours, venant appuyer les observations faites sur la figure 40. Lors de sont avancée pour 40 et 80 minutes d'injection, les pressions semblent réparties de manière radiale par rapport au point d'entrée $I2$. Durant sont développement, loin de l'entrée et pour des temps d'injection de 120 et 180 minutes, le front de mousse semble adopter un profil plan en concordance avec la section de passage du pilote selon l'axe des x.

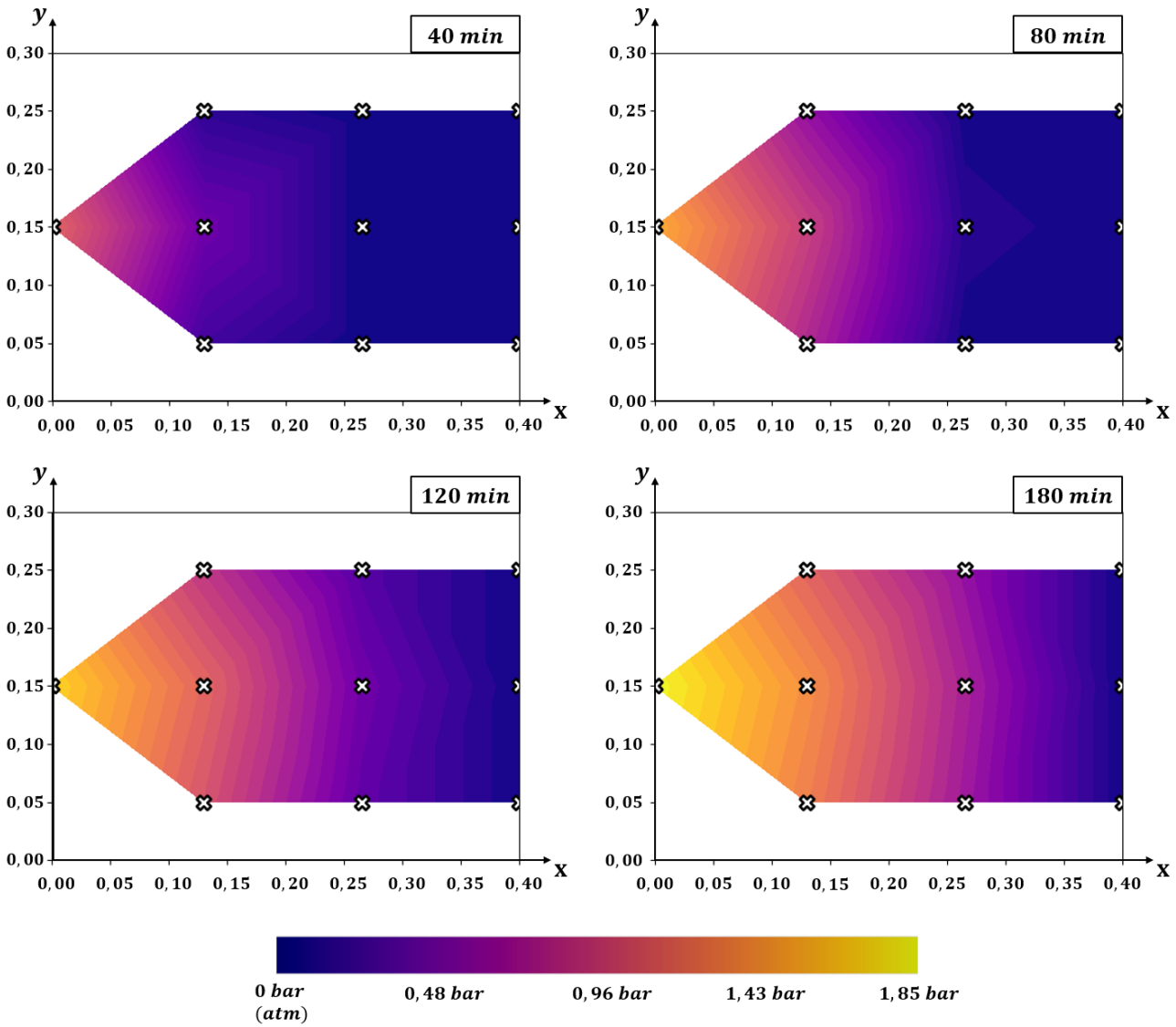

FIGURE 43 – Tracés des contours de pression au sein du pilote 2D à différents temps lors de la deuxième injection de mousse. Les points des prises de pression $P1$ à $P6$ sont représentés par des croix blanches aux contours noirs. Les contours de pression résultants sont représentés par un dégradé de couleurs froides (basses pression) vers des couleurs chaudes (grande pression) dont l'échelle des valeurs et donnée en bas de la figure.

En venant comparer les observations visuelles relevées sur la figure 40 et les contours de pression de la figure 43 on remarque que la montée en pression est moins marquée que le front de mousse avec une augmentation progressive de la pression dans tout le pilote en amont de ce dernier.

5.5 Discussion

Dans l'ensemble les injections pour des qualités de 70% et de 90% ont donné des résultats similaires avec le développement uniforme du front de mousse et une forte augmentation de la pression au passage de ce dernier. Néanmoins l'expérience à 90% de qualité semble montrer une plus grande perte de gaz par la partie haute du pilote en comparaison de l'essai à 70%. Les résultats obtenus lors des injections en colonne 1D pour le cocamidopropyl hydroxysultaine laissaient supposer que le régime de haute qualité n'était pas encore atteint pour une qualité de 90%. On sait cependant que la vitesse superficielle totale U_t peu avoir un impact sur la valeur de la qualité à la transition et cette vitesse, dans le pilote 2D, était moins élevée. De plus la quantité de gaz accumulée dans la partie haute du pilote durant l'expérience à 90% de qualité a probablement modifié la texture de la mousse localement créant des zones où les lamelles se brisent et où le gaz est plus mobile.

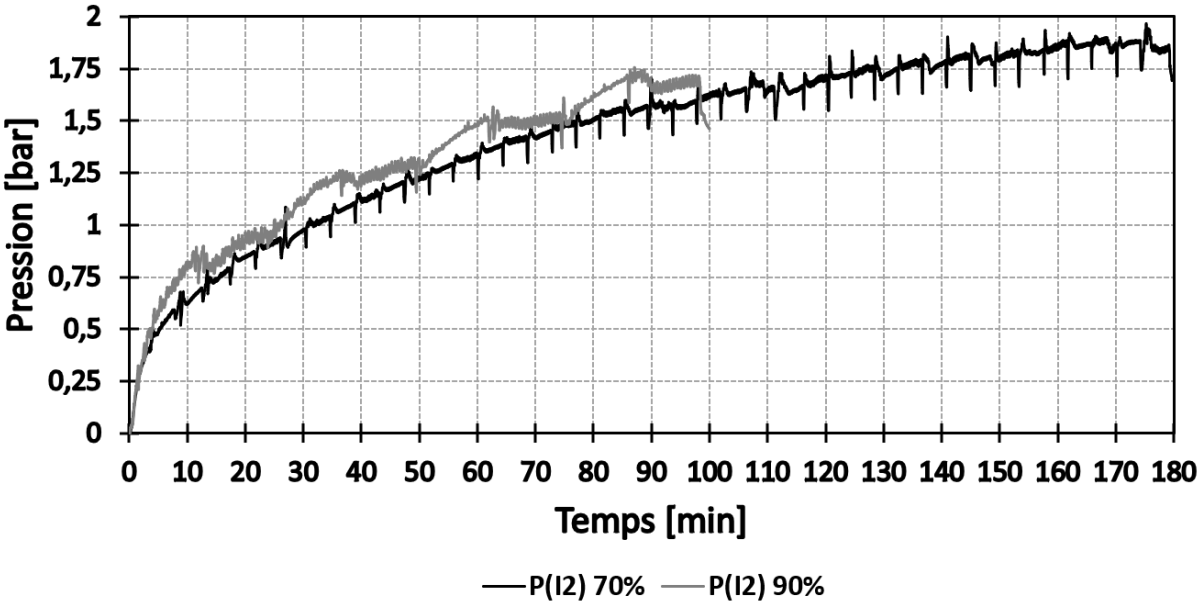

FIGURE 44 – Comparaison des pressions au point d'entrée $I2$ au cours du temps pour les deux injections de mousse à 90% et 70% de qualité.

La figure 44 présente l'évolution temporelle de la pression en entrée du pilote pour les deux essais réalisés. En accord avec les résultats obtenus lors des expériences en colonne avec le CH, la réponse en pression est légèrement plus élevée avec une qualité de 90%. On note ici que l'expérience à 70% est par définition moins sujette aux variations du débit volumique total en entrée de pilote. Avec une tendance similaire la figure 45 présente les pressions aux points $P1$ à $P6$ pour les deux expériences réalisées. On distingue ici, à l'opposé de la figure 44 que les pressions relevées sont toutes supérieurs pour l'expérience à 70%. Avec une arrivée du front au même

temps sur la rangée $P1$ à $P3$ les pressions sont similaires dans un premier temps avant une dégradation de la réponse en pression dans le cas à 90% de qualité. L'arrivée du front est décalée temporellement sur la deuxième rangée de capteurs, notés $P4$ à $P6$. La dégradation progressive des pressions sur les prises $P1$ à $P3$ démontre le passage préférentiel de gaz dans la partie haute du pilote et les décalages sur la deuxième rangée semblent indiquer une augmentation de la perte du gaz par le haut du pilote.

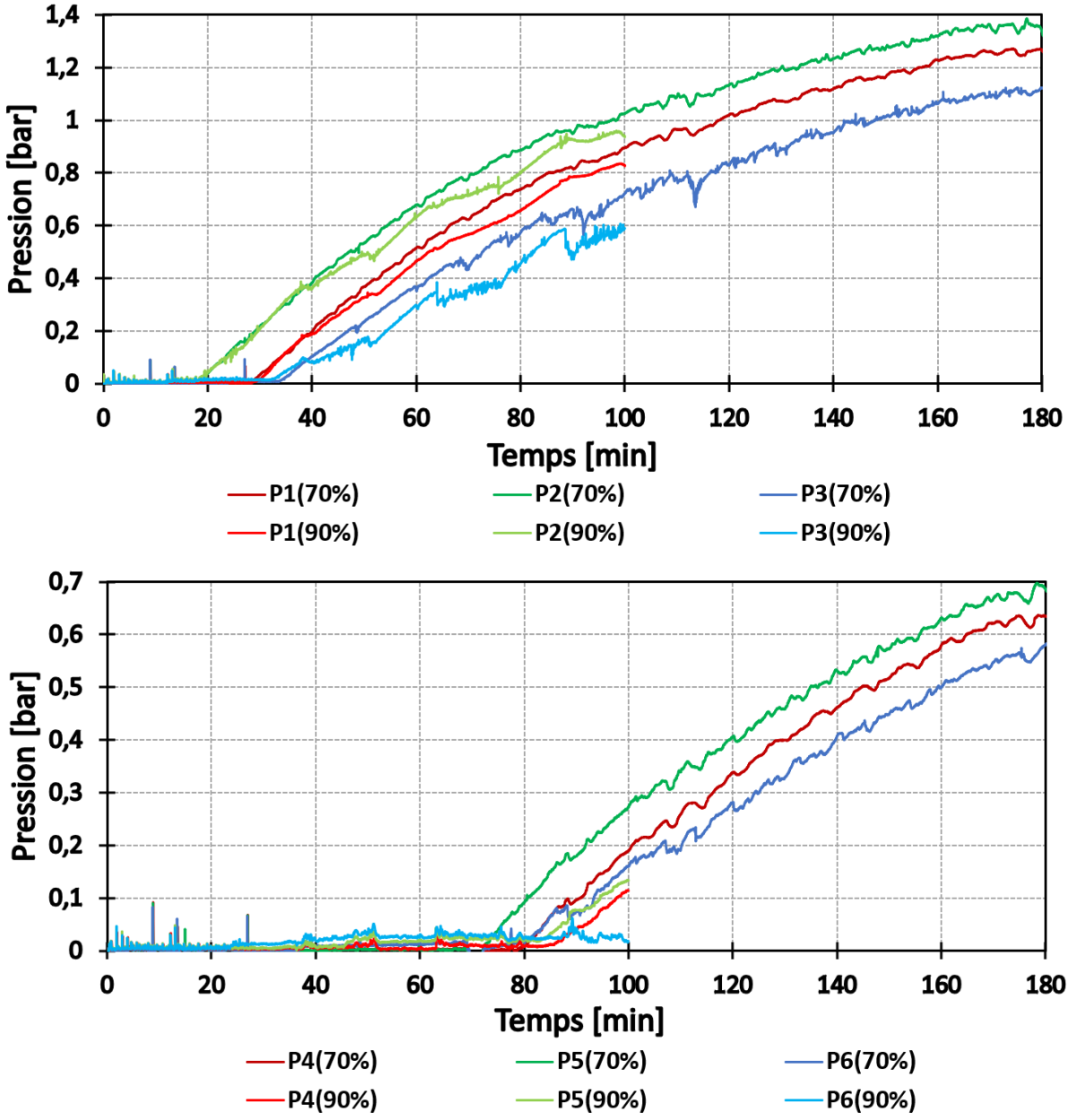

FIGURE 45 – Comparaison des pressions aux prises $P1$ à $P6$ au cours du temps pour les deux injections de mousse à 90% et 70% de qualité.

En raison de l'utilisation d'un débitmètre massique la qualité de mousse injectée varie en fonction de la pression en entrée du pilote. En effet le débit volumique de la phase gazeuse diminue avec l'augmentation de la pression et cela a pour effet de diminuer la qualité et la vitesse superficielle de la

mousse injectée. La figure 46 présente l'évolution de la qualité et du débit volumique total injectés en entrée du pilote lors des deux essais réalisés. On note une baisse de 15% de la qualité injectée pour l'expérience à 90% et une baisse de 30% de la qualité injectée pour l'expérience à 70% au bout de 100 minutes d'injection. On remarque une grande différence au niveau la pente à l'origine de chacune des courbes avec une baisse de la qualité injectée bien plus rapide dans le temps dans les 10 premières minutes de l'essai à 70%. En parallèle le débit volumique total injecté Q_t diminue avec une baisse de 53% dans le cas de l'expérience à 90% et une baisse de 43% dans le cas de l'expérience à 70%. Contrairement à ce qui est observé pour les qualités injectées on remarque que la pente à l'origine de la courbe à 90% est bien plus prononcée avec une baisse plus rapide du débit volumique total injecté.

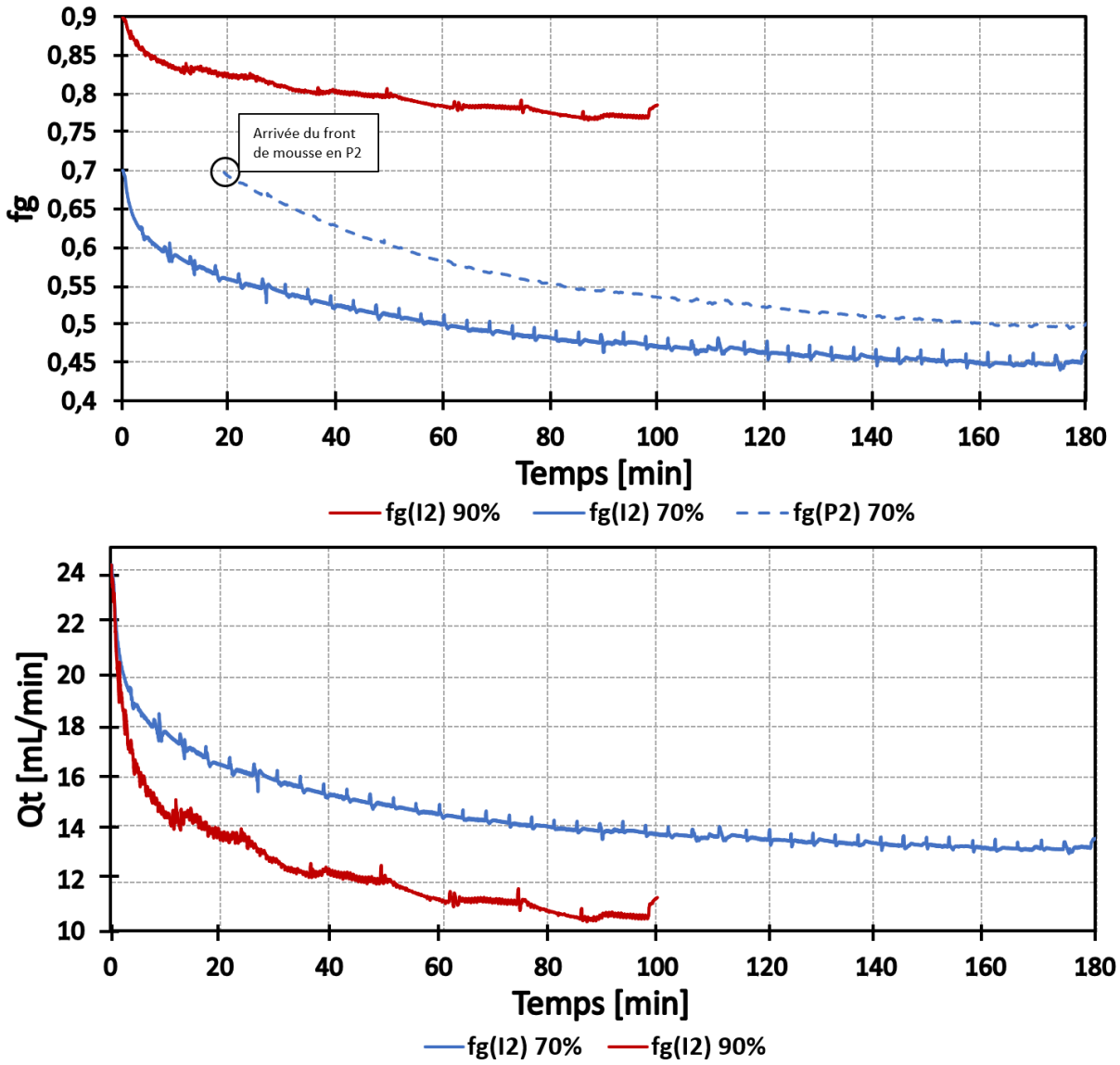

FIGURE 46 – Comparaison de la qualité de mousse et du débit volumique total injectés en entrée $I2$ au cours du temps pour les deux expériences à 90% et 70% de qualité. La qualité supposée de la mousse au court du temps en P2 est donnée en pointillés bleu.

On note ici que l'expérience à 90% est moins sensible à la baisse de la qualité injectée mais plus sensible à la baisse du débit volumique total injecté que l'expérience à 70%. De plus à la vue des courbes de pression en entrée de pilote présentées figure 45 il apparaît que ces différences de pente à l'origine entre les courbes de qualité et de débit volumique total soient corrélées à la pente de montée en pression de chacune des expériences. Cependant l'écart final au temps long pour les deux jeux de courbes ne peut être imputé à la seule différence de pression qui reste faible entre les deux expériences. De manière simplifiée on sait que le gradient de pression résultant est fonction du débit volumique Q_t et de la qualité f_g injectée. Or il est mis en évidence lors de cette expérience la dépendance des variables f_g et Q_t à la pression résultante. On suppose alors un couplage entre ces différents paramètres (f_g, Q_t et P).

La figure 47 présente les gradients de pression ∇P_x entre les points $I2$ et $P2$ et les points $P2$ et $P5$ lors des deux essais réalisés. On note pour chacun des cas une montée du gradient de pression suivie d'une baisse progressive mais limitée. La montée du gradient de pression entre l'entrée $I2$ et la prise de pression $P2$ a lieu lors de la progression du front de mousse entre ces deux points avec une montée en pression en $I2$ et une pression relativement constante en $P2$. En effet la pression relevée en $P2$ avant l'arrivée du front de mousse correspond à celle du déplacement de la phase liquide, seule. Elle est de l'ordre de grandeur du *mbar* pour chacune des expériences.

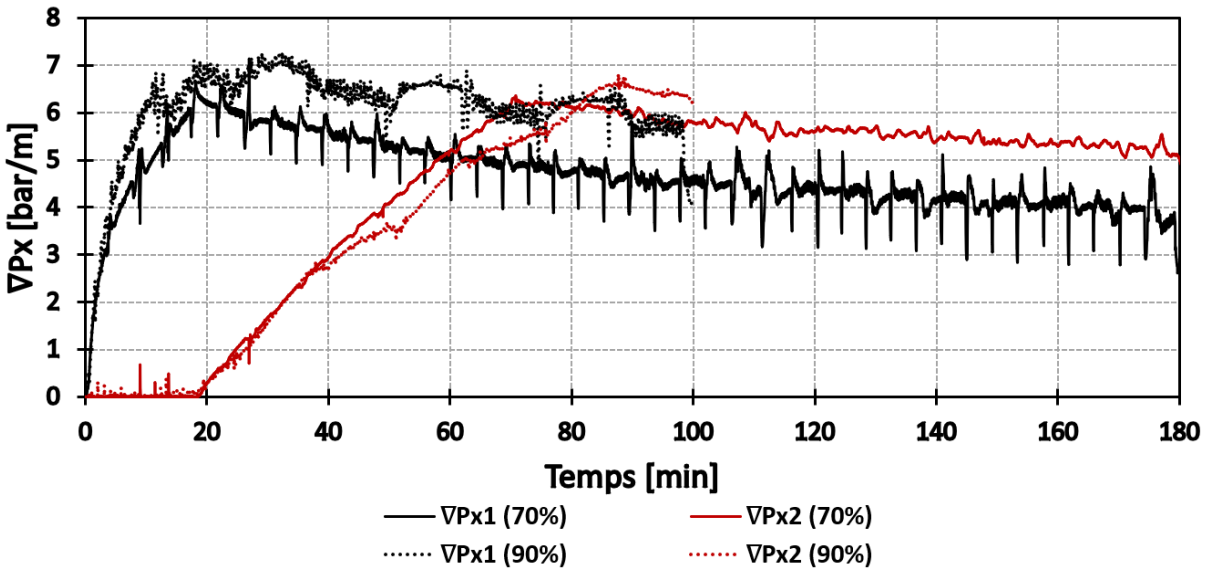

FIGURE 47 – Comparaison des gradients de pression selon x entre les points $I2$ et $P2$ puis $P2$ et $P5$ pour les deux expériences à 90% et 70% de qualité.

Le maximum du gradient de pression est concomitant à l'arrivée du front de mousse en $P2$. Dès lors la pression commence à augmenter en $P2$ et continue d'augmenter en $I2$. Or on sait d'après la figure 46 que la qualité

de mousse injectée ainsi que le débit volumique total diminuent avec l'augmentation de pression. Sous l'hypothèse d'une propagation uniforme des deux phases entre les points $I2$ et $P2$ la qualité supposée de la mousse au point $P2$ est donnée au court du temps sur la figure 46 en pointillés bleus. Au regard des connaissances acquises sur les régimes de basse et haute qualité du cocamidopropyl hydroxysultaine lors des injections en colonne on en déduit qu'une baisse progressive de f_g et Q_t peut expliquer cette baisse du gradient de pression. On s'attend alors à ce qu'il finisse par se stabiliser vers une valeur plateau correspondant à un régime stationnaire dans le pilote 2D. Il apparaît que les effets de la compressibilité de la phase gazeuse ont un impact non négligeable sur les propriétés et les conditions d'écoulement de la mousse, point qui sera développé plus loin.

L'utilisation de la pré-génération comme méthode d'injection a permis de générer un front de mousse forte dès le début de l'injection. Le front se développe de manière homogène dans le milieu poreux avec une démarcation nette et une coloration uniforme en amont de ce dernier. On s'intéresse ici aux premières minutes avant l'apparition des passages préférentiels par le haut du pilote. Une légère déformation du volume occupé par la mousse est observée lors des deux expériences avec un étirement vers le haut. Cette déformation du volume occupé par la mousse, bien que faible, peut être imputée à un effet de ségrégation gravitaire entre les phase liquides et gazeuse au sein de la mousse. Lors de ces expériences sur le même pilote N.Forey [39] avait employé la méthode de la co-injection avec une injection par les 2 entrées $I1$ et $I2$ en utilisant le même débit d'injection. Le front de mousse obtenu bien que satisfaisant de manière globale montrait de grandes hétérogénéités au niveau de l'échelle locale. Une partie de l'eau présente initialement dans le milieu n'était pas déplacée et des différences de teintes étaient observées en amont du front. Les valeurs de RF estimées entre les point $I2$ et $P2$, autour de 30 dans notre cas sont 3 fois supérieures en moyenne que celles obtenues lors des co-injections. On en déduit un meilleur balayage du front de mousse lors de son passage dans le cas de la pré-génération.

Dans chacune des expériences on observe la formation d'un front de phase liquide injectée en aval du front de mousse forte que l'on différencie de la phase liquide initialement présente dans le milieu grâce à la fluorescéine. Lors de l'injection à 90% de qualité l'arrivée du liquide est plus tardive et s'explique par la faible quantité de liquide injecté. En effet durant l'injection à 90% la qualité injectée baisse jusqu'à 76% en entrée de pilote tandis qu'elle baisse jusqu'à 45% lors de l'injection à 70%. Ce liquide

perdu par la mousse vient se placer devant la partie basse du front lors des deux expériences avec une remontée plus importante dans le cas à 70% et une forme en croissant de lune. Ce volume de liquide subit un effet gravitaire avec un affaissement du volume occupé par ce dernier, représenté par des contours bleus sur la figure 40. L'explication la plus probable est un drainage de la mousse lors de son avancée avec une concentration en liquide plus importante sur la portion basse et une remontée du gaz. Bien qu'un effet gravitaire soit à l'oeuvre on a vu plus haut que la qualité au sein du milieu poreux était une fonction de la pression locale. La pression étant maximale en $I2$ et minimale au niveau du front on en déduit l'existence d'un gradient de qualité au sein même du volume occupé par la mousse. Le gaz occupant de plus en plus de volume à mesure que l'on s'éloigne de l'entrée une partie du liquide se verrait éjectée en aval du front, la pression y étant plus faible qu'en amont.

6 Expérimentations en pilote 3D

6.1 Contexte

Les injections de mousse en pilote 3D ont été réalisées dans le but de démontrer la technique du blocage de l'eau souterraine par la mousse à proximité d'un forage. Cette technique du blocage répond à la problématique du pompage direct de flottant dans un forage ou puits de récupération sur des terrains pollués par des hydrocarbures. En effet lorsque la phase flottante est pompée hors du forage la baisse de pression conduit à un mouvement de l'eau car celle-ci est à la fois plus mobile et présente en dessous du flottant dans l'ouvrage. Il en résulte un épuisement graduel de la quantité de flottant dans le forage au profit de l'eau menant à ce que l'on appelle la jonction des interfaces haute (air/huile) et basse (huile/eau). Les détails concernant ce phénomène sont donnés dans la partie Protocole expérimental de cette section.

L'idée de cette expérimentation est de reproduire au mieux les conditions réelles d'injection de mousse tout en donnant la possibilité d'observer les phénomènes advenant à proximité du forage. De fait il est décidé de réaliser le pilote 3D en utilisant des plaques de PMMA épaisses afin d'obtenir des points de vues non envisageables lors d'une injection sur le terrain. On souhaite alors déterminer le pouvoir bloquant de la mousse, l'avancée et la forme du front ainsi que le comportement de la mousse au niveau de l'interface huile/eau dans le milieu, ceci à proximité du puits. Pour ce faire, une vue en coupe est envisagée avec l'idée de couvrir une portion angulaire réduite des 360° définissant le pourtour d'un forage, donnant au pilote 3D une forme de part de camembert.

6.2 Matériel et méthode

6.2.1 Montage expérimental et matériel

La figure 48 présente le montage expérimental utilisé lors des injections de mousse en pilote 3D. La partie régulation gaz est identique à celle utilisée lors des expériences précédentes tandis que la partie régulation liquide est légèrement modifiée avec l'ajout d'un système d'injection de particules solides. Pour des raisons de lisibilité de la partie pilote 3D, sa présentation est faite de manière indépendante de la partie dite de régulation fluides.

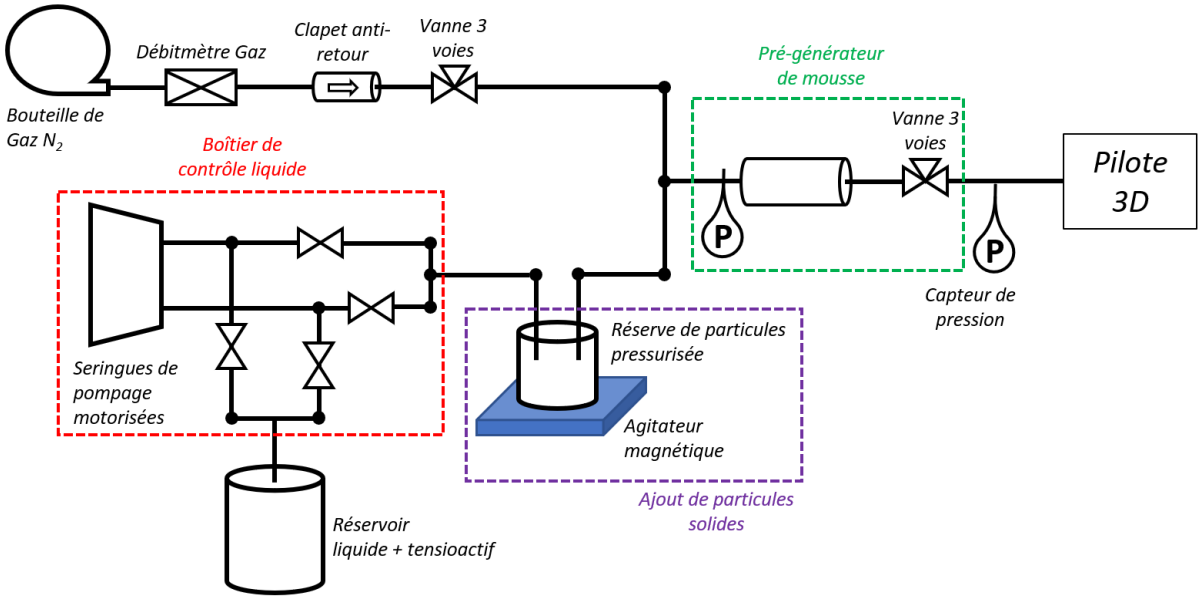

FIGURE 48 – Schéma du montage expérimental utilisé pour les injections de mousse en pilote 3D. Les parties régulation gaz et liquide sont identiques à celles utilisées lors des expériences 2D mis à part l'ajout d'une réserve de particules solides agitées, en violet sur le schéma.

Partie régulation gaz : La régulation du gaz injecté est réalisée à l'aide d'un débitmètre massique EL-FLOW® de la marque Bronkhorst® ayant une gamme de 15 - 750 $mL_s.min^{-1}$ et une précision de 0.02 $mL_s.min^{-1}$. Le terme mL_s correspond à une unité de volume dans des conditions standards soit une pression de 1013.25 hPa et une température de 20 $°C$. Il s'agit d'une manière détournée d'exprimer un débit massique, les débits volumiques étant plus couramment utilisés. La pression maximale acceptée en entrée du débitmètre est de 3 bar, un détendeur est placé en amont pour limiter la pression d'entrée. Un clapet anti-retour est installé en aval du débitmètre pour éviter toute remontée abrupte de liquide vers ce dernier, sensible au liquide. Enfin, une vanne 3 voies est utilisée pour séparer la partie régulation gaz du reste du circuit d'injection de mousse lorsque cela s'avère nécessaire.

Partie régulation liquide : Le boîtier de contrôle à double seringues est utilisé pour ces essais. La description technique de l'appareil ainsi que la courbe d'étalonnage liant la vitesse de rotation du moteur au débit de sortie liquide est donnée figure 25 dans la partie Matériel et Méthode des expérimentations 1D. La pression de fonctionnement limite du système est estimée à 2 bar. Une bouteille fermée contenant des particules de silice en suspension est ajoutée en aval du boîtier de contrôle à double seringues et mise sous agitation via l'intermédiaire d'un agitateur magnétique. Cette place en aval se justifie par le risque d'obturation ou de sédimentation des particules dans les organes du boîtier de contrôle à double seringues (électrovannes, seringues).

Partie aval et pilote 3D : Un pré-générateur contenant des billes de verre de 2 mm de diamètre est placé après la jonction des parties de régulation gaz et liquide. Deux capteurs de pression AEP Transducer® sont placés en amont et en aval du pré-générateur afin de relever les pressions de la partie régulation et en entrée du pilote 3D, respectivement. Ces capteurs fonctionnent pour une gamme de 0 - 5 *bar* relatif avec une précision de 1 *mbar* et sont munis d'une option d'enregistrement.

Le pilote 3D est un dièdre ayant pour base un triangle isocèle et mesurant 1.2 m de hauteur. Le triangle isocèle possède une base de 0.3 m et des côtés de 0.8 m. On en déduit alors une surface du triangle isocèle de 0.118 m^2 menant à un volume total du pilote 3D de 0.141 m^3. La figure 49 présente le schéma de principe du pilote 3D munis de ses équipements et hauteurs de remplissage. La portion angulaire couverte par le pilote 3D, notée α, est représentée en jaune sur la figure. On estime alors à partir des dimensions du triangle isocèle $\alpha = 27°$.

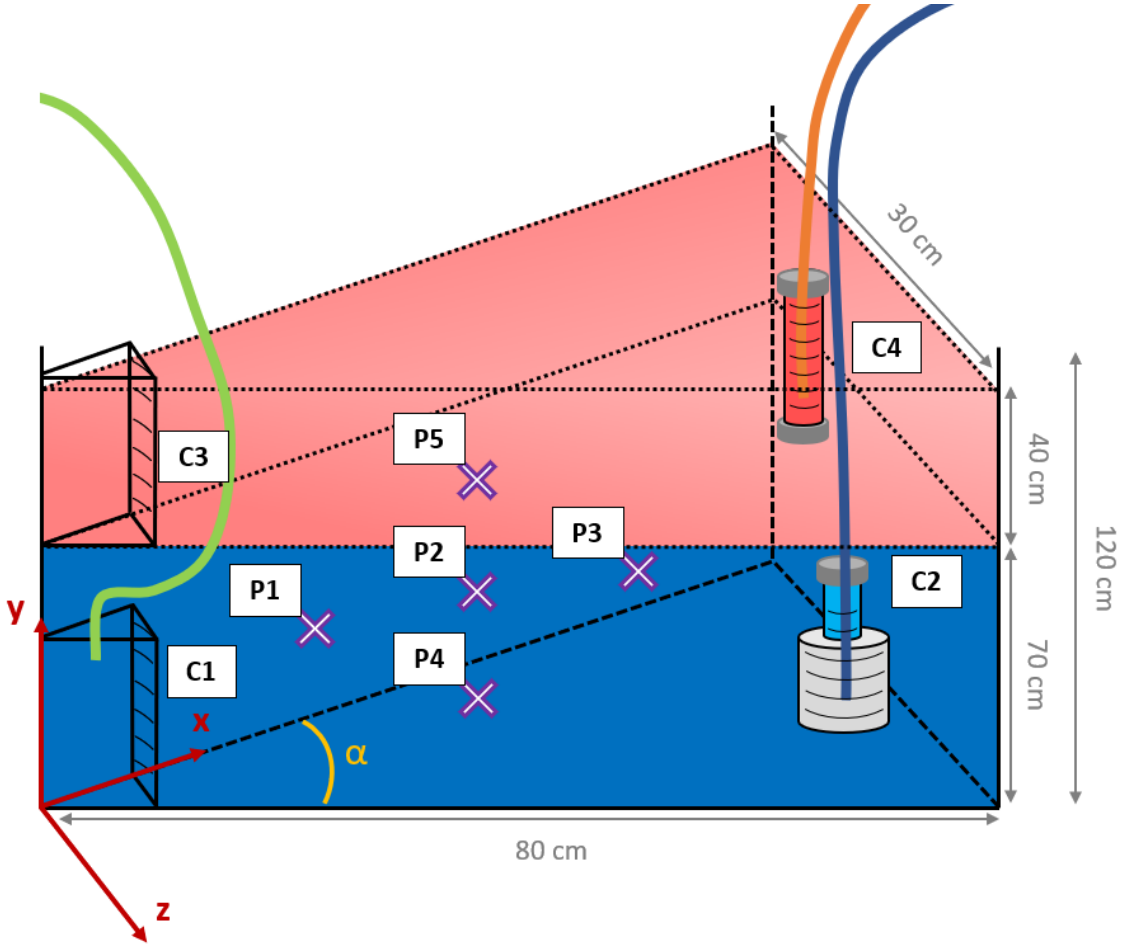

FIGURE 49 – Schéma de principe du pilote 3D. Les éléments $C1$ et $C3$ représentent un puits de forage et la discontinuité entre ces derniers la présence d'un packer qui vient séparer les parties haute et basse du puits. Les éléments $C2$ et $C4$ servent à maintenir une charge en eau et en huile loin du puits, respectivement. Des capteurs de pression notés $P1$ à $P5$ sont placés à différents points pour suivre l'avancée de la mousse. Le volume de sable saturé en eau est indiqué par la couleur bleu tandis que la le volume saturé en huile est indiqué par la couleur rouge.

Le pilote est divisé en deux parties selon l'axe vertical avec une couche de sable contenant de l'eau sur 70 *cm* de hauteur et une couche de sable contenant de l'huile sur 40 *cm* de hauteur. Il est aussi divisé en deux parties selon l'axe horizontal avec une partie "proche" composée des éléments $C1$ et $C3$ et une partie "lointain" composée des éléments $C2$ et $C4$. La partie "proche" correspond au puits de récupération et à sa proximité directe avec le milieu poreux tandis que le "lointain" permet de réaliser un état stable de la charge de chacun des fluides à distance du puits, pour imiter la présence d'une nappe. Dans la partie "proche", $C1$ est utilisé pour injecter la mousse dans le pilote tandis que $C3$ sert à pomper l'huile et suivre le niveau des interfaces air/huile et huile/eau. Les éléments $C1$ et $C3$ simulent alors un forage dont les parties hautes et basses sont séparées par un packer. Dans la partie "lointain", $C2$ est utilisé pour imposer une charge constante en eau dans la partie basse du pilote tandis que $C4$ sert

à imposer une charge en huile constante dans la partie haute du pilote. Les éléments $C1$ et $C3$ sont des portions angulaires de piézomètres de 20 cm de diamètre et leur surface de contact avec le milieu poreux est plane. L'élément $C1$ mesure 56 cm de hauteur et l'élément $C3$ 50 cm de hauteur pour une largeur commune de 4 cm. L'élément $C2$ est composé de deux cylindres crépinés ayant des diamètres de 5 et 10 cm, le tout sur une hauteur de 47 cm. Le cylindre de plus grand diamètre est utilisé pour augmenter la surface de contact avec le milieu poreux et garantir une bonne communication entre le réservoir d'eau externe et la partie basse du pilote. L'élément $C4$ est un cylindre crépiné de 4 cm de diamètre pour une hauteur de 36 cm.

Les capteurs de pression $P1$ à $P6$ ont tous été centrés sur la portion angulaire α du pilote, soit avec un angle $\alpha/2$. Les positions des différents capteurs de pression $P1$ à $P6$ selon les coordonnées (x,y) pour les deux essais diffèrent et sont données les parties concernées.

Le corps du pilote est réalisé à l'aide de plaques de PMMA de 30 mm d'épaisseur collées entre elles par de la colle PMMA polymérisable à 2 composants de la marque Acrifix®. La figure 50 présente le pilote 3D durant la phase d'assemblage et de collage. On y distingue les parties haute (C3) et basse (C1) du pilote ainsi qu'une séparation physique entre ces deux éléments. Cette séparation comme indiqué sur la figure simule la présence d'un packer dans le cas d'un forage réel. De plus, six renforts répartis de manière homogène entre les faces latérales du pilote sont ajoutés pour venir renforcer la tenue mécanique du pilote dans cette direction privilégiée. Ils ont pour objectif de limiter la déformation du pilote lorsqu'il sera sous contrainte (remplissage sable + fluides) puis sous pression (injection de mousse). De la toile filtrante en nylon est ajoutée à l'interface des éléments $C1$ et $C3$ pour garantir l'absence de sable dans ces derniers.

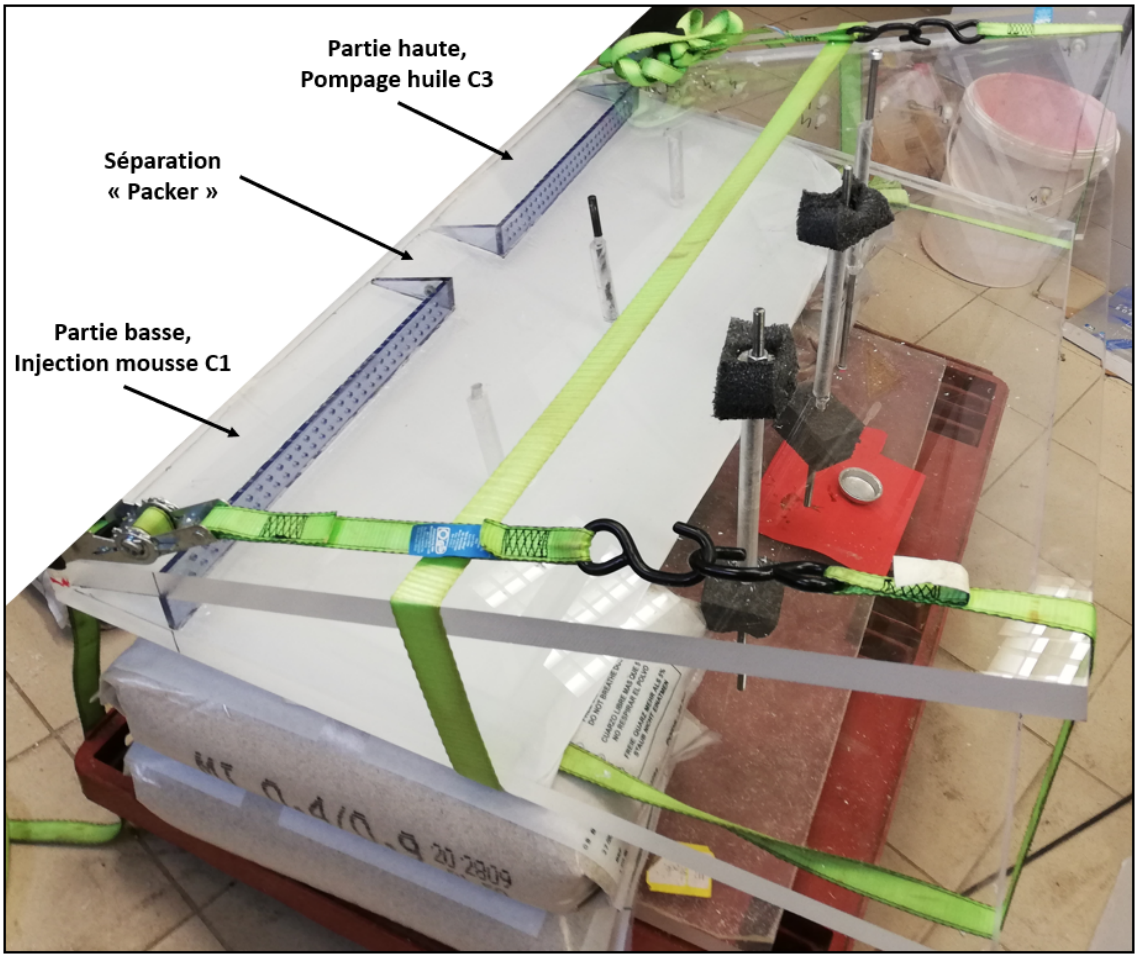

FIGURE 50 – Photographie du pilote 3D durant la phase d'assemblage. Les parties haute et basse du pilote ainsi que la séparation simulant la présence d'un packer y sont indiquées.

6.2.2 Milieux poreux et fluides

Du sable Sibelco® MI 0.4/0.9 ($SiO_2 > 99\%$) avec une masse volumique de 2.65 $g.cm^{-3}$ a été utilisé pour remplir le pilote 3D. L'eau utilisée est celle du robinet afin de se rapprocher des conditions réelles d'utilisation, l'eau distillée n'étant pas envisagée sur le terrain. De la fluorescéine est utilisée pour teinter l'eau dans le pilote et ainsi la différencier du gaz et de l'huile. Une bouteille de gaz contenant du diazote N_2 d'une pureté de 99.99% provenant de Air Liquide® a été utilisée.

Deux tensioactifs ont été utilisés lors des expérimentations en pilote 3D. La saponine, un tensioactif non-ionique provenant de Fisher® ayant une concentration micellaire critique (CMC) de 0.062 $\%wt$ (weight percent) [39] et le cocamidopropyl hydroxysultaine (CH), un tensioactif zwittérionique de Cola® Teric CBS Colonial Chemical avec une CMC mesurée à 0.01 $\%vol$.

L'huile utilisée lors des expérimentations est une huile minérale nommée

Drosera MS2® de DL LUB, France. Elle possède une viscosité dynamique $\mu_h = 5\ cp$ à $20°C$, ce qui en fait un fluide cinq fois plus visqueux que l'eau. Sa masse volumique ρ_h est de 0.8 $kg.L^{-1}$ soit une densité de 0.8. L'huile est colorée en rouge à l'aide d'un colorant lipophile et hydrophobe nommé Oil Red O de chez Sigma-Aldrich® (France).

6.2.3 Protocole expérimental

Remplissage de la partie basse du pilote : Le pilote 3D est dans un premier temps rempli d'eau, à vide, jusqu'à une hauteur de 1 m pour vérifier l'étanchéité de ce dernier. Un contrôle des différentes jonctions entre les plaques de PMMA est effectué après 12 heures en charge avant la vidange complète du pilote. Par la suite, comme lors de la mise en place des expérimentations en colonne 1D, de faibles quantités d'eau et de sable sec sont ajoutées par intermittence. On s'assure durant le remplissage de conserver une hauteur d'eau libre au dessus du sable saturé afin de garantir la remontée des bulles de gaz lors du mélange du sable sous eau avec une tige métallique. Un cylindre en PVC de 4 cm de diamètre est utilisé pour tasser le sable mélangé, on s'assure alors d'obtenir une surface plane de sable sous eau avant la prochaine étape de remplissage. La figure 51 présente une photographie lors de cette étape du remplissage du pilote.

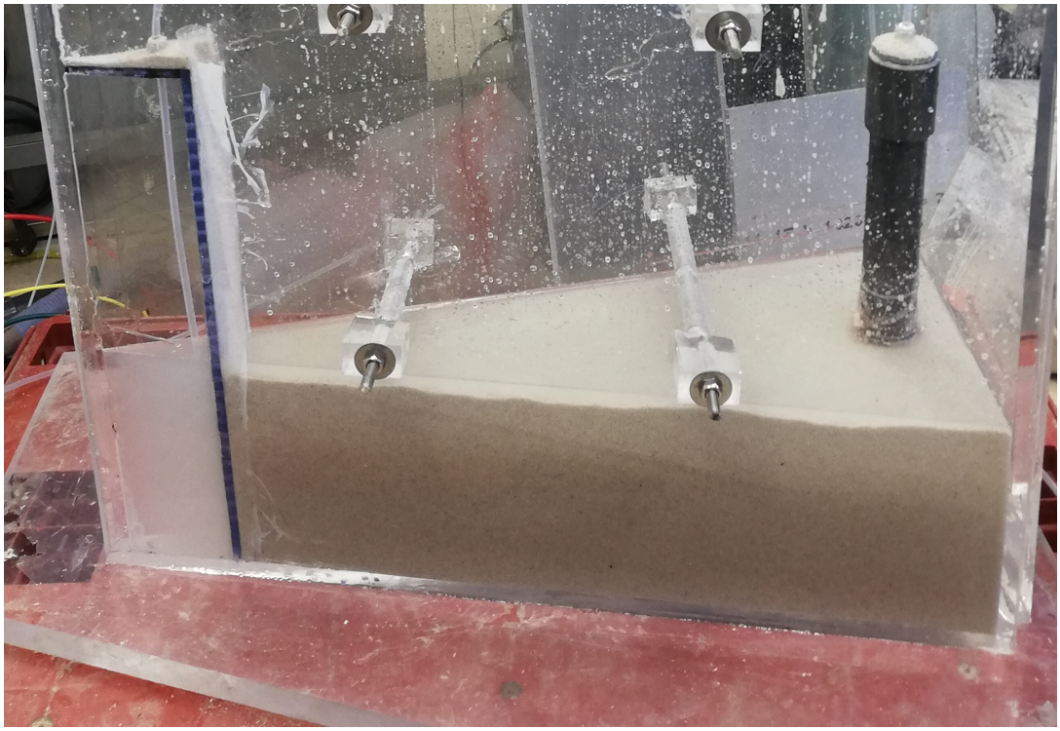

FIGURE 51 – Photographie du pilote 3D durant la phase de remplissage de la partie basse.

L'élément $C2$, soit la colonne de charge en eau est installée sur une

couche de 5 cm de sable et non sur le fond du pilote pour garantir l'absence de vides. Il est raccordé à l'extérieur à l'aide d'un tuyau 1/4 de pouce pour lequel les pertes de charges à l'eau sont négligeables devant les débits envisagés. Les prises des capteurs de pression sont toutes placées dans la partie basse du pilote selon les coordonnées précisées dans les parties concernées. Pour cela des tuyaux 1/8 de pouce sont utilisés et leurs extrémités sont encapuchonnées avec de la toile filtrante pour éviter leur obturation. Afin de minimiser tout passage préférentiel du gaz lors de l'injection de mousse, tous les tuyaux au contact du sable sont recouvert d'une fine couche de silicone puis passés dans du sable sec afin d'être habillés.

Caractérisation du milieux partie eau : La porosité du milieu est estimée à l'aide de la quantité d'eau introduite dans le pilote rapportée au volume total de sable saturé introduit. Les volumes d'eau présent dans les éléments $C1$ et $C2$ sont retranchés à la quantité d'eau totale introduite. On estime une porosité $\Phi = 0.34$ du milieu poreux formé par le sable MI 0.4/0.9 ($SiO_2 > 99\%$). Par ailleurs, la perméabilité intrinsèque du sable utilisé a été estimée lors des expériences en colonnes inox, après mélange et tassage de ce dernier. Cependant, au regard du changement d'échelle et de géométrie entre les colonnes inox et le pilote 3D, il apparaît important d'estimer si le protocole de remplissage ici appliqué permet d'obtenir le même type de d'arrangement que précédemment. Une description analytique du problème semble ici compromise par la complexité de la géométrie du pilote et des 3 directions (x,y,z) considérées.

Ainsi, afin d'estimer la perméabilité on utilisera un test de pompage interprété à l'aide d'une toolbox opensource développée par Horgue et al. [49] sous OpenFoam, (Open Field Operation and Manipulation), une boite à outils de simulation multi-physiques principalement axée sur la résolution des équations de la mécanique des fluides. Dans leur toolbox, les auteurs mettent à disposition de multiples modèles numériques et l'un d'eux, nommé *groundwater2DFoam* nous intéresse ici. Ce modèle hydraulique utilise l'équation de conservation de la masse appliquée à la charge hydraulique $H = P/\rho g + z_0$ exprimée en mètre d'eau. Avec $P/\rho g$ le potentiel de pression et z_0 l'altitude de référence.

Dans la pratique, l'élément $C1$ est raccordé au réservoir d'eau externe et l'eau dans la partie basse du pilote est descendue au niveau haut de $C1$ tout en assurant que ce dernier reste noyé. L'élément $C2$ est déconnecté du réservoir d'eau et la sortie du tuyau est placée au niveau piézométrique, à l'équilibre dans le pilote. Dès lors la sortie de $C2$ est abaissée à différents

niveaux afin de créer un différentiel de charge hydraulique entre $C1$ et $C2$. On note ici que les pertes de charges dans les tuyaux sont ici négligées devant celles générées par le milieu poreux. Les débits sont relevés lorsqu'ils sont stabilisés pour une différence de charge donnée. Les essais de perméabilité peuvent alors être interprétés comme des essais de pompage d'une nappe à surface libre, en régime établi. La charge en $C1$ étant fixée, on assiste alors à un rabattement du niveau d'eau centré, sur $C2$ plus ou moins prononcé selon le différentiel de charge appliqué. Afin de limiter ce rabattement et d'éviter des régimes d'écoulement avec des nombres de Reynolds trop élevés, le différentiel de hauteur est limité à quelques centimètres.

L'architecture de la partie basse du pilote est reproduite et la géométrie particulière de la sortie $C2$ y est intégrée et maillée à l'aide de l'algorithme *snappyHexMesh* mis à disposition des utilisateurs d'OpenFoam. Ce code permet de lier deux géométries distinctes et de réaliser le maillage des différents éléments selon des critères établis par l'utilisateur. La modélisation du corps de la partie basse du pilote 3D est donnée ci-après :

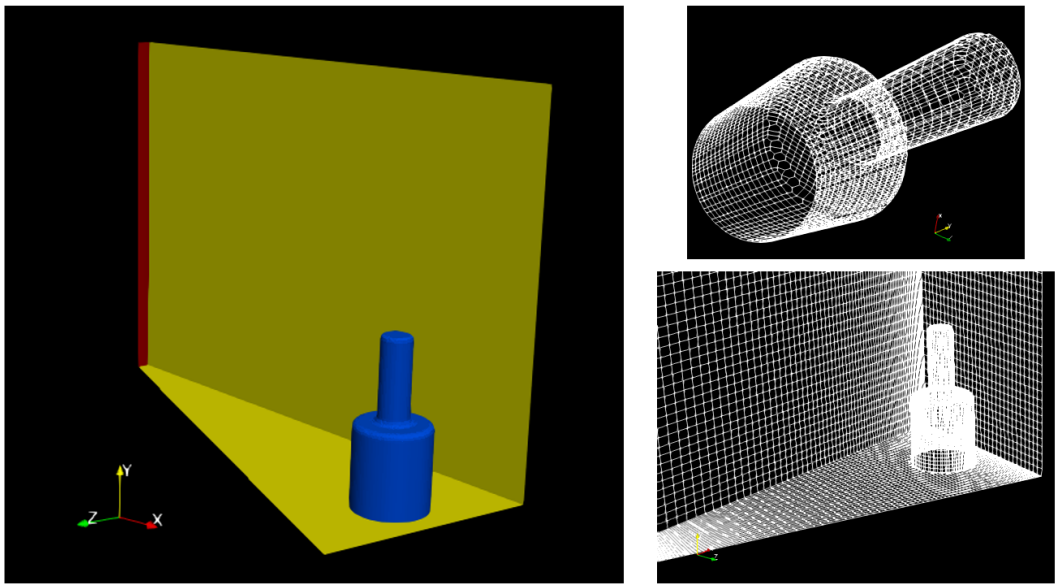

FIGURE 52 – Modèle numérique de la partie basse du pilote 3D. Sur la partie gauche on aperçoit l'entrée $C1$ en rouge et la sortie $C2$ en bleu tandis que les autres parois du pilote sont représentées en jaune. Sur la partie droite l'élément $C2$ et son intégration au corps du pilote avec maillage sont présentés.

Dès lors différentes simulations sont menées en imposant entre $C1$ et $C2$ les différentiels de charges relevés durant les essais de perméabilités expérimentaux. Pour chaque cas, le débit en régime stabilisé est comparé à celui obtenu expérimentalement et la perméabilité k du modèle numérique est modifiée en conséquence. La perméabilité donnant le même débit de

sortie est alors relevée. Un exemple de résultat de modélisation est donné figure 53 avec une différence de hauteur de 4.5 cm entre $C1$ et $C2$ soit le plus fort rabattement relevé durant les essais de perméabilité. On y observe à gauche la charge constante imposée en $C1$ en rouge et celle, plus basse, imposée en $C2$ en bleu. A mesure que l'on s'éloigne de $C1$ et que l'on se rapproche de $C2$ on distingue l'influence de la sortie sur la forme des contours iso-charge avec la morphologie de $C2$ qui s'y dessine.

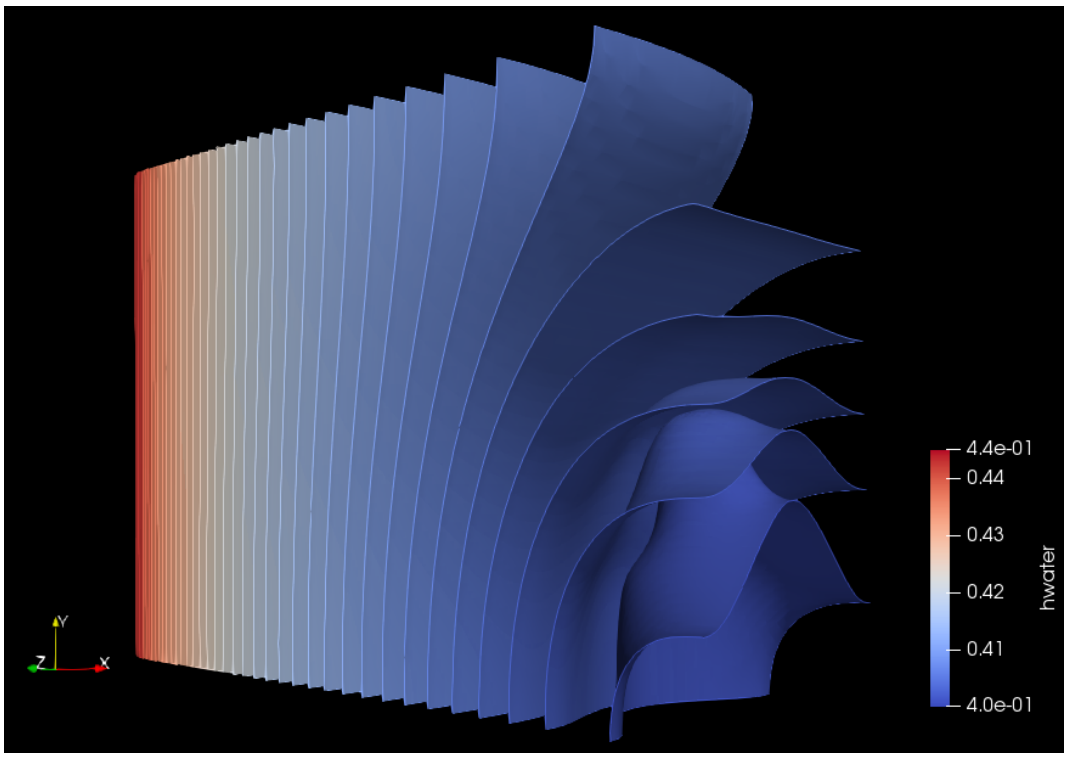

FIGURE 53 – Contours des hauteurs d'eau dans la partie basse du pilote 3D obtenus lors d'une simulation numérique des essais de perméabilité. Un différentiel de 4.5 cm est imposé entre $C1$ (rouge) et $C2$ (bleu). Le point de vue utilisé est le même que celui de la figure 52 à gauche.

Remplissage de la partie haute du pilote : Une fois la couche de sable saturée en eau complétée il est possible de passer au remplissage de la couche saturée en huile. Avant cela il est nécessaire de raccorder $C2$ à un réservoir externe remplis d'eau et dont la hauteur d'eau est en correspondance avec la hauteur de sable saturé en eau dans le pilote. On note ici que ce niveau doit être compensé (augmenté) à mesure que le sable saturé en huile est ajouté dans le pilote. Le sable saturé en huile doit être préalablement chargé en eau résiduelle, afin de reproduire au mieux les conditions de saturation de ce dernier dans un cas réel. Dans la littérature, la saturation résiduelle en eau des milieux fortement perméables ($k \sim 10^{-10}$ m^2) est donnée telle que $S_{w,\,r} \sim 0.05$ tandis que pour des milieux peu perméables ($k \sim 10^{-13}$ m^2) on retrouve $S_{w,\,r} \sim 0.2$ [13]. Dans notre cas le milieu est considéré comme relativement perméable avec $k \sim 10^{-11}$ m^2,

on décide alors de prendre $S_{w,\,r} = 0.1$ comme référence pour nos calculs. L'équation 60 permet de calculer le volume d'eau à introduire $V_{w,\,r}$ en fonction de la masse de sable utilisée m_{sand}.

$$V_{w,\,r} = S_{w,\,r}\left(V_{mix} - \frac{m_{sand}}{\rho_{sand}}\right) \tag{60}$$

Avec V_{mix} le volume total de sable sec utilisé (avec porosités) et ρ_{sand} la masse volumique de la silice soit $\rho_{sand} = 2.65\ kg.L^{-1}$. Pour conserver au mieux l'interface eau/huile dans le pilote, on vient déposer à l'aide d'une petite pelle une fine couche de sable saturée en huile. Dès que les premiers centimètres de sable en huile sont placés, on vient rajouter directement de l'huile afin de créer une faible couche au dessus du sable. On mélange alors avec la tige métallique puis on tasse doucement le sable à l'aide du cylindre PVC pour enlever les bulles d'air piégées. La figure 54 présente une photographie lors de cette étape du remplissage du pilote, on y aperçoit par ailleurs les différents tuyaux des capteurs de pression.



FIGURE 54 – Photographie du pilote 3D durant la phase de remplissage de la partie haute.

L'élément $C4$, soit la colonne de charge en huile est installée sur une couche de 5 cm de sable saturée en huile sans contact avec la partie saturée en eau. Il est raccordé à l'extérieur à l'aide d'un tuyau 1/4 de pouce pour lequel les pertes de charges à l'huile sont négligeables avec les débits envisagés. Une fois la couche de sable posée il est possible de connecter $C4$ à un réservoir externe d'huile afin de mettre le tout à l'équilibre comme avec la partie basse du pilote. Une fois les deux réservoirs externes en équilibre avec les hauteurs des fluides dans le pilote, on procède à la mise en place d'un système de débordement avec ré-alimentation continue des réservoirs afin de stabiliser les charges dans ces derniers. Une couche supplémentaire de sable à saturation résiduelle en eau est placée au sommet du pilote sur

une hauteur d'environ 10 cm.

Caractérisation du milieu partie huile : Des essais de pompage de l'huile dans $C3$ sont effectués avant l'injection de mousse dans le but de déterminer le débit de pompage limite menant à l'épuisement de l'huile aux temps longs. Durant ces essais l'élément $C1$ n'est pas raccordé au réservoir d'eau externe. Comme exposé lors de la mise en contexte de ces expériences, lorsque de l'huile est prélevée dans un piézomètre elle est en partie remplacée par de l'eau provenant du profond. La figure 55 présente le phénomène en utilisant la géométrie de l'élément $C3$ du pilote 3D.

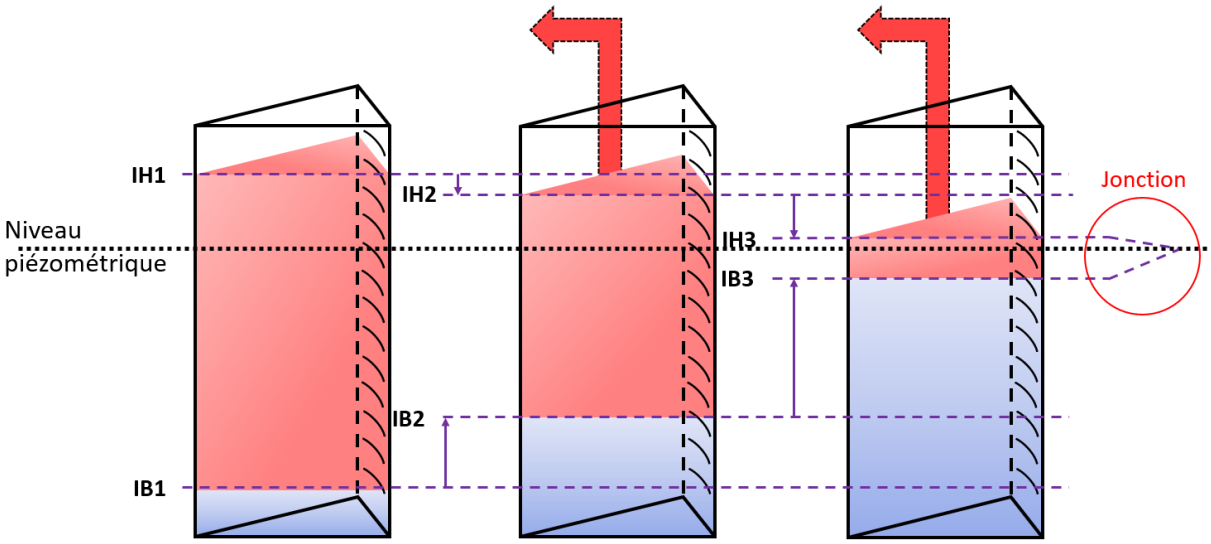

FIGURE 55 – Schéma de principe de la remontée d'eau dans $C3$ lors du pompage du flottant. La phase aqueuse est représentée en bleu sur le schéma tandis que le flottant est représenté en rouge. Les interfaces haute (air/huile) et basse (huile/eau) sont notées IH et IB, respectivement. Le phénomène de la remontée d'eau dans $C3$ est décrit en 4 temps, de l'équilibre initial à la jonction des interfaces.

Lors du prélèvement du flottant dans $C3$, un abaissement du niveau d'huile a lieu entraînant un déséquilibre de charge entre $C3$ et le milieu poreux à proximité. Dès lors, ce déséquilibre est transmis au milieu poreux et un rabattement du niveau d'huile a lieu, traduisant le transfert de l'huile contenue dans le milieu vers $C3$. Cependant le niveau piézométrique dans le milieu est le résultat de la superposition de deux fluides ayant des masses volumiques différentes. L'huile étant 20% moins dense que l'eau, cela entraîne un décalage du niveau piézomètrique sous le niveau d'huile, à environ 80% de la hauteur d'huile dans le milieu (voir figure 55). Lorsque le niveau d'huile baisse dans $C3$ le différentiel de charge entraîne alors une remontée de l'eau par la partie basse. En somme, le transfert de l'huile dans la partie haute et de l'eau dans la partie basse de $C3$ sont en concurrence et celui de l'eau est prépondérant. On assiste alors à la remontée progressive du niveau d'eau dans $C3$ au détriment de celui de l'huile, représentée par

les étapes 2 et 3 de la figure 55. Ce phénomène de remontée est expliqué par le fait que l'huile est plus visqueuse que l'eau et se déplace donc avec plus de difficultés dans le milieu que cette dernière. La figure 56 présente le phénomène lors d'un essai de pompage réalisé sur le pilote 3D.

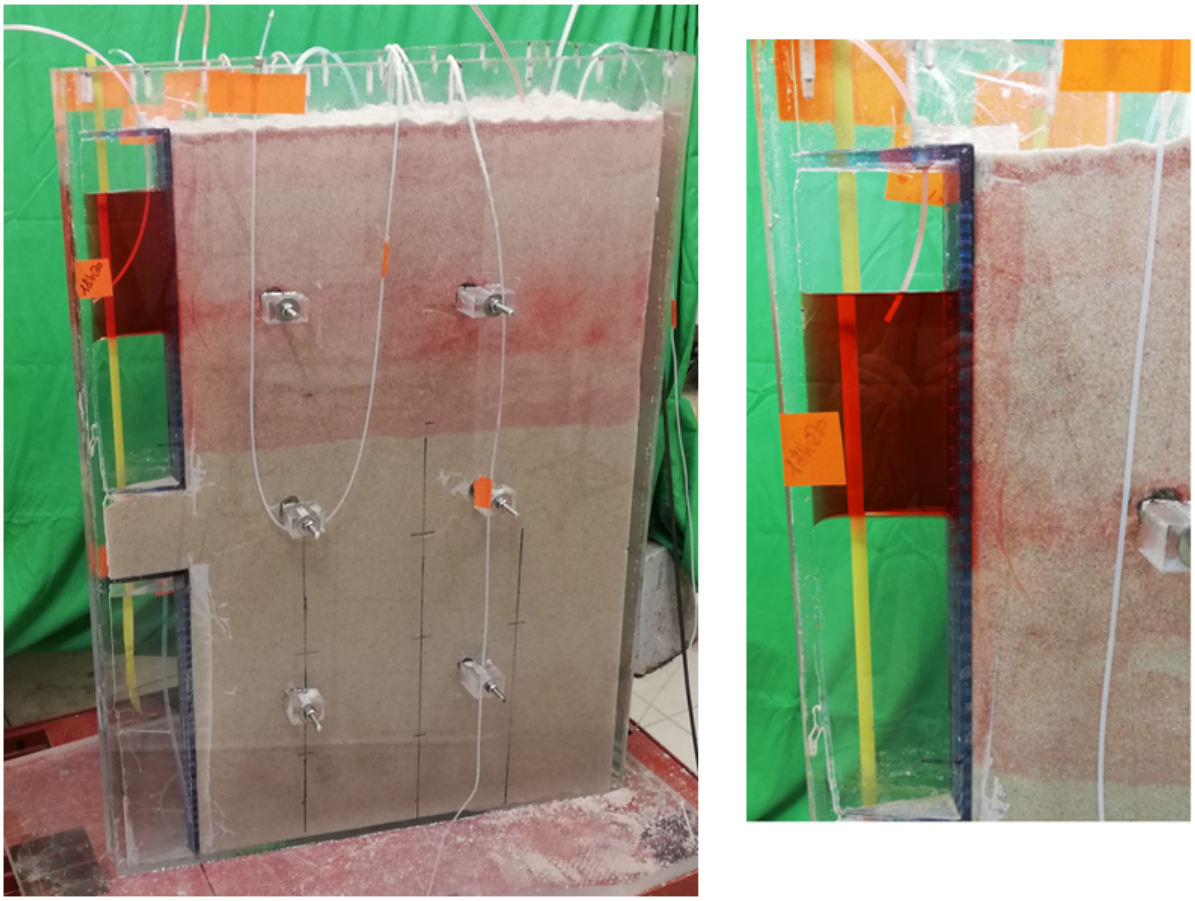

FIGURE 56 – Photographies durant un essai de pompage d'huile à $Q_h = 16.69\ mL.min^{-1}$ dans le pilote 3D. A gauche la vue entière du pilote et à droite un zoom sur l'élément $C3$. On y distingue de l'eau (incolore) dans $C3$ malgré une coloration rouge du milieu le long de cet élément, indiquant la présence d'huile dans le milieu.

Le niveau piézomètrique dans le pilote 3D est conservé à l'aide des réservoirs externes d'huile et d'eau dont les charges sont maintenues constantes. Des pompes péristaltiques garantissent alors un réapprovisionnement des réservoirs tandis qu'un tuyau en col de cygne permet un retour du surplus dans des bacs secondaires de ré-alimentation.

Injection des phases : Le sable contenu dans pilote 3 D est saturé en tensioactif à l'aide d'une solution à 5 CMC teintée en fluorescéine. La fluorescéine permet alors le traçage de l'injection durant la phase de saturation en tensioactif et permet de vérifier que la solution a bien balayé l'entièreté du sable contenu dans le pilote. Le volume de liquide contenu dans la partie basse du pilote est d'environ 30 L. On prépare alors environ 1.5 volume de pore de solution pour cette étape.

Dans le cas d'une injection de mousse, le débit liquide souhaité est mis en place et injecté dans générateur de mousse avec la vanne 3 voies en aval en position ouverte vers l'extérieur. L'entrée du pilote est alors isolée durant la phase de mise en marche du générateur de mousse. Le circuit gaz est activé et le débit volumique de référence à pression atmosphérique est fixé avec la vanne 3 voies du circuit gaz ouverte vers l'extérieur. Une fois le débit gaz stabilisé la vanne 3 voies du circuit gaz est orientée vers le générateur de mousse et on attend la stabilisation en pression. Dès ce dernier stabilisée la vanne 3 voies en aval est alors orientée vers le pilote afin de démarrer l'injection de mousse.

Détermination des débits d'injection : La mousse étant injectée dans la partie basse du pilote et étant fortement déstabilisée par la présence d'huile on considère ici seulement le volume de la partie basse du pilote, sur une hauteur de 0.7 m. Le volume de pore est estimé à l'aide de la porosité du sable MI 0.4/0.9 et on se base sur un temps de remplissage de ce volume de 4 heures. On obtient ainsi un débit d'injection Q_t qui, sous certaines hypothèses, permet de déterminer les vitesses superficielles totales à différentes distances radiales de l'entrée $C1$. Les résultats sont donnés dans le tableau 6.

Table 6 – Estimation des vitesses superficielles attendues dans le pilote 3D. Ces calculs utilisent la géométrie du pilote $3D$ pour définir les vitesses superficielles minimale et maximale, paramètres permettant de définir les débits équivalent en colonne $1D$.

Φ	0.34	
$V_{pore}\ \vert_{prisme}\ [L]$	28.05	
$Q_t\ \vert_{prisme}\ [mL.min^{-1}]$	116.89	
$r\ \vert_{prisme}\ [m]$	0.05	0.70
$L_{arc}\ \vert_{prisme}\ [m]$	0.019	0.264
$S_{arc}\ \vert_{prisme}\ [m^2]$	0.013	0.185
$U_t\ [m.h^{-1}]$	0.531	0.038

On suppose que la mousse se propage de manière radiale et homogène, en partant du sommet du triangle isocèle jusqu'à sa base et couvrant un angle α. En projetant la corde ainsi formée par le front de mousse sur la hauteur de la partie basse du pilote, on obtient une surface de propagation supposée du front en fonction de la distance radiale. Deux rayons $r_1 = 0.05\ m$ et $r_2 = 0.70\ m$ sont sélectionnés, ils permettent d'estimer les vitesses superficielles U_t maximale et minimale rencontrées. Ces vitesses superficielles limites sont par ailleurs utilisées pour déterminer la gamme des débits d'injection des expériences en colonnes 1D via leur section.

6.3 Injection et blocage avec la saponine

Le premier pilote est préparé selon le mode opératoire décrit plus haut. On note un ajout de 28.12 L d'eau pour un volume de sable introduit de 82.5 L pour la partie basse du pilote, soit une porosité estimée telle que $\Phi = 0.34$. Des essais de perméabilité ont été réalisés sur cette partie basse du pilote avec 4 différentiels de hauteurs imposés entre $C1$ et $C2$ et les résultats sont présentés dans le tableau 7.

TABLE 7 – Résultats des essais de perméabilité du pilote 3D avec la saponine. dH correspond au différentiel de hauteur appliqué entre les éléments $C1$ et $C2$. Les débits expérimentaux et ceux obtenus numériquement sont donnés pour comparaison avec la perméabilité k imposée dans le modèle numérique.

dH $[cm]$	Expérimental	Numérique	
	Q_t $[mL.min^{-1}]$	Q_t $[mL.min^{-1}]$	k $[m^2]$
0.8	8.31	8.36	1.21×10^{-11}
1.3	15.19	15.50	1.18×10^{-11}
2	22.86	23.99	1.15×10^{-11}
2.1	25.16	25.17	1.14×10^{-11}

La perméabilité moyenne de la partie basse du pilote estimée à partir des données du tableau 7 est de 1.17×10^{-11} m^2 avec un écart type de 3.16×10^{-13} m^2. Cette valeur de perméabilité est comparable à celle estimée lors des essais en colonnes inox utilisant le même sable et permet de valider le protocole de remplissage de la partie basse. Le fait que la perméabilité soit légèrement plus faible dans le cas du pilote 3D peut s'expliquer par la hauteur de sable utilisée avec un milieu poreux plus comprimé.

On note un ajout de 17.38 L d'huile pour un volume de sable introduit de 50.98 L pour la partie haute du pilote, soit une porosité estimée telle que $\Phi = 0.34$. Une fois la partie supérieure du pilote en place on procède à un essai de pompage de l'huile dans l'élément $C3$. Plusieurs débits de pompage de l'huile Q_{oil} on été testés, entraînants la jonction des interfaces haute (IH) et basse (IB) dans $C3$ lorsque $Q_{oil} > 17$ $mL.min^{-1}$. On procède alors au rééquilibrage des charges de part et d'autre du pilote afin de retrouver les conditions initiales, au repos. Par la suite un suivi des interfaces IH et IB est réalisé pour un débit de pompage Q_{oil} de 16.69 $mL.min^{-1}$ et les résultats sont présentés figure 57.

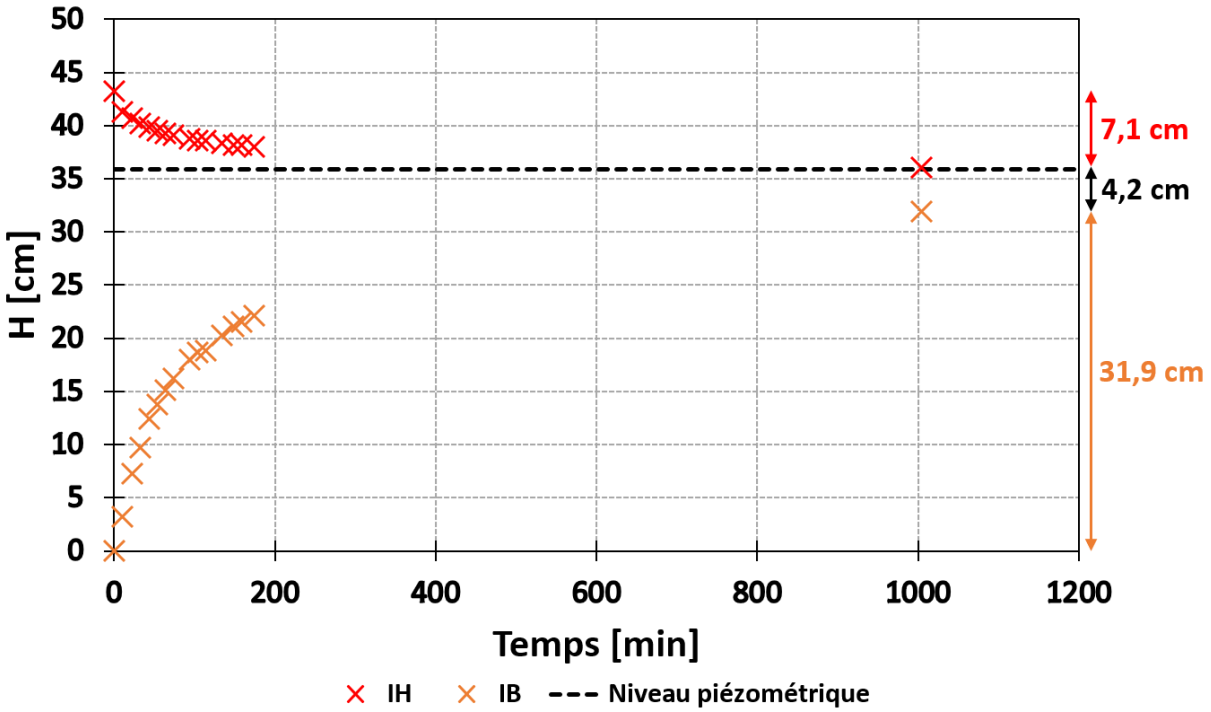

FIGURE 57 – Suivi des interfaces IH et IB durant un essai de pompage d'huile à $Q_h = 16.69\ mL.min^{-1}$ dans le pilote 3D avant injection de saponine. La position de l'interface basse IB avant le début du pompage est utilisée comme référence $H = 0\ cm$.

A l'état initial, on note une épaisseur d'huile de 43.2 cm dans l'élément $C3$, à l'équilibre avec l'huile contenue dans le milieu poreux. Le niveau piézomètrique dans le pilote est mesuré à 35.9 cm au dessus de l'interface IB avant le début du pompage et est représenté par un trait discontinu noir sur la figure 57. Dans les 200 premières minutes les deux courbes semblent converger vers une valeur plateau, ce qui est confirmé lors des dernières prises de mesures (le lendemain). A l'équilibre, on note une épaisseur d'huile de 4.2 cm dans l'élément $C3$ et les distances parcourues par les deux interfaces sont données sur la figure 57 à droite. Comme attendu, les deux interfaces ont convergé vers le niveau piézométrique imposé dans le pilote. Cependant il apparaît que cette épaisseur d'huile restante n'est pas exactement répartie comme observé au repos avec 20% de hauteur au dessus et 80% de hauteur en dessous niveau piézomètrique. L'interface IH étant quasiment confondue avec ce dernier.

A l'équilibre on observe une coloration rouge au droit de l'élément $C3$, dans le pilote et ce sur les 42.3 cm de hauteur initiale d'huile. On en déduit alors que de l'huile est présente dans le milieu poreux en face et sur toute la hauteur de $C3$. On observe un ruissellement de l'huile dans la partie interne de $C3$, au dessus de IH en raison du rabattement engendré par la différence de charge avec le milieux poreux. Cependant on observe aussi la remontée de gouttelettes d'huile rentrant dans $C3$ par la partie immergée

en eau, en dessous de IB. Les niveaux des différents fluides du pilote sont par la suite remis à l'équilibre avec les réservoirs externes afin de procéder à l'injection de mousse et la partie basse du pilote est saturée en tensioactif tenté de fluorescéine.

De la mousse est injectée dans l'élément $C1$ durant 8 heures et 20 minutes à une qualité constante de référence $f_g = 0.7$ à la pression atmosphérique. On compte 328 minutes d'injection à 116 $mL.min^{-1}$, 34 minutes à 140 $mL.min^{-1}$, 20 minutes à 170 $mL.min^{-1}$ et 120 minutes à 200 $mL.min^{-1}$. La pression dans l'élément $C1$ est stable tout au long de l'injection pour une valeur de 600 $mbar$. Les capteurs de pression $P1$ à $P5$ n'ont pas montré de variation notable de la pression avec des valeurs de l'ordre du $mbar$. Au bout de 5 heures d'injection la pression en amont du générateur de mousse atteint la valeur critique de 3.5 bar, limite de pression d'alimentation du débitmètre gaz et au delà de celle estimée pour le système d'injection liquide. Après vérification il apparaît que des particules de silice se sont amalgamées au niveau de la grille d'entrée du générateur de mousse, obturant en partie le passage. Le générateur de mousse est alors retourné et l'injection de particules abandonnée. L'injection de mousse est relancée avec une augmentation progressive de 140 $mL.min^{-1}$ à 200 $mL.min^{-1}$ du débit d'injection.

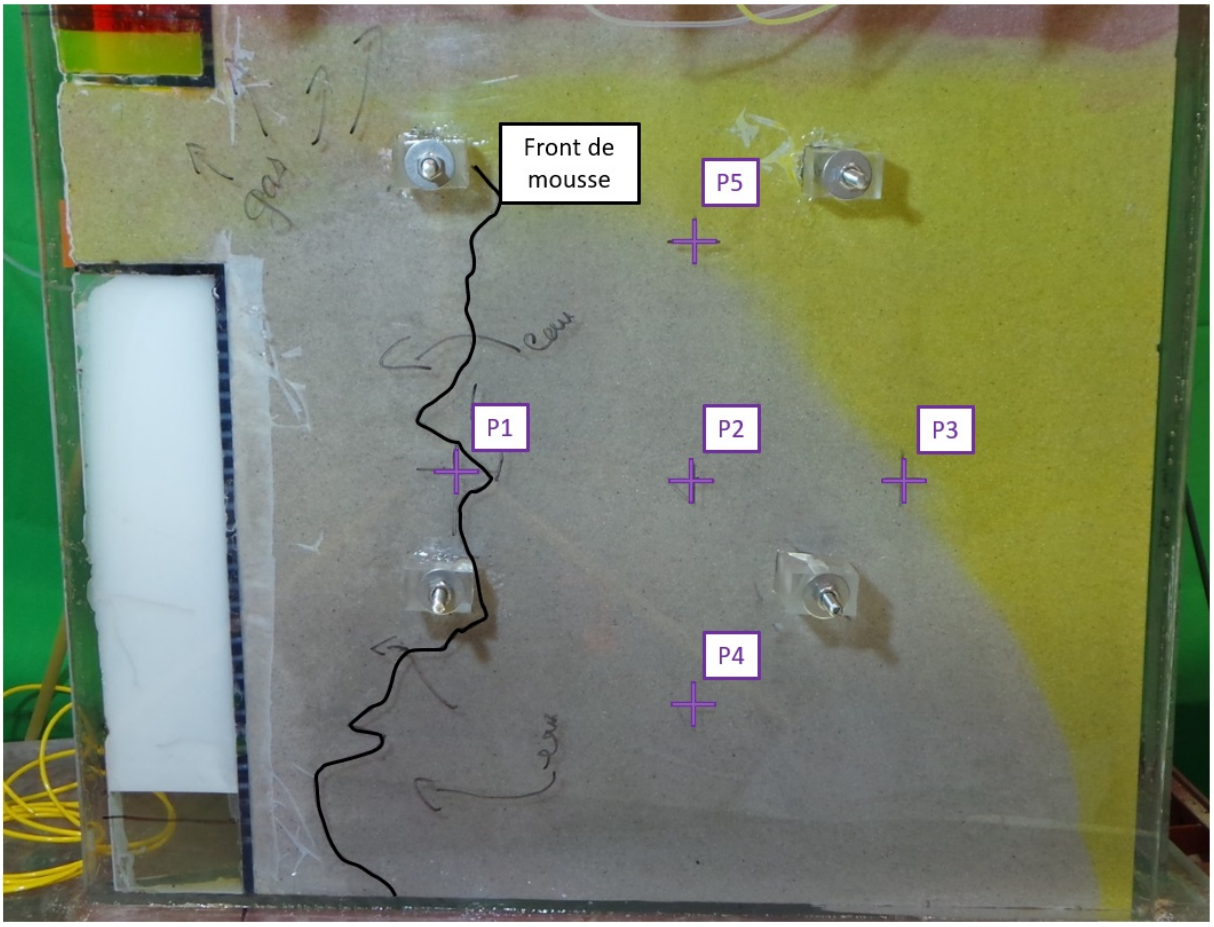

FIGURE 58 – Photographie de la face latérale du pilote 3D à la fin de l'injection de mousse avec la saponine. Un trait discontinu noir marque le front de mousse observé visuellement et les 5 capteurs de pression sont indiqués par des croix violettes.

La figure 58 présente la face latérale du pilote à la fin de l'injection de mousse. Le front de mousse y est indiqué par un trait noir et la position des capteurs de pression est donnée par des croix violettes. La description du développement du front de mousse dans le temps est faite dans l'expérience avec le CH décrite ci-dessous car les mêmes tendances y sont observée et cette dernière s'y prête d'avantage. Le front de mousse s'est peu développé horizontalement avec une distance maximale parcourue d'environ 16 cm, au niveau du capteur $P1$. Deux teintes de mousse sont observées durant l'injection avec l'apparition d'une teinte plus claire le long de $C1$ après plus de 30 minutes d'injection. A droite du front de mousse on observe un décoloration du milieu poreux indiquant le déplacement de l'eau initialement présente par le liquide injecté et l'absence de gaz. Environ 21 L de phase liquide ont été injectés volume similaire aux 28 L d'eau initialement présent dans la partie basse du pilote. D'après le front de mousse on estime que cette dernière a envahit environ 10% du volume de pore disponible dans la partie basse du pilote. Seul l'environ proche de $C1$ est donc bloqué par la mousse avec un front moins développé dans la partie basse du pilote. En utilisant comme référence la pression atmosphérique on

estime à environ 5% le ratio du volume de gaz piégé sur le volume de gaz injecté. Durant l'injection une grande partie du gaz est perdu par des passages préférentiels le long de l'élément $C1$ et par le dessous de l'élément $C3$. La figure 59 présente les différents passages préférentiels observés durant l'injection de mousse, entourés en violet.

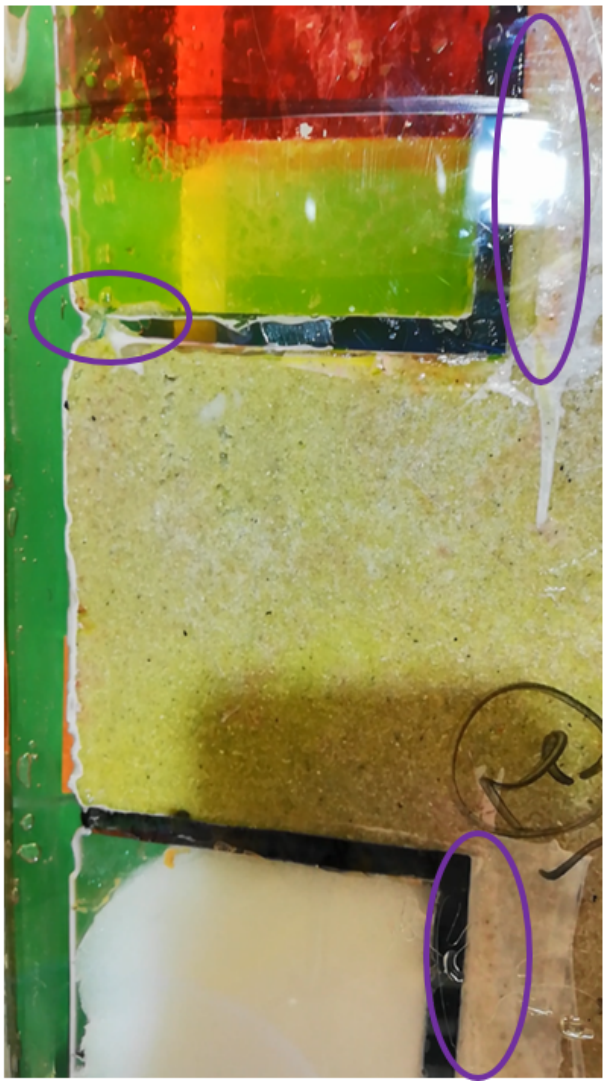

FIGURE 59 – Photographie des passages préférentiels observés durant l'injection de mousse dans le pilote 3D avec la saponine.

Sur la partie basse de la figure, au niveau de l'élément $C1$ on distingue de la mousse remontant le long de l'interface entre la toile filtrante et le milieu poreux. La remontée est rapide avec un déplacement saccadé mais soutenu de la mousse. Elle semble de plus en plus sèche à mesure qu'elle remonte le long de $C1$, présentant des bulles plus grossières. Sur la partie haute de la figure on identifie un défaut de collage au niveau de la partie basse de $C3$ facilitant le passage de bulles de gaz. Une remontée de mousse le long de $C3$ est aussi observée avec une dégradation rapide sous forme de bulles de gaz dès la rencontre avec la partie saturée en huile. Le sable dans la partie du pilote séparant les éléments $C1$ et $C3$ présente des zones

où ce dernier semble moins bien tassé avec des bulles de gaz visibles mesurant plusieurs tailles de grains. On en déduit alors que la perméabilité et la porosité de cette zone sont en moyenne plus élevées entraînant un passage privilégié pour la mousse. L'augmentation de la porosité entraîne aussi un assèchement de la mousse avec la rupture de nombreuses lamelles et l'apparition de bulles de tailles conséquentes.

Le pilote est laissé au repos pendant 15 heures le temps que les fluides se rééquilibrent. On observe un retour de l'eau dans $C1$ avec une hauteur d'eau inférieure de 5 cm au maximum admissible, laissant une partie de l'interface entre $C1$ et le milieu poreux à l'air. La mousse n'ayant jamais envahit la partie basse de $C1$ il semble que l'eau provenant du fond du pilote ait fini par envahir ce dernier, par le bas. La mousse dans le milieu poreux est toujours présente sans dégradation notable. On procède alors au pompage de l'huile dans $C3$ en utilisant différents débits de pompage de 22 $mL.min^{-1}$, 33 $mL.min^{-1}$, 50 $mL.min^{-1}$ et 60 $mL.min^{-1}$. La jonction des interfaces est obtenue pour un débit de 60 $mL.min^{-1}$. On note alors un débit de pompage limite de 50 $mL.min^{-1}$ avec une épaisseur d'huile dans $C3$ à l'équilibre de 12.2 cm. La figure 60 présente les variations des interfaces IB et IH avant et après injection de mousse.

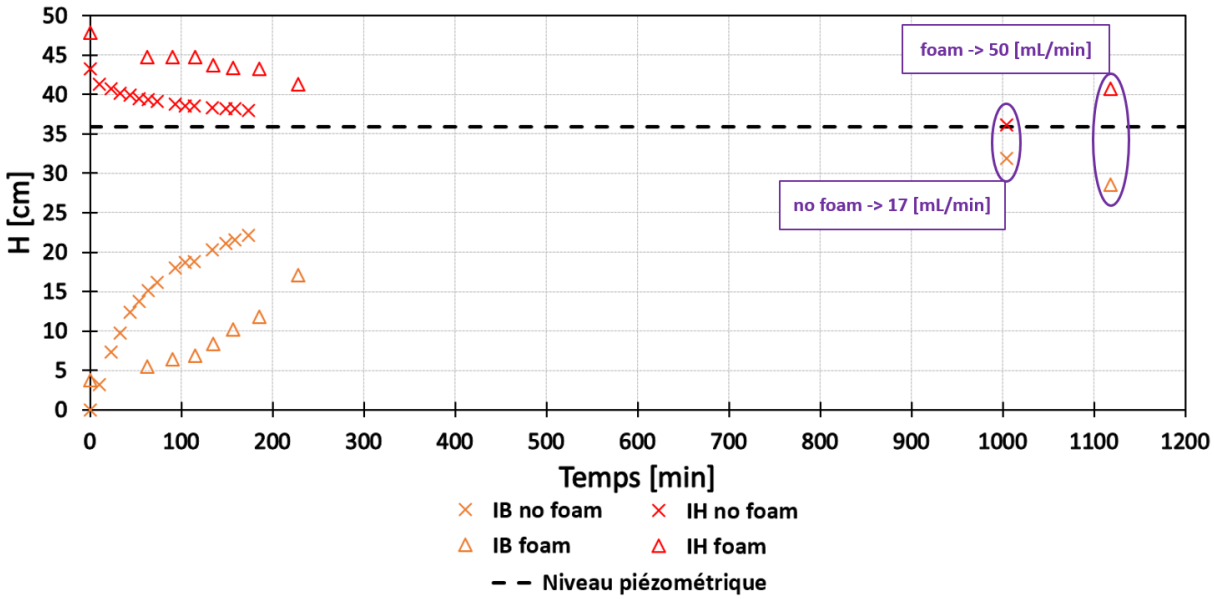

FIGURE 60 – Suivi des interfaces IH et IB durant les deux essais de pompage d'huile avant et après injection de mousse dans le pilote 3D avec la saponine. La position de l'interface basse IB avant le début du pompage sans mousse est utilisée comme référence $H = 0$ cm.

On distingue une différence de tendance dans le comportement de l'interface basse IB après injection de mousse. L'interface IB remonte bien plus lentement malgré un débit de pompage d'huile supérieur. La progression de l'eau proche de $C3$ est en partie bloquée ou ralentie par la présence

de mousse qui diminue la perméabilité relative à l'eau en présence de gaz. Une grande quantité de gaz a été évacuée par la partie saturée en huile, le long de $C3$ mais cela ne semble pas avoir affecté la mobilité de l'huile. La mousse étant déstabilisée, le gaz s'est en grand partie retiré de la zone saturée en huile. Pour un débit presque 3 fois supérieur on obtient une hauteur d'huile à l'équilibre dans $C3$ 3 fois plus grande.

6.4 Injection et blocage avec le cocamidopropyl hydroxysultaine

Le second pilote est également préparé selon le mode opératoire décrit plus haut. On note un ajout de 27.83 L d'eau pour un volume de sable introduit de 82 L soit une porosité estimée telle que $\Phi = 0.34$. Des essais de perméabilité ont été réalisés sur la partie basse du pilote avec de nouveau 4 différentiels de hauteur imposés entre $C1$ et $C2$ et les résultats sont présentés dans le tableau 8.

TABLE 8 – Résultats des essais de perméabilité du pilote 3D avec le cocamidopropyl hydroxysultaine. dH correspond au différentiel de hauteur appliqué entre les éléments $C1$ et $C2$. Les débits expérimentaux et ceux obtenus numériquement sont donnés pour comparaison avec la perméabilité k imposée dans le modèle numérique.

dH $[cm]$	Expérimental	Numérique	
	Q_t $[mL.min^{-1}]$	Q_t $[mL.min^{-1}]$	k $[m^2]$
1	5.54	5.56	1.38×10^{-11}
2.5	11.50	11.50	1.12×10^{-11}
3.5	17.32	17.33	1.19×10^{-11}
4.5	22.36	22.38	1.18×10^{-11}

La perméabilité moyenne de la partie basse du pilote estimée à partir des données du tableau 8 est de 1.22×10^{-11} m^2 avec un écart type de 1.13×10^{-12} m^2. Cette valeur de perméabilité est identique à celle trouvée pour le premier pilote et permet de valider la répétabilité du protocole de remplissage de la partie basse.

On note un ajout de 16.50 L d'huile pour un volume de sable introduit de 48.62 L pour la partie haute du pilote, soit une porosité estimée telle que $\Phi = 0.34$. Une fois la partie supérieure du pilote en place et à l'équilibre on procède à un essai de pompage de l'huile dans l'élément $C3$. Un suivi des interfaces IH et IB est réalisé pour un débit de pompage Q_{oil} de 16.69 $mL.min^{-1}$ identique à celui utilisé précédemment (pilote avec saponine) et les résultats sont présentés figure 61.

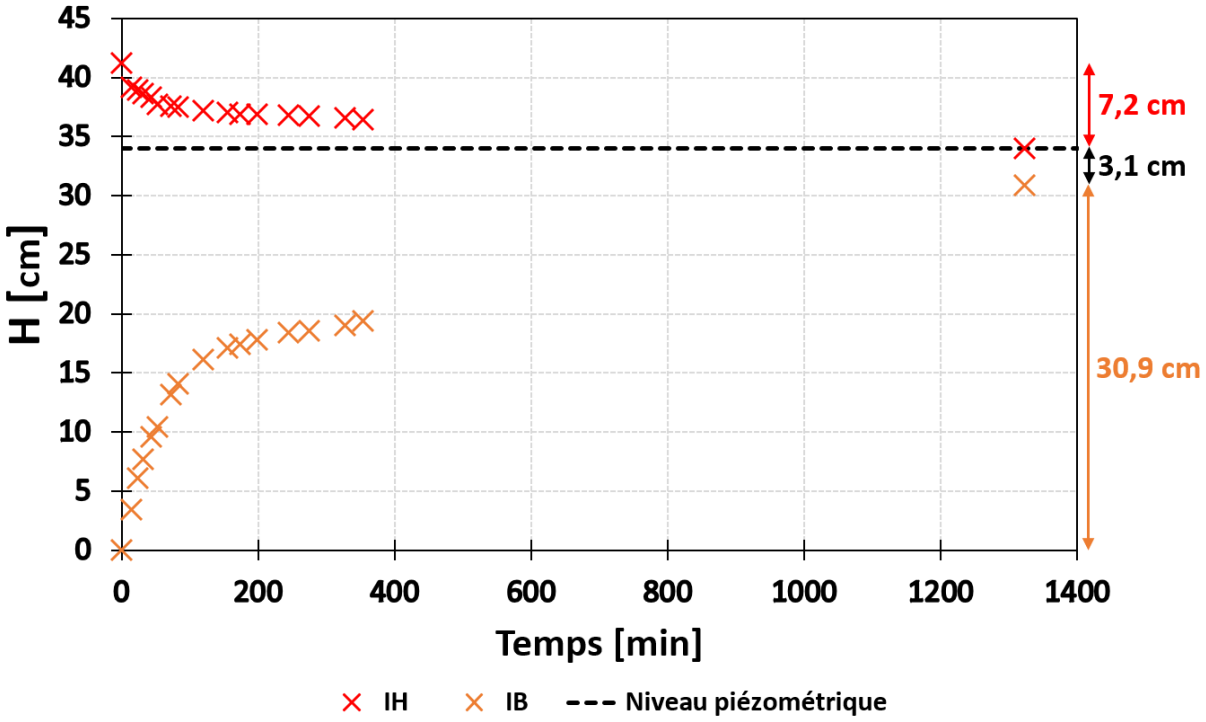

FIGURE 61 – Suivi des interfaces IH et IB durant un essai de pompage d'huile à $Q_h = 16.69\ mL.min^{-1}$ dans le pilote 3D avant injection de cocamidopropyl hydroxysultaine. La position de l'interface basse IB avant le pompage est utilisée comme référence $H = 0\ cm$.

A l'état initial, on note une épaisseur d'huile de 41.2 cm dans l'élément $C3$, à l'équilibre avec l'huile contenue dans le milieu poreux. Le niveau piézomètrique dans le pilote est mesuré à 34 cm au dessus de l'interface IB avant le début du pompage et est représenté par un trait discontinu noir sur la figure 61. Les déplacements des interfaces lors du pompage sont similaires à ce qui a pu être observé avec le premier pilote. Dans les 160 premières minutes les deux interfaces montrent des variations de hauteur brusques avant un ralentissement ici bien visible au delà de 200 minutes. A l'équilibre, on note une épaisseur d'huile de 3.1 cm dans l'élément $C3$ et les distances parcourues par les deux interfaces sont données sur la figure 61 à droite. Le même comportement qu'avec le premier pilote est observé avec une interface IH confondue (ou presque) avec le niveau piézomètrique et de l'huile présente dans le milieu poreux, en face de $C3$. Les niveaux des différents fluides du pilote sont par la suite remis à l'équilibre avec les réservoirs externes afin de procéder à l'injection de mousse et la partie basse du pilote est saturée en tensioactif tenté de fluorescéine.

De la mousse est injectée dans l'élément $C1$ durant 4 heures et 45 minutes et deux qualités ont été utilisées en utilisant la pression atmosphérique comme référence. On compte 43 minutes d'injection à 150 $mL.min^{-1}$ pour $f_g = 0.9$, 38 minutes à 170 $mL.min^{-1}$ pour $f_g = 0.85$, 81 minutes à 200 $mL.min^{-1}$ pour $f_g = 0.9$ et 123 minutes à 400 $mL.min^{-1}$ pour $f_g = 0.9$.

La pression dans l'élément $C1$ a un comportement similaire à ce qui a pu être observé lors de l'injection avec la saponine pour les 3 premiers débits avec une pression qui se stabilise rapidement autour de 600 $mbar$. Pour un débit de 400 $mL.min^{-1}$ la pression dans $C1$ se met à augmenter progressivement au cours du temps, synonyme d'un régime transitoire bien plus long qu'auparavant. Dans le milieu poreux seul le capteur $P1$ montre une montée en pression significative tandis que les capteurs $P2$ à $P5$ présentent des valeurs de l'ordre du $mbar$.

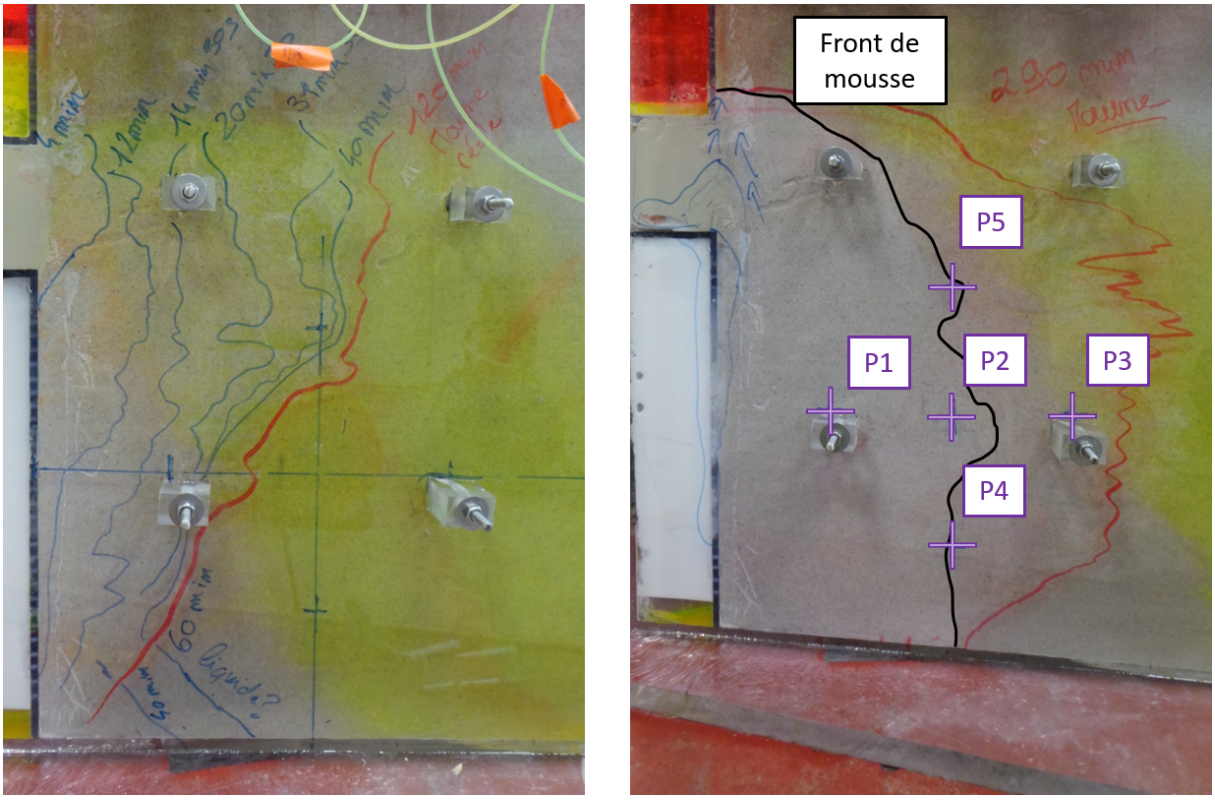

FIGURE 62 – Photographies de la face latérale du pilote 3D lors de l'injection de mousse avec le CH. A gauche la photographie durant l'injection avec les différents fronts de mousse au court du temps est donnée. A droite la photographie à la fin de l'injection de mousse est présentée. Un trait discontinu noir y marque le front de mousse forte observé visuellement et les 5 capteurs de pression sont indiqués par des croix violettes. Le front de mousse grossière est quant à lui représenté par un trait rouge.

La figure 62 présente la face latérale du pilote pendant et à la fin de l'injection de mousse. Sur la partie gauche de la figure les positions successives du front de mousse sont indiquées de 4 à 120 minutes d'injection. Durant les premières minutes la mousse remonte dans $C1$ et commence à pénétrer la partie haute du milieu poreux. Au fur et à mesure que la mousse envahit $C1$ du haut vers le bas, le front de mousse se développe dans le milieu poreux perpendiculairement à l'interface avec $C1$. On estime le temps de remplissage de $C1$ à 7 minutes et l'évènement a lieu aux environs de 8 minutes ce qui démontre une faible perte de mousse dans le milieu poreux avant que $C1$ ne se remplisse. Durant 40 minutes le front de mousse se

développe de manière inégale avec une distance horizontale parcourue de 30 cm dans la partie haute de la zone saturée en eau et sur environ 10 cm dans la partie basse. La mousse ne progresse pas de manière homogène avec de nombreuses variations de teintes selon la position en amont du front observé. Dans la partie haute de la zone saturée en eau la mousse semble grossière et faible au niveau du front avec des zébrures jaunes témoignant de la présence d'eau souterraine non déplacée et des bulles de la taille du pore. Dans la partie basse de la zone saturée en eau on note une absence de gaz et une décoloration du milieu indiquant la perte d'une portion du liquide injecté composant la mousse. La présence de bulles grossières est confirmée par l'apparition d'une teinte plus claire au droit de $C1$ après 30 minutes d'injection. Cette modification de teinte est due à la présence de fines bulles qui semblent plus petites que la taille des pores dans lesquelles elles évoluent donnant à la mousse sa couleur caractéristique blanchâtre.

Cette transition de teinte est plus nette marquant un front de mousse plus homogène selon la hauteur du pilote, on suppose alors la présence d'une mousse forte. Sur la partie droite de la figure 62 la photographie de la face latérale du pilote est donnée en fin d'injection. Le front de mousse forte s'est développé de manière homogène et sa position finale en fin d'injection est représentée par un trait noir. La mousse forte semble avoir atteint la seconde rangée de capteurs à environ 30 cm de $C1$. A droite du front de mousse forte un trait rouge délimite la présence de bulles de gaz dans le milieu poreux formant un front de mousse grossière hétérogène. Comme dit plus haut la mousse grossière ne déplace pas en totalité l'eau initialement présente lors de son passage en témoigne la coloration partiellement jaune en amont du trait rouge. En se déplaçant du trait rouge vers le trait noir on note la décoloration graduelle du milieu du jaune vers une teinte foncée mais uniforme. Dans la partie basse de la zone saturée en eau le front de mousse grossière semble quant à lui progresser en amont d'un front de liquide injecté composant la mousse ayant préalablement décoloré le milieu.

Environ 8 L de phase liquide ont été injectés et 70 L de phase gazeuse à pression atmosphérique. D'après le front de mousse grossière on estime que cette dernière a envahit environ 39% du volume de pore disponible dans la partie basse du pilote. De même en utilisant le front de mousse forte on estime que cette dernière a envahit environ 20% du volume de pore disponible dans la partie basse du pilote. En utilisant comme référence la pression atmosphérique on estime à environ 8% le ratio du volume de gaz piégé sur le volume de gaz injecté pour la mousse forte.

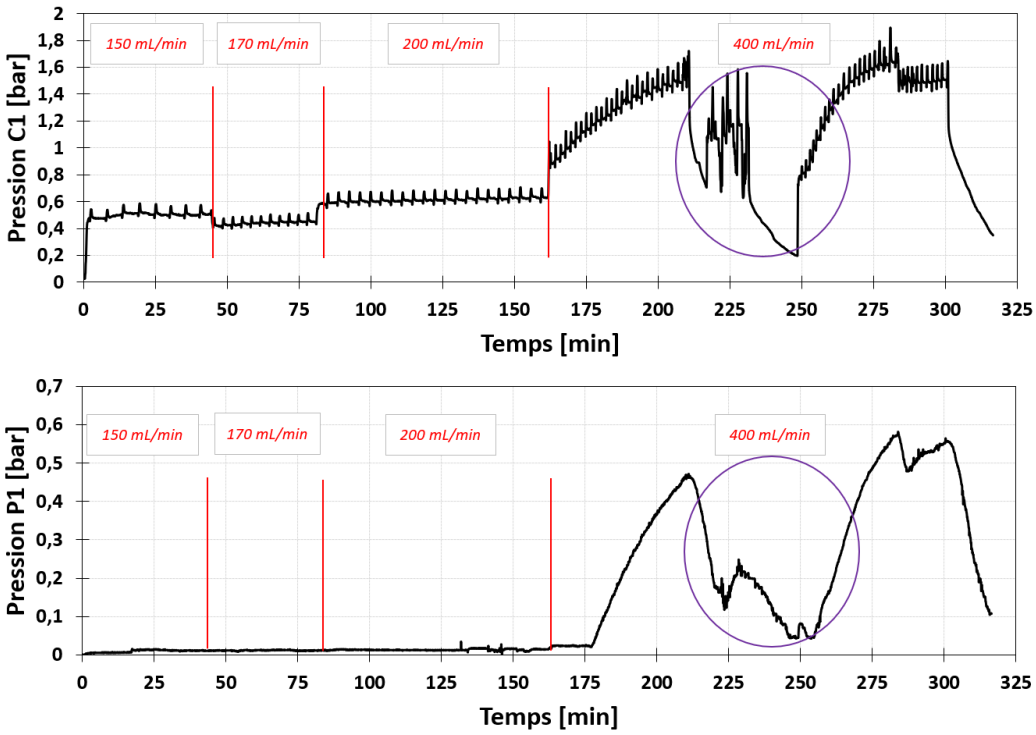

FIGURE 63 – Relevés des pressions dans $C1$ et du capteur de pression $P1$ durant l'injection de mousse dans le pilote 3D avec le CH.

La figure 63 présente les courbes de pression de $C1$ et $P1$ durant l'injection de mousse selon les différents débits d'injection utilisés. On voit que la pression se stabilise très rapidement dans $C1$ au début de l'injection avec une valeur proche de 0.5 bar. Lors du passage à 170 $mL.min^{-1}$ la qualité injectée est abaissée de 90% à 85% et on note une baisse de pression dans $C1$ aux environs de 0.4 bar. Après 160 minutes d'injection une augmentation significative du débit d'injection est faite dans le but de maximiser la progression horizontale du front de mousse, le capteur $P1$ ne montrant aucune variation significative de pression malgré l'avancée de mousse forte sur sa position. On assiste alors à une montée progressive de la pression dans $C1$ au cours du temps à la différence des stabilisations rapides obtenues précédemment. Après 175 minutes d'injection on assiste à la montée de pression brusque de $P1$ caractéristique **de l'arrivée** d'une mousse forte entraînant un fort gradient de pression lors de son déplacement. Autour de 210 minutes d'injection une fuite est repérée sur le boîtier de contrôle liquide et l'injection est stoppée le temps de remédier au problème. Le temps durant lequel l'injection est stoppée est indiqué par un cercle violet sur les deux courbes de la figure 63 et elle reprend à la 250 ème minute. On note ici que les chutes de pression de $C1$ et $P1$ sont décalées d'un peu plus d'une minute ce qui est relativement peu. Les remontées en pression en $C1$ lors de la coupure aux environs de 225 minutes sont dues à la manipulation des vannes du système d'injection. On retrouve ces montées de pression sur la

courbe du capteur $P1$ filtrées par le milieu poreux séparant les deux points de mesures.

Lors de la reprise de l'injection en $C1$ on note au même moment une légère augmentation de pression en $P1$ avant une retombée progressive puis une stagnation pendant 6 minutes. Après quoi la pression remonte brusquement en suivant le même profil de remontée qu'avant l'incident. La pression dans $C1$ semble dessiner un début de plateau au delà de 275 minutes d'injection. En parallèle l'augmentation de pression en $P1$ semble aussi entamer un début de ralentissement mais cela ne peut être confirmé en l'état. Au bout de 283 minutes d'injection une rupture nette de certains points de collage est relevée et visible sur la figure 63 avec la chute de pression brutale en $C1$ vers une autre valeur plateau. Cet évènement est aussi enregistré par le capteur $P1$. L'injection de mousse est alors stoppée pour éviter de plus gros dégâts sur le pilote. La figure 64 présente deux photographies des observations faites après l'incident.



FIGURE 64 – Photographie des passages préférentiels observés durant l'injection de mousse dans le pilote 3D avec le CH.

Sur la partie gauche de la figure 64 on voit la mousse ayant soulevé et fracturé l'argile placé entre $C1$ et $C3$. On observe dans cet espace crée par la mousse une grosse poche de gaz et de la mousse sèche. De plus une partie des points de collage des éléments composant $C3$ ont sauté et de l'argile

s'y est inséré. Sur la partie droite de la figure on distingue le passage de la mousse entre la face latérale et la plaque de PMMA séparant le milieu de l'intérieur de $C1$. La pression dans cette zone du pilote semble avoir provoqué l'écartement où la déformation des plaques latérales du pilote décollant les éléments constituant $C1$. Aucune trace de déformation n'est relevée au niveau des renforts ou des autres parties du pilote.

La figure 65 présente les variations de pression des capteurs $P2$ à $P5$. Comme dit plus haut les variations sont très faibles avec cependant une influence à partir de l'injection à 400 $mL.min^{-1}$. Comme le montre la figure 62 à droite la seconde rangée de capteurs $P3$, $P4$ et $P5$ est confondue avec le front de mousse forte et même parfois légèrement en amont. Cependant les courbes des capteurs ne donnent aucune preuve de l'arrivée de mousse forte dans cette zone. Ce cas est similaire à celui observé lors de l'injection avec la saponine.

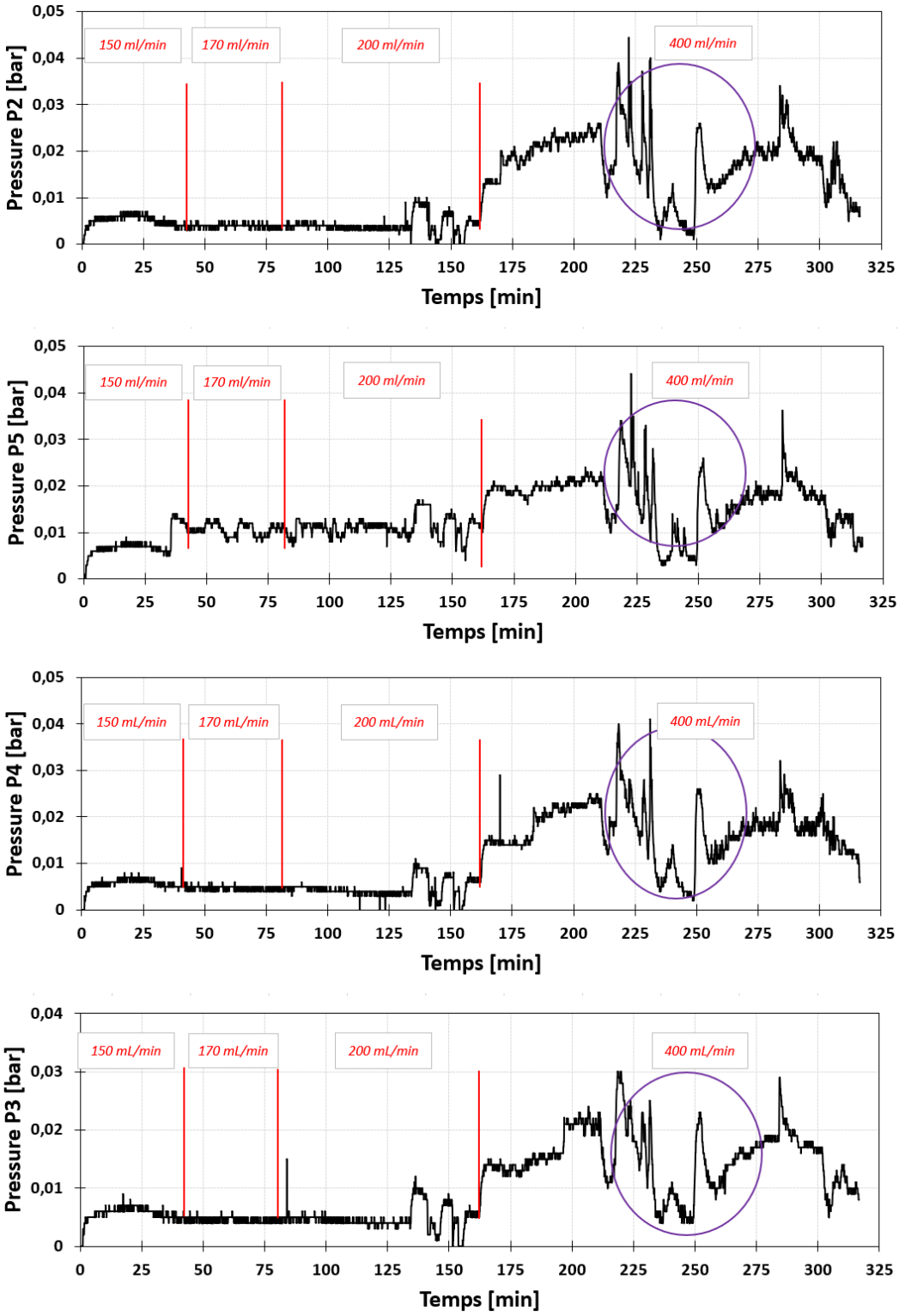

FIGURE 65 – Relevés des capteurs de pression $P2$ à $P5$ durant l'injection de mousse dans le pilote 3D avec le CH.

Le pilote est laissé au repos pendant 17 heures le temps que les fluides se rééquilibrent. On observe un retour de l'eau dans $C1$ avec une hauteur d'eau inférieure de 5 cm au maximum admissible, laissant une partie de l'interface entre $C1$ et le milieu poreux à l'air. On note une coloration jaune du fond du pilote montrant le retour de l'eau vers $C1$ et une coloration similaire sur toute la hauteur de $C1$. La partie basse du pilote ayant été endommagée,

des passages préférentiels pour l'eau sont apparus. La mousse dans le milieu poreux est toujours présente sans dégradation notable. On procède alors au pompage de l'huile dans $C3$ en utilisant un débit de pompage de 37 $mL.min^{-1}$ et la jonction des interfaces est observée après 90 minutes de pompage. On procède alors à un essai pour un débit de pompage de 18 $mL.min^{-1}$. Les résultats sont présentés figure 66 avec ceux obtenus avant l'injection de mousse.

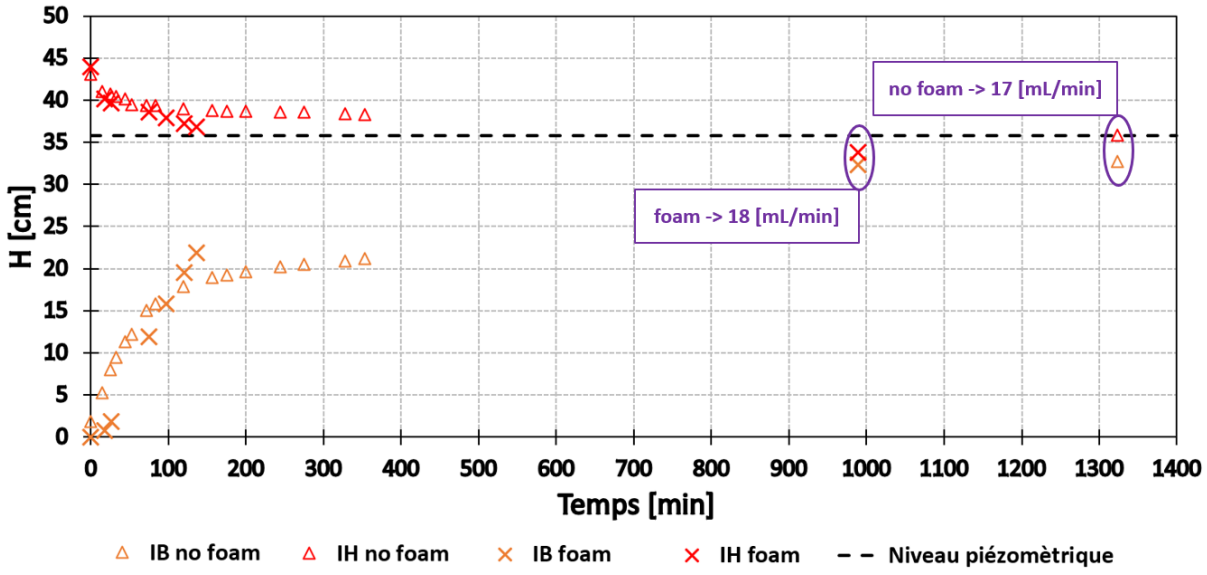

FIGURE 66 – Suivi des interfaces IH et IB durant les deux essais de pompage d'huile avant et après injection de mousse dans le pilote 3D avec le CH. La position de l'interface basse IB avant le début du pompage sans mousse est utilisée comme référence $H = 0$ cm.

On note une épaisseur d'huile de 1.5 cm dans $C3$ au temps long ce qui reste faible par rapport aux résultats attendus. Les déformations et ruptures de points de collage du pilote ont détérioré les conditions d'écoulement. Les espaces ainsi crées ont été envahit d'eau, la mousse n'étant pas en mesure de la retenir dans ces larges espaces. Dans les 100 premières minutes la remontée de l'interface IB est similaire dans les deux cas. Cependant la pente de la courbe de remontée de IB après l'injection de mousse semble se conserver plus longtemps laissant penser à une alimentation accrue de liquide dans $C3$ via les passages préférentiels. Le même comportement est observé sur la pente de la courbe de l'interface IH. Il reste dans ce cas difficile d'établir le gain apporté par la mousse mais il est certain qu'elle bloque toujours la zone en amont du front. En effet l'eau de retour dans le pilote est teintée de fluorescéine à la différence du milieu poreux traversé par la mousse, de teinte blanchâtre. Il est donc aisé de retracer les différents circuit empruntés avec un passage par la partie basse du pilote, sur quelques centimètres de hauteur et long de $C1$ où le sable à été déplacé lors de la rupture des points de collage. Le liquide coloré remonte alors dans l'argile

fracturé et au niveau de son interface avec le sable puis s'introduit dans $C3$ par sa base décollée.

6.5 Discussion

Les deux expériences en pilote 3D présentées plus haut ont permis d'en apprendre d'avantage sur le développement d'une mousse injectée dans des conditions similaires à celles rencontrées lors d'une application réelle. La majorité des études faites sur des cas 3D en laboratoire sont limitées à l'échelle du pore avec des micro modèles [83, 85]. Seuls Boeije et al. [12] présentent une injection réalisée dans des conditions proches du terrain avec une injection à 360° dans un caisson. La progression de la mousse y est traquée par tomographie de résistivité électrique permettant de différencier la position des phases liquide et gazeuse. Cette technique bien qu'efficace pour traquer la mousse ne permet pas encore de différencier les différentes textures adoptées par la mousse et aucun visuel n'est disponible sur ce qu'il se passe au niveau de la zone d'injection, au centre du caisson. A notre connaissance les expériences ici présentées correspondent à la première mise en situation de la technique du blocage par injection de mousse pour la remédiation de phase flottante dans un pilote 3D.

Les deux expériences ont démontré le blocage des zones auparavant traversées par la mousse forte lors du retour de l'eau souterraine. Cependant, seule l'expérience avec la saponine a permis de démontrer l'efficacité du blocage de l'entrée de l'eau souterraine dans $C3$ avec un débit de pompage d'huile sans épuisement multiplié par 3. Il est aussi intéressant de pointer l'efficacité du blocage obtenu lors de l'injection de mousse de saponine en parallèle de la faible pénétration de mousse forte observée. Seule la proximité basse de $C3$ était bloquée sur 16 cm de distance alors que le front de mousse s'était peu développé dans la partie basse du pilote. Même un retour de l'eau dans $C1$ ne semble que peu affecter le retour de l'eau dans la zone proche de $C3$. Il suffit donc de bloquer la proximité immédiate du forage pour obtenir un blocage efficace et ce sur plus de 24 heures sans nouvelle injection de mousse.

A la différence des expériences 1D et 2D avec pré-génération, la mousse semble se développer en deux temps lors de l'injection de mousse dans le pilote 3D. Il semble que la différence vienne des conditions d'injection de la mousse qui n'est pas directement injectée dans le milieu mais transite par $C1$, le puits de récupération. Dans cet espace initialement rempli d'eau la mousse remonte au sommet du puits et commence a pénétrer le milieu poreux à son niveau. La mousse possédant un facteur de résistance RF supérieur à 1 elle oppose plus de résistance à l'écoulement dans le milieu poreux et dégage l'eau présente dans $C1$. Dès lors on observe une ségrégation gravitaire avec un assèchement de la mousse avec la hauteur à

l'intérieur de $C1$ pour les deux expériences avec une taille de bulle moyenne croissante. En effet la sortie du tuyau d'injection se situe en bas de $C1$ et une fois ce dernier rempli de mousse un certains temps est nécessaire avant d'obtenir une texture de mousse plus homogène en son sein. Dès lors une mousse composée de fines bulles est observée dans $C1$ et cela au moment où l'on commence à observer l'arrivée d'un front clair dans le milieu poreux, le long de $C1$. Le volume de vide du puits de récupération dans lequel on injecte la mousse agit comme un réservoir tampon dans lequel la mousse se ré-arrange à pression constante. En effet la pression dans $C1$ est stabilisée en environ 1 minute d'injection dans les deux expériences alors même que $C1$ est encore en majorité rempli d'eau. Cependant on observe toujours une ségrégation gravitaire avec une mousse plus grossière dans la partie haute de $C1$. Une injection par le haut de $C1$ pourrait être plus efficace dans le sens où elle pourrait permettre un ruissellement gravitaire du liquide sur toute la hauteur du puits évitant un assèchement prématuré et non contrôlé de la mousse réellement injectée dans le milieu poreux.

Comme précisé plus haut la mousse dans le milieu poreux adopte deux teintes particulières. Dans un premier temps une mousse sèche est présente dans la moitié haute de $C1$ voir de grossières poches de gaz. De ce fait la mousse se développant dans le milieu poreux possède une texture grossière avec des bulles plus grosses ou de l'ordre de grandeur de la taille de pore. Le gradient de pression dans le milieu est faible et ne semble pas suffisant pour générer de nouvelles lamelles et une mousse forte. Lors de sa progression le gaz est donc fortement mobile et une partie du liquide initialement présent reste immobile, by-passé par le gaz. Ensuite la mousse dans $C1$ devient plus homogène et une teinte plus claire et homogène vient envahir le milieu poreux avec un front marqué et une une texture plus fine. Le front net indique un plus grand gradient de pression soit un grand RF et cela est confirmé par le capteur $P1$ dans le cas de l'injection au CH. Ces résultats sont en accord avec les observations faites dans la littérature avec un lien direct entre texture de mousse ou taille des bulles et viscosité [86, 53, 35]. Durant l'injection avec le CH, lorsque le débit est augmenté à 170 $mL.min^{-1}$ avec une diminution de la qualité injectée de 5% on observe une baisse rapide de la pression dans $C1$ sur la figure 63. On note une diminution de 15% par rapport à la valeur de pression stabilisée précédente. Fait intéressant, la transition entre les deux valeurs stabilisées de pression a lieu en moins d'une minute alors qu'environ 6 minutes sont nécessaires au remplissage du volume de $C1$ à ce débit. Par ailleurs, de la mousse forte a commencé à envahir le milieu poreux en face de $C1$. De plus il semble que la mousse récemment injectée remonte rapidement dans $C1$

pour venir se placer au niveau de l'interface avec le milieu poreux. Cette remontée de la mousse récemment injectée peut alors expliquer pourquoi la pression baisse relativement rapidement lors du changement de débit et qualité injectées vers une valeur de pression stable. Ce comportement, en parallèle des connaissances acquises lors des injections en colonne 1D avec le CH laisse supposer un écoulement de la mousse sous un régime de basse qualité dans le milieu poreux. Dans certaines proportions, même en augmentant le débit, une baisse de la qualité injectée peu entraîner une baisse de réponse en pression lors d'un écoulement en basse qualité. La particularité du CH à démontrer un comportement de basse qualité pour des grandes qualités injectées est aussi démontrée lors d'une injection dans un forage.

Lors des deux expériences, une large partie du gaz a été perdue lors de la remontée de la mousse vers la zone supérieure du pilote saturée en huile. Lors de l'expérience avec le CH la mousse ayant pénétrée le pilote sur une certaine distance a en partie soulevé l'huile présente au dessus de la zone saturée en eau allant même jusqu'à diminuer le niveau d'huile dans $C3$ en forçant un retour de l'huile par $C4$ vers le réservoir externe d'huile. Durant les injections on note la percée du gaz au sommet du pilote sur une distance relativement similaire à celle du front de mousse grossière observé dans la partie basse. Lors de la mise au repos du pilote et avec la charge en huile imposée par $C4$ l'huile finit par reprendre sa place dans $C3$. Comme le montrent les figures 60 et 66 l'injection de mousse n'a pas détérioré les conditions d'écoulement de l'huile dans la partie haute du pilote avec des débits de pompages d'huile au minimum équivalent avant et après l'injection.

Lors des deux expériences de nombreux passages préférentiels sont apparus lors des injections de mousse, hormis la rupture des points de collages. En effet comme lors des expériences 2D il apparaît que la mousse a tendance à s'immiscer à l'interface de deux milieux de différente nature. L'argile n'est pas ou très peu pénétrée par la mousse en raison de sa très faible perméabilité et des conditions de stabilité des lamelles. Dans le cas de l'injection avec le CH on observe deux situations, soit la mousse se heurte à l'argile et ne trouvant pas d'échappatoire elle va repousser le milieu sableux créant un volume de mousse séparant les deux milieux. Soit la mousse, dans le sens vertical seulement, fracture l'argile pour trouver un passage. De plus il apparaît que la présence d'une toile filtrante puisse poser soucis si le sable en face n'est pas bien tassé. En effet la mousse dans certains cas peut finir par repousser la toile filtrante, formant un volume

rempli de mousse seule. Lors de la mise au repos du pilote une grande partie de ces volumes envahis ou crées par la mousse deviennent des passages préférentiels pour l'eau souterraine lors de son retour. Comme montré lors de l'expérience de pompage d'huile après injection de mousse avec le CH il suffit de certains passages préférentiels pour annuler tout effet de blocage de l'eau souterraine. Dans le cas d'une injection sur site il pourrait s'agir du décollement du massif filtrant en raison d'une mousse injectée trop forte.

Durant les injections de mousse et dans le cas de l'avancée du front de mousse forte une portion de liquide la composant est rejetée et visible en aval. Il est beaucoup plus important lors de l'expérience avec la saponine en raison de la qualité de la mousse injectée mais le processus reste le même dans les ceux cas. Cette portion de liquide injectée se développe dans un premier temps dans la partie basse du front et gagne en taille à mesure que l'injection se poursuit. Elle semble subir un effet gravitaire avec un affaissement vers la partie aval dans la partie basse du pilote. Ce phénomène est observé lors des expériences 2D et plus de précisions y sont apportées dans la partie discussion de la partie concernée.

7 Intervention sur terrain pollué

7.1 contexte

Après les différentes expériences menées en laboratoire et suite à la démonstration de la technique du blocage pour la remédiation de LNAPL avec le pilote 3D, une application sur un terrain en conditions réelles est envisagée. Le travail de recherche sur un site d'étude n'est pas évident car dans de nombreux cas ces derniers sont encore en activité. De plus, des projets de remédiation en cours de réalisation ou prévus à court et moyen termes pourraient rentrer en conflit avec une activité de recherche nécessitant des conditions stables pendant un certain temps. Dans le cadre du consortium InnovaSol, programme de recherche regroupant différents acteurs industriels majeurs, la proximité des différents membres avec les activités de recherche facilite grandement ce type de transfert. Un site d'étude présentant une pollution par des hydrocarbures a ainsi été proposé. Pour des raisons de confidentialité, les informations relatives au site et à son propriétaire ne seront pas révélées.



FIGURE 67 – Plan du site d'étude avec la position des différents forages. Le puits d'injection de mousse est représenté avec un carré rouge et nommé PzM, il est entouré de 4 forages d'observation notés $PzB1$ à $PzB4$ et représentés par des cercles orange. Les forages PzC et PzK représentés par des cercles verts ont permis d'estimer la quantité de flottant dans la partie Est de la zone.

Le site d'étude est encore en activité et les zones impactées sont connues et suivies depuis 2014 à l'aide de forages. Cependant, de nombreux forages ont été détruits au cours du temps ou ont été ensevelis en raison de travaux mais de nombreux rapports de suivis de niveau des phases existent. Parallèlement à notre intervention sur le site, un bureau d'étude

a été mandaté pour réaliser un rapport de surveillance nécessitant l'ajout de nouveaux forages. L'objectif étant de caractériser plus précisément les zones réellement impactées, cette intervention nous a permis de mutualiser les ouvrages. Selon les rapports de suivis précédents, un forage en particulier présente une hauteur de phase flottante significative et relativement continue dans le temps. Lors de la première intervention sur le site, ce même forage présentait toujours une hauteur importante de flottant. La zone à proximité de cet ouvrage fut alors sélectionnée comme zone d'étude et différents forages ont été réalisés afin de mieux définir la position du LNAPL. La figure 67 présente le site d'étude et les différents forages d'intérêt. On note ici que le piézomètre $PzB1$ est le seul forage ancien, présent sur le site depuis 2014.

Le relevé des profondeurs des interfaces hautes et basse de l'huile lors des différents suivis de $PzB1$ depuis 2014 est donné en figure 68. Il est accompagné du relevé du niveau piézomètrique, qui semble avoir un effet sur l'épaisseur d'huile dans l'ouvrage.

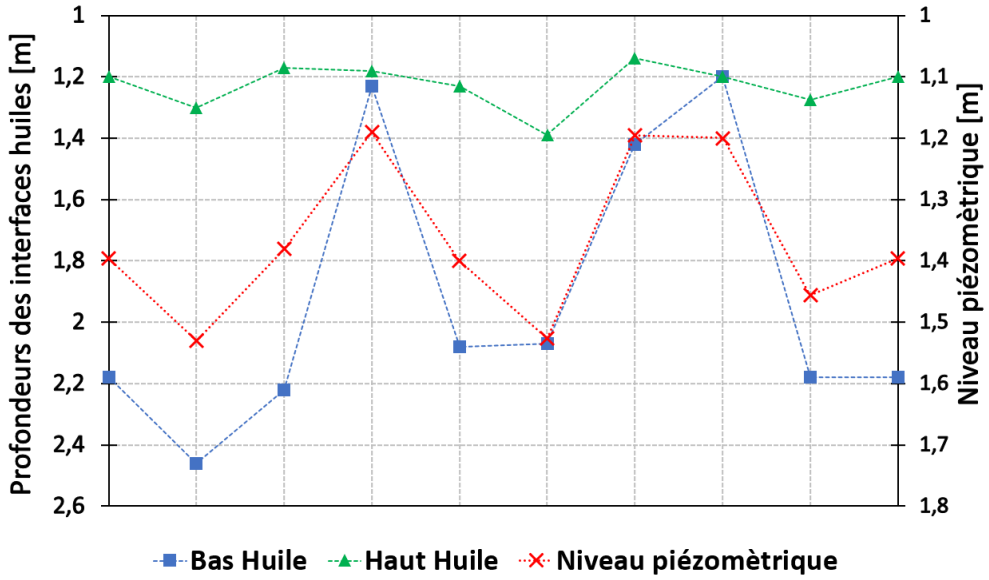

FIGURE 68 – Relevé des profondeurs des interfaces haute et basse de l'huile dans le forage $PzB1$ accompagné du niveau piézomètrique. L'axe des abscisses n'a pas de signification particulière.

Le forage PzC situé sur la partie gauche de la figure 67 et situé dans la partie Est de la zone présente quant à lui quelques centimètres de phase flottante de manière régulière. De plus, selon les anciens rapports de suivis la zone situé à l'Ouest de $PzB1$ ne présente pas de flottant. Il est alors décidé de placer le forage d'injection de mousse et de pompage du flottant noté PzM à proximité de $PzB1$. Le piézomètre $PzB3$ ne présente pas de flottant et $PzB4$ quelques centimètres. $PzB2$ présente quant à lui une épaisseur d'huile conséquente similaire à celle relevée dans $PzB1$ avec près

d'un mètre.

L'objectif de cette campagne est d'appliquer la technique du blocage des eaux souterraines pour améliorer le débit de pompage du polluant dans un contexte réel de remédiation. Pour ce faire, la mousse doit être injectée à l'aide d'un outil développé spécialement pour l'occasion et basé sur les connaissances acquises avec les expérimentations en laboratoire.

7.2 Matériel et méthode

7.2.1 Mousseur Terrain

La figure 69 présente le montage expérimental utilisé lors des injections de mousse sur le site d'étude. Il est basé sur le même concept que lors des expérimentations en laboratoire, à savoir la co-injection de liquide/gaz dans un générateur de mousse. Les débits contrôlés du liquide et du gaz permettent alors de générer différents types de mousses plus ou moins visqueuses selon les débits et qualités utilisés. En raison de l'échelle appliquée, la régulation en liquide est repensée et le débitmètre gaz sélectionné pour couvrir les gammes retenues.

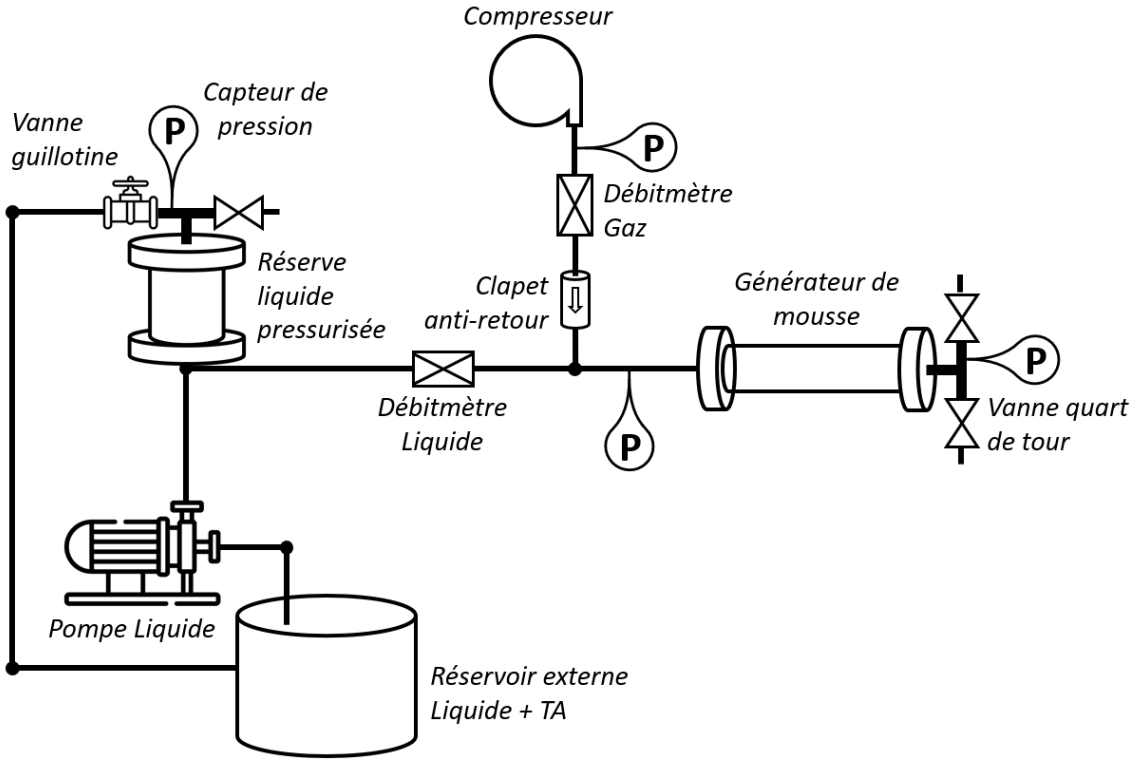

FIGURE 69 – Schéma du mousseur utilisé pour l'injection de mousse dans le forage PzM. Deux soupapes de sécurité sont placées en amont et en aval du générateur de mousse pour protéger l'outil et le forage d'une surpression. Deux vannes quart de tour sont aussi placées en fin de générateur de mousse et en sortie de la réserve liquide.

Partie régulation gaz : La régulation du gaz injecté est réalisée à l'aide d'un débitmètre volumique PFM750S-01L-F® de la marque SMC® ayant une gamme de 1 - 50 $L.min^{-1}$ et une précision de 3% de la pleine échelle. Un compresseur est utilisé comme source d'air comprimé. La pression maximale acceptée en entrée du débitmètre est de 7.5 bar, un détendeur est placé en amont pour limiter la pression d'entrée. Un clapet anti-retour est installé en aval du débitmètre pour éviter toute remontée abrupte de liquide vers ce dernier, sensible au liquide. Un capteur de pression AEP Transducer® est placée en amont du débitmètre gaz pour contrôler la pression d'alimenta-

tion en air. Ces capteurs fonctionnent pour une gamme de 0 - 5 *bar* relatif avec une précision de 1 *mbar*.

Partie régulation liquide : La régulation du liquide injecté est réalisée à l'aide d'un piquage sur un circuit d'eau pressurisé. Le montage se compose d'une pompe EuroInox 30/50M® de la marque DAB venant puiser le mélange eau + tensioactifs dans un réservoir à pression atmosphérique et accessible à tous moment pour les opérateurs. Cette dernière injecte sous pression avec une limite de 4.2 *bar* le mélange dans une réserve liquide dont la sortie est composée d'une vanne guillotine laissée ouverte au démarrage. Le mélange retourne alors dans le réservoir externe à pression atmosphérique. La vanne quart de tour en sortie de réserve liquide pressurisée est quant à elle fermée lors du fonctionnement. La pression au sein de la réserve liquide est augmentée à l'aide de la vanne guillotine et un débitmètre liquide permet alors de contrôler le débit de sortie liquide vers le générateur de mousse. Un capteur de pression AEP Transducer® est placé en amont de la vanne guillotine pour contrôler la pression dans la réserve de liquide pressurisée. A la pression limite de fonctionnement imposée de 3.5 *bar*, la pompe permet selon sa courbe de rendement de fournir un débit de 35 $L.min^{-1}$ ce qui est largement suffisant à la vue des 1 à 5 $L.min^{-1}$ envisagés pour le débit liquide. Le tensioactif utilisé lors des injection terrain est le cocamidopropyl hydroxysultaine (CH), un tensioactif zwittérionique de Cola® Teric CBS Colonial Chemical avec une CMC mesurée à 0.01 $\%vol$.

Partie générateur de mousse : Le gaz et le liquide se rejoignent en amont du générateur de mousse et sont co-injectés dans un générateur de mousse. Il est composé d'un cylindre de 40 *cm* de longueur en d'un diamètre inter de 6.8 *cm*. Il est rempli de billes de verres de 2 *mm* de diamètre et d'obturateurs partiels ajoutés maximiser le mélange des fluides sans pour autant générer de grandes pertes de charge. Il s'agit d'un assemblage de différents types de disques en caoutchouc noir placées l'un après l'autre. Le premier type de disque possède le diamètre interne du générateur et est perforé en sont centre, selon un diamètre de 3 *cm*. Le second type de disque possède un diamètre inférieur d'environ 1 *cm* et est plein. Ainsi en alternant les types de disque il possible d'imposer le chemin emprunté par les phases tout en favorisant leur mélange pour une large gamme de débits. En effet lors de tests préliminaires il est apparu que lors de grands débits gaz que la phase gazeuse passait préférentiellement par la centre du générateur entraînant un mauvais mélange. Ce montage génère peut de pertes de charges avec environ 300 *mbar* relevé au maximum, la moyenne

se situant aux alentours de 150 *mbar*. En effet le montage est prévu pour fonctionner sous une pression amont de 3.5 *bar* pour une pression de sortie limite à 1.5 *bar* dans le forage. On note ici que la perte de charge dans le tuyau d'alimentation du forage est de l'ordre de la dizaine de *mbar*, ce qui est négligeable.

La figure 70 présente la photographie du mousseur dans sa globalité. On y voit le générateur de mousse avec les différents disques ainsi que les billes le composant sur la partie gauche. La réserve de liquide pressurisée est placée sur la droite et la pompe liquide dans la partie basse. Les débitmètres, le panneau de contrôle électrique et les 4 capteur de pression sont placés de l'autre côté de l'appareil.



FIGURE 70 – Photographie du mousseur utilisé pour les injections de mousse dans le forage PzM.

7.2.2 Forage d'injection et de récupération

Il est prévu de procéder avec la même configuration de traitement que celle simulée avec le pilote 3D soit un puits permettant l'injection de mousse et la récupération de l'huile surnageante. Dans ce contexte il est décidé d'équiper le forage en conséquence avec une partie basse où l'injection de mousse est réalisée et une partie haute où l'on souhaite récupérer le polluant. Selon la figure 68, l'interface haute de l'huile est de manière régulière autour de 1.2 m de profondeur au droit de $PzB1$ et le forage PzM est situé à deux mètres à l'Ouest de ce dernier. On sait d'après les expériences de pompage d'huile dans le pilote 3D que l'interface haute s'abaisse faiblement comparé à l'interface basse. On décide alors de travail à une profondeur limite de 1.8 m pour la récupération de l'huile afin d'éviter de trop se rapprocher de la partie basse.

L'injection de mousse est réalisée à environ 3 mètres de profondeur, dans la partie à forte perméabilité identifiée dans toute la zone d'étude. Entre 1 et 3 mètres de profondeur on note des limons sableux avec la présence de lentilles d'argile laissant présager de nombreux écarts de perméabilités selon la profondeur. Ces observations ont été faites lors des forages auxquels nous avons pu assister en analysant grossièrement des échantillons de sol prélevés à différentes profondeurs. La figure 71 présente le schéma du tubage réalisé sur mesure pour le forage PzM.

La partie haute du forage est crépinée de 0.6 m à 1.8 m de profondeur et un massif filtrant est placé pour faciliter le drainage de l'huile. Un packer est placé à l'intérieur du tubage à environ 3 mètres de profondeur gonflé en position bloquée et de la bentonite ciment est ajoutée jusqu'à atteindre 1.8 de profondeur pour assurer l'étanchéité interne du puits. De la bentonite ciment en granules est utilisée pour isoler au maximum la zone d'injection de mousse et limiter sa remontée à proximité du forage. Le tubage interne débouche dans la partie basse du puits en dessous du packer de façon à ce que la mousse ruisselle par le haut. On compte ainsi éviter la ségrégation prématurée de la mousse dans le puits le temps qu'elle rentre dans le milieu poreux. Un massif filtrant plus fin est utilisé pour faciliter le passage de la mousse dans le milieu poreux et le tube est équipé de fines crépines de 3.1 m à 3.64 m de profondeur pour éviter le retour des grains du massif dans le forage. Les différentes profondeurs obtenues correspondent aux mesures faites sur le tubage et la profondeur à laquelle il a été introduit.

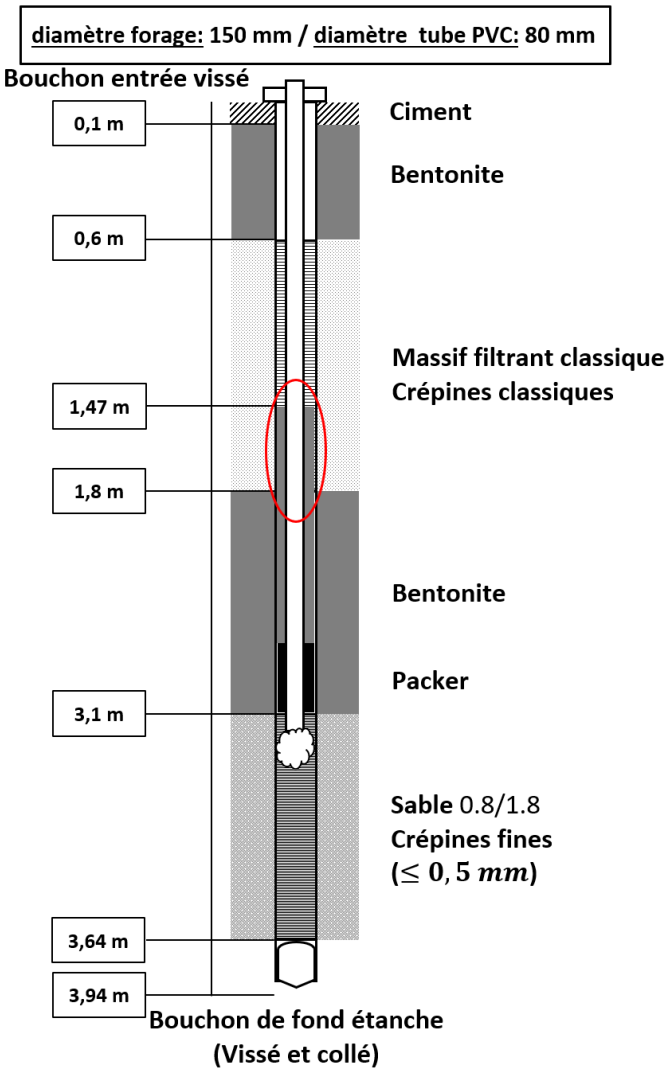

FIGURE 71 – Schéma du forage d'injection de mousse et de récupération d'huile PzM.

Malheureusement la bentonite ciment utilisée dans la partie interne du puits a gonflé de façon importante et est remontée jusqu'à 1.47 mètres de profondeur ce qui à obturé une large partie des crépines. L'absence d'huile est notée dans la partie de récupération ce qui a rendu impossible le traitement du polluant sur cet ouvrage. Même si de l'huile est observée jusqu'à 1.2 m de profondeur en $PzB1$, il n'en est pas relevé en PzM à deux mètres de distance alors que $PzB2$ encore deux mètres plus à l'Ouest présente aussi de l'huile sur un mètre d'épaisseur et au delà de 1.47 m de profondeur. On en conclut alors que l'huile provient d'une zone plus en profondeur, bien en dessous de 1.47 m. Néanmoins l'injection de mousse est toujours possible et il est décidé de procéder à cette dernière afin de vérifier la tenue de l'outil de génération de mousse, de l'effet de l'huile sur l'injection de mousse en sol peu profonds et la distance horizontale parcourue par la mousse en fonction de la pression d'injection. La pression limite de fonctionnement dans le puits PeM est estimée autour de 1.5 bar.

Avant l'injection de mousse, un certain volume de solution liquide chargée en tensioactifs est injecté dans la partie basse de PzM afin de saturer le milieu poreux à proximité du forage. Cette injection permet de minimiser la perte de gaz au début de l'injection en raison de l'adsorption des molécules de tensioactifs par le milieu. Durant cette opération une estimation simple de la perméabilité moyenne du milieu entre 3.1 m et 3.64 m de profondeur est réalisée et la pression d'injection liquide dans le puits est relevée. On note ici que les pertes de charge du liquide entre l'entrée dans le forage et la sortie dans sa partie basse sont négligées. On utilise alors l'expression suivante de Darcy à l'échelle locale, basée sur la pression.

$$Q = \frac{kS}{\mu}\frac{dP}{dr} \tag{61}$$

Dans notre cas on considère une nappe libre dont la distance caractéristique est la variable r, correspondant au rayon depuis le centre du point d'injection d'eau. La surface est ici considérée comme étant un cylindre de hauteur $L = 0.5\ m$ et de rayon r dont les limites sont données par r_t le rayon du tube crépiné et r_{abb} le rayon de rabattement équivalent. Il vient alors la relation suivante :

$$Q\int_{r_t}^{r_{abb}}\frac{dr}{r} = \frac{2\pi kL}{\mu}\int_{P_t}^{P_{abb}} dP \tag{62}$$

avec P_t la pression dans la partie basse du forage et P_{abb} la pression au niveau du rabattement, loin du forage et à l'équilibre. On considère alors l'égalité $P_t = P_{inj} + P_{piezo}$ avec P_{inj} la pression d'injection liquide en entrée de forage et P_{piezo} la pression générée par la colonne d'eau au dessus du niveau piézomètrique. Ensuite, comme la colonne d'eau en dessous du niveau piézomètrique est identique selon l'axe radial, on considère alors $P_{abb} = P_{atm} = 0$, la pression atmosphérique de référence. On obtient alors l'expression de la perméabilité k donnée ci-après :

$$k = \frac{\mu Q ln(r_{abb}/r_t)}{2\pi L(P_{abb} - P_t)} \tag{63}$$

Durant l'injection de mousse en PzM, deux électrodes sont placées dans la partie immergée en eau des forages $PzB1$ et $PzB2$ afin de calculer la résistivité moyenne du sol à environ 3 mètres de profondeur. On compte sur le fait que la présence de mousse et donc de gaz ait tendance à augmenter la résistance moyenne du sol et nous permette de suivre l'évolution de la mousse dans le milieu proche de PzM.

7.2.3 Méthodes de caractérisation du site

Les forages $PzB1$ et $PzB2$ présentant régulièrement de grandes épaisseur d'huile, des essais de pompage sont réalisés sur ces derniers selon le protocole suivant. L'épaisseur d'huile présente dans le forage est relevée et l'huile est entièrement vidangée. Après quoi on quantifie la quantité d'huile récupérée dans un bêcher après un certains temps de pompage de l'huile s'introduisant dans le puits à l'équilibre piézomètrique. Pour cela on place une pompe péristaltique dont le tuyau d'entrée est positionné au niveau piézomètrique de manière à ne pas récupérer l'eau. Ainsi il est possible d'estimer un débit de renouvellement des puits en huile à l'équilibre piézomètrique selon le rapport entre le temps de pompage et le volume d'huile récupéré.

Des forages additionnels ont été réalisés par nos soins afin de caractériser la partie Est de la zone d'étude de manière plus précise. Pour cela deux tarières thermiques manuelles ont été utilisées avec une première tarière pleine d'un diamètre d'hélice de 70 mm pour une tige de 30 mm de diamètre et une seconde tarière creuse avec tête rétractable d'un diamètre d'hélice de 70 mm pour une tige de 45 mm de diamètre externe et 30 mm de diamètre interne. Le diamètre d'hélice correspond au diamètre du trou de forage et le diamètre de tige au corps de la tarière. La tarière creuse utilisée en priorité mesure 90 cm de long et 2 rallonges de 90 cm chacune sont utilisées pour atteindre 2.7 m de profondeur, ce qui est suffisant pour sonder la zone à la recherche du polluant. La tarière pleine est utilisée pour réaliser le premier mètre de forage où le sol est majoritairement composé de mâchefer, difficile à traverser. Le positionnement de chacun des forages de caractérisation par rapport aux forages $PzB1$, PzM et $PzB2$ est donné sur la figure 72.

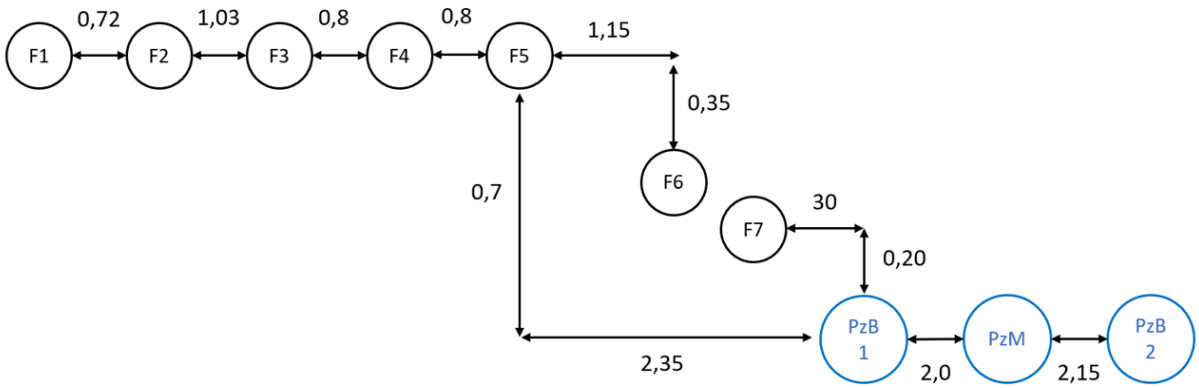

FIGURE 72 – Positions des forages de caractérisation de la zone d'étude. Le positionnement en ligne droite des forages $F1$ à $F5$ est du à la présence d'un bâtiment à proximité directe de la zone. La distance approximative entre les forages est donnée en mètre.

La liste des différents forages, leur équipement et les relevés réalisés sont donnés ci dessous :
- Forage F1 : est équipé d'un piézomètre de 3 mètres et 4 échantillons de sol sont récoltés à différentes profondeurs.
- Forage F2 : est équipé de deux sondes locales placées à 180 cm et 210 cm de profondeur.
- Forage F3 : est équipé de deux sondes locales placées à 200 et 240 cm de profondeur, 4 échantillons de sol sont récoltés à différentes profondeurs.
- Forage F4 : est équipé d'une sonde locale placée à 200 cm de profondeur et 4 échantillons de sol sont récoltés.
- Forage F5 : est équipé d'un piézomètre de 3 mètres et 2 échantillons de sol sont récoltés à différentes profondeurs.
- Forage F6 : est équipé de deux sondes locales placées à 200 et 240 cm de profondeur, 3 échantillons de sol sont récoltés à différentes profondeurs.
- Forage F7 : est équipé de deux sondes locales placées à 200 et 220 cm de profondeur, 2 échantillons de sol sont récoltés à différentes profondeurs.

Les sondes locales correspondent à des petits cylindres crépinés recouverts de toile filtrante mesurant de 10 cm de long et 1.5 cm de diamètre. Elles sont utilisées pour définir localement la présence d'huile sans les inconvénients de la remontée d'eau par la partie basse dans un forage classique. Au cours des investigations il est apparu que l'huile semblait présente aux environs de 2 mètres de profondeur et qu'une partie pouvait alors rentrer dans le forage par la partie immergée en eau et remonter pour former une colonne d'huile dans ce dernier. Les différences de perméabilités dans le milieu et les mouvements de nappe répétitifs engendrent alors un différentiel entre l'épaisseur d'huile dans le forage et l'huile présente dans le milieu poreux environnant. En d'autres termes le niveau d'huile dans le forage ne correspond pas directement à la hauteur d'huile dans le milieu poreux et elle n'est pas forcément présente dans ce dernier sur toute l'épaisseur relevée dans le forage comme cela pouvait être le cas lors des essais dans le pilote 3D.

Sur l'ensemble des forages des essais de Darcy sont réalisés à différentes profondeurs. Ces essais ont été rendu possibles par l'utilisation d'une tarière creuse ayant une tête de forage démontable facilement. Lorsque la profondeur voulue est atteinte la tête de forage est enlevée et de l'eau est introduite dans la tarière jusqu'à une certaine hauteur. L'évolution de la position verticale de l'interface eau/air est alors relevée dans le temps afin d'estimer un débit liquide. Ces données permettent d'estimer grossièrement la perméabilité locale à une profondeur donnée.

On utilise la relation classique de Darcy à l'échelle locale et basée sur la hauteur d'eau, soit la relation suivante :

$$Q = \frac{kS}{\mu}\rho g\frac{dH}{dr} \tag{64}$$

Dans notre cas on considère une nappe libre dont la distance caractéristique est la variable r, correspondant au rayon depuis le centre du point d'injection d'eau. La surface est ici considérée comme étant une sphère de rayon r dont les limites sont données par r_s le rayon minimal et r_{abb} le rayon de rabattement équivalent. Il vient alors la relation suivante :

$$Q\int_{r_s}^{r_{abb}}\frac{dr}{r^2} = \frac{4\pi k}{\mu}\rho g\int_{H_{moy}}^{H_{nappe}} dH \tag{65}$$

avec H_{moy} la profondeur moyenne de l'interface air/liquide dans la tarière creuse et H_{nappe} la profondeur de la nappe libre par rapport à la surface. On obtient alors l'expression de la perméabilité k donnée ci-après :

$$k = \frac{\mu Q\left(1/r_s - 1/r_{abb}\right)}{4\pi\rho g(H_{nappe} - H_{moy})} \tag{66}$$

Les résultats des essais de Darcy réalisés sur le terrain sont compilés et utilisés pour estimer la perméabilité à différentes profondeur et localisation. La hauteur d'eau présente au dessus du point d'injection (tête de tarière) est pris en compte lors des calculs.

En parallèle de ces essais des échantillons de sol ont été prélevés (avant l'essai de Darcy) afin d'estimer la quantité d'hydrocarbures et la composition du sol. Pour ce faire une tige goujonnée métallique est utilisée à chaque retrait de la tête de forage de la tarière creuse pour venir récupérer une portion précise de sol. L'échantillon est placé dans une bouteille et un relevé au PID est réalisé afin de quantifier de manière grossière le taux de vapeur d'hydrocarbures rejeté. Par la suite ces derniers sont placées en eau afin de déterminer les proportions en sables et limons par ségrégation gravitaire. Enfin, certains échantillons sont ramenés au laboratoire pour des analyses en GCMS, un outil de séparation moléculaire reposant sur la chromatographie en phase gazeuse.

Sept échantillons ont été récupérés et des analyses plus poussées ont été réalisés en laboratoire. Le but est d'estimer la saturation en huile du sol à différentes profondeurs et localités par chromatographie en phase gazeuse, couplée à un spectromètre de masse (GCMS). La procédure est définie ci-après :

- Une certaine quantité d'huile (pure) a été prélevée sur le site et est utilisée comme référence de calcul, représentant une saturation en huile de 100%.
- Les sept échantillons sont traités en extraction par l'ajout d'une certaine quantité de solvant (Heptane qualité pesticide) afin d'y récupérer l'huile s'y trouvant.
- Le solvant est ensuite prélevé dans chaque échantillon et dilué 100 fois (sensibilité machine). L'échantillon de phase pure de référence est lui aussi dilué 100 fois.
- Les différents échantillons et la référence sont alors injectés dans l'outil d'analyse et différentes courbes sont obtenues. Toutes les courbes étant similaires (mêmes espèces) on décide d'utiliser leur intégrale pour les comparer entre elles.
- La masse d'huile dans la référence étant connue il est possible de déduire les masses contenues dans les différents échantillons.
- En utilisant l'équation donnée ci-après on en déduit alors la saturation en huile S_h de chaque échantillon

$$S_h = \frac{V_h}{V_{void}} = \frac{m_h}{\rho_h \Phi V_{tot}} \tag{67}$$

avec V_{tot} le volume total de l'échantillon, Φ sa porosité moyenne, m_h la masse d'huile et ρ_h la masse volumique de l'huile. Après quantification par pesée en laboratoire, on note $\rho_h = 0.8\ kg.L^{-1}$. Le volume totale de l'échantillon V_{tot} est calculé en utilisant la masse volumique moyenne de la partie solide $\rho_{solide} = 2.6\ kg.L^{-1}$ et la masse de sol de chaque échantillon en utilisant une porosité supposée $\Phi = 0.32$, on a :

$$V_{tot} = \frac{m_s}{\rho_{solide}(1 - \Phi)} \tag{68}$$

7.3 Caractérisation du site

La caractérisation du site fait suite au besoin de mieux connaître la position du polluant et la composition du sol avec la présence d'horizons argileux. Sur la base des rapports précédents et des observations faites sur les forages $PzB1$ à $PzB4$ on suppose alors que la majorité de l'huile présente dans la zone se situe à l'Est, le long et possiblement sous un bâtiment. De plus les fortes hétérogénéités du sol composé de limons sableux et de sables limoneux entrecoupés de veines de sable plus perméables semblent favoriser la présence de l'huile dans les parties les moins perméables.

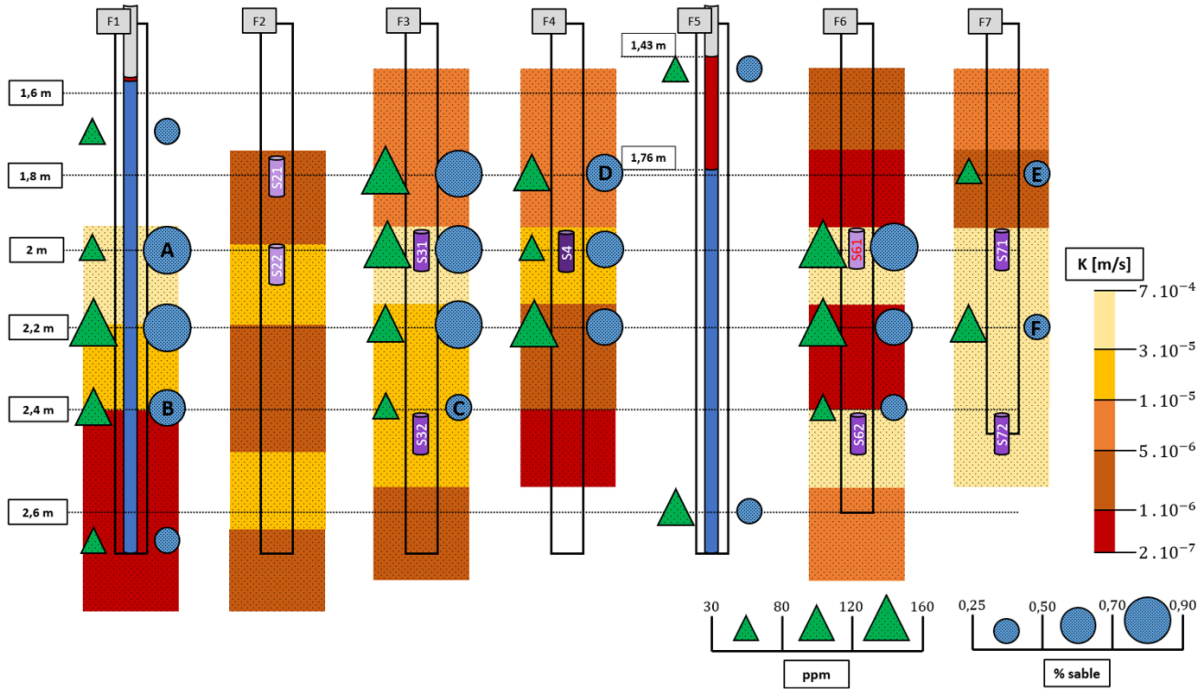

FIGURE 73 – Schéma résumant les données collectées lors de la caractérisation de la partie Est du site d'étude. Les sondes locales sont représentées par des cylindres violets. La position des échantillons est présentée par les triangles vert et les cercles bleus qui caractérisent les ppm et la portion de sable relevée de ces derniers, respectivement.

Une vérification de l'état des forages a été réalisée 2 mois après l'intervention afin de qualifier les différents ouvrages.
- Forage F1 : Odeur d'hydrocarbures, mais pas de présence d'huile dans le piézomètre. De l'eau y est relevée à une profondeur de 1.5 m.
- Forage F2 : Les deux sondes présentent de l'eau limoneuse avec des irisations. Pas de phase pure à proprement parler.
- Forage F3 : La sonde placée à 2.4 m de profondeur présente de l'eau limoneuse fortement irisée avec une phase pure qui se dessine après ségrégation gravitaire dans le bécher. La sonde placée à 2 mètres de profondeur présente un liquide très limoneux/argileux à la texture pâteuse irisée ayant une forte odeur d'hydrocarbures.
- Forage F4 : L'unique sonde placée à 2 m de profondeur présente de l'huile

en phase pure et claire, avec peu de limons. Une légère quantité d'eau est aussi récupérée.
- Forage 5 : Présence d'huile dans le piézomètre de 1.43 m à 1.75 m.
- Forage 6 : La sonde placée à 2.4 m présente de l'eau avec un peu d'huile. Peu de limons/argiles, les liquides sont assez clairs. La sonde placée à 2 mètres de profondeur n'a pas produit et est sûrement bouchée.
- Forage 7 : Les deux sondes présentent une pâte argileuse irisée ayant une grande viscosité.

Les deux piézomètres fonctionnent mais un seul présente de l'huile en phase pure malgré plusieurs mois de stabilisation et la présence d'huile dans les sols environnants. Dans l'ensemble, toutes les sondes locales donnent de l'huile mais une seule produit de la phase pure en conséquence. Malgré les toiles filtrantes certaines sondes produisent des pâtes argileuses comportant de l'huile dans des quantités variables. On note ici que malgré un niveau piézométrique à 1.49 m de profondeur de l'huile est présente jusqu'à au moins 2.4 m de profondeur. Les essais en GCMS ont montré des saturations en huiles fortes entre $S_h = 0.4$ et $S_h = 0.7$ pour tous les échantillons. On note une tendance aux fortes saturations en huiles dans les zones les moins perméables. Sachant que les rapports précédents présentaient un horizon sableux en dessous de 3 mètres de profondeur dans la zone il semble que de l'huile soit retenue dans les horizons limoneux jusqu'à cette profondeur et soit relarguée petit à petit suite aux mouvements successifs des battements de nappe.

7.4 Injection de mousse

Comme exposé dans la partie forage d'injection et de récupération du matériel et méthode, seule la partie basse du forage PzM a été utilisée pour l'injection de mousse. Une remontée non-prévue de la bentonite dans la partie haute ayant rendu toute opération de pompage d'huile impossible. La figure 74 présente un rappel de la position des forages sur la zone d'étude avec les épaisseurs et profondeurs des interfaces de l'huile relevées dans ces derniers avant l'injection de mousse en PzM. Le forage $PzB3$ ne présentant pas d'huile, le niveau piézomètrique y est donné. Le forage $PzB4$ est quant à lui situé dans une zone appartenant à une autre entreprise et son accès n'est pas toujours possible. Il n'a pas été sondé lors de cette intervention. Néanmoins on sait qu'il peut présenter quelques centimètres de flottant.



Forage	épaisseur huile [m]	Profondeur interface basse [m]	Profondeur interface haute [m]
PzB1	1,31	2,52	1,21
PzB2	0,89	2,12	1,23
PzB3	0	1,34	1,34
PzB4	-	-	-

FIGURE 74 – État des lieux avant injection de mousse en PzM. Les épaisseurs et profondeurs des interfaces de l'huile relevées dans les forages sont données à droite.

D'après les relevés en $PzB1$ et $PzB2$ situés de part et d'autre de PzM, on remarque que l'interface haute de l'huile est présente à 1.21 m et 1.23 m de profondeur, respectivement. On note alors une différence de hauteur de 23 cm en moyenne entre le niveau haut de l'huile dans $PzB1$ et $PzB2$ et la profondeur maximale de 1.47 m de la partie haute de récupération de PzM. Or on rappelle que cette partie de récupération est vide de tout fluide. On suppose alors qu'il n'y a pas de communication horizontale entre PzM et les deux puits $PzB1$ et $PzB2$ à ces hauteurs.

Au préalable une injection d'eau chargée en tensioactif est réalisée à un débit de 5 $L.min^{-1}$ avec une pression dans le puits relevée $P_{inj} = 86\ mbar$. On note un niveau piézomètrique à $1,49\ m$ de profondeur lors de cette intervention aux droits de $PzB1$ et $PzB2$, ce qui revient à une pression P_{piezo} additionnelle de 149 $mbar$ de colonne d'eau à ajouter à la pression relevée en entrée de forage. On en déduit alors à partir de la relation

63 une perméabilité moyenne $k = 2.12 \times 10^{-12}\ m^2$ au niveau de la zone d'injection de mousse. Cette valeur de perméabilité relativement haute correspond aux observation faites précédemment avec une couche de sableuse plus perméable au delà de 3 m de profondeur dans la zone étudiée.

L'injection de mousse s'est étalée sur 3 jours avec au total plus de 2 m^3 de mousse injectée. La figure 75 présente les tracés du volume total injecté de mousse cumulé et des relevés de résistivités du sol durant l'injection de mousse. Au débit de l'injection de mousse le premier jour, une qualité de mousse injectée de 90% est retenue car elle permet d'imposer un fort gradient de pression tout en garantissant une forte proportion de gaz injecté avec le cocamidopropyl hydroxysultaine. Petit à petit, la qualité injectée est réduite jusqu'à 80% en raison de la montée en pression dans le forage. On sait ici qu'en réduisant la qualité de mousse injectée on réduit la réponse en pression du CH. A environ 60 min d'injection la technique d'injection SAG est testée mais abandonnée aux alentours de 70 min en raison de la remontée de mousse dans la partie haute de PzM. Il semble que le gaz puis la mousse se soient frayés un chemin dans le milieu poreux avant de rejoindre la partie haute du forage à partir de 1.47 m de profondeur. L'injection est stoppée comme on peut le voir avec un volume cumulé qui forme un plateau de 70 à 95 min le premier jour. La tendance de courbe de résistivité du sol est comparable à celle du volume injecté cumulé ce qui indique que la mousse injectée envahit bien le milieu en remplaçant l'eau présente dans les pores. En effet l'air étant bien moins conducteur que l'eau, cela nous permet de statuer sur la progression de la mousse de manière générale dans le milieu. On remarque qu'entre l'arrêt de l'injection à 70 min et sa reprise à 95 min la résistivité du sol a baissé de moitié avant de remonter lors de la reprise de l'injection.

Le deuxième jour la courbe de résistivité du sol durant l'injection suit toujours les tendances de celle du volume total injecté cumulé de mousse avec en fin de journée une stabilisation vers une valeur plateau aux alentours de 140Ω. Le troisième jour, la montée de la résistivité du sol est beaucoup plus rapide laissant penser à la réactivation d'une partie de la mousse initialement présente par celle nouvellement injectée. Le plateau autour de 140Ω est aussi atteint.

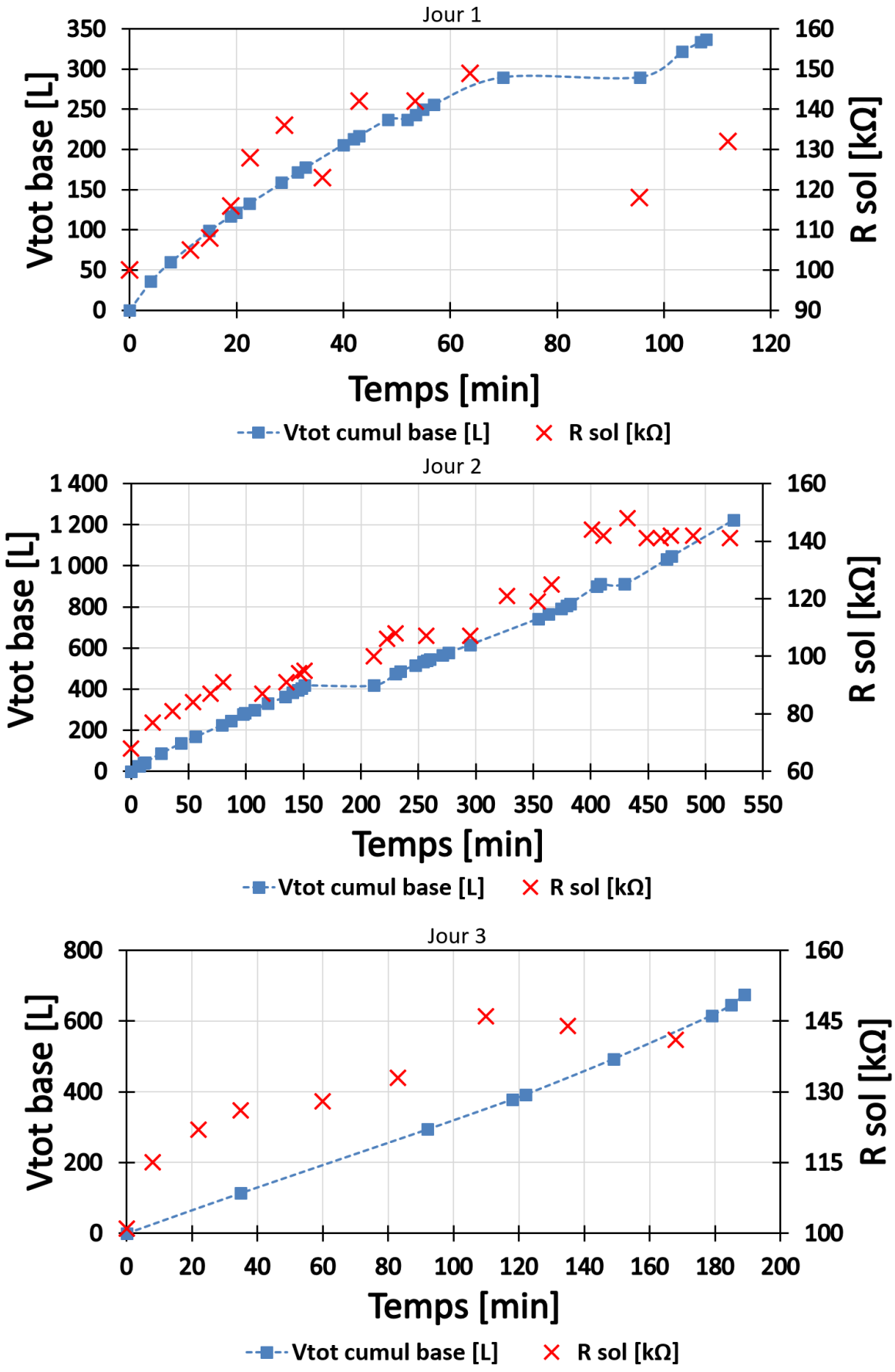

FIGURE 75 – Volume total de mousse injecté et cumulé au cour du temps en PzM. La courbe de résistivité du sol est donnée en parallèle du volume cumulé pour comparaison.

7.5 Discussion

Les différents essais réalisés lors des forages tendent à confirmer l'hypothèse de zones plus perméables dans lesquels l'huile est plus mobile. De plus, à la vue des résultats de la sonde locale du forage F4 placée à 2 mètres de profondeur, l'huile a tendance à s'y accumuler (huile claire, sans limons et peu d'eau). La pression capillaire étant naturellement plus forte dans les milieux peu perméables, l'huile devrait être naturellement drainée des couches peu perméables vers les couches plus perméables, on parle alors de capillary crossflow. Certaines sondes présentent des pâtes argileuses contenant de l'huile. Ces amalgames de phases sont très visqueux et présents sur toute la profondeur testée à la vue des échantillons de sols récupérés. Comme pour certains piézomètres précédemment installés l'un des ouvrages ne présente pas d'huile alors que son voisin en montre, 3 mètres plus loin. Il semble bien que si l'ouvrage ne rencontre pas de milieu perméable dans la zone où l'huile est présente, cette dernière ne s'écoule pas dans le forage et reste dans le milieu peu perméable. L'eau présente dans le puits, n'aidant pas non plus car elle s'oppose à la venue de l'huile dans ce dernier, sous le niveau piézométrique. Les analyses en GCMS ont montré qu'une grande proportion d'huile était contenue dans le sol avec des saturations en huile homogènes autour de 0,7 autour de 2 mètres de profondeur. De l'huile est donc bien présente mais ne semble que très peu mobile (temps de recharge des piézomètres après pompage huile autour de 1 $mL.min^{-1}$). Les hypothèses faites précédemment sont donc globalement renforcées. Par ailleurs, en reprenant les rapports précédents et datant de 2017, il apparaît que l'huile n'a pas ou peu bougée depuis 2017 soit il y a plus de 5 ans.

Lors des différentes phases d'injection de mousse, il s'est avéré que la résistivité du sol atteignait un maximum ou valeur plateau. La mousse étant injectée dans la zone sableuse sous l'horizon limoneux et sur une hauteur de 0.54 m on suppose alors que cette dernière s'est principalement développée entre les forages, sous cet horizon peu perméable. Par ailleurs, de la mousse à été observée en $PzB1$ indiquant qu'elle avait parcourue les 2 m de distance entre les forages, dans le milieu poreux. En considérant le volume de milieu poreux entourant PzM sur une hauteur de 0.54 m et une distance radiale de deux mètres, on obtient un volume de pore d'environ 2 m^3 ($\Phi = 0.34$). Ce volume de vide disponible correspond au volume de mousse injecté ce qui vient appuyer l'idée que la majeure partie de la mousse évolue sous l'horizon peu perméable, en dessous de 3 m de profondeur. Bien entendu, on sait qu'une partie du gaz est perdue durant le parcours avec de possibles remontées de gaz dans l'horizon limoneux si

des canaux plus perméables existent. De plus, il semble peu probable que la mousse se soit développée horizontalement sous la couche peu perméable sur les 54 *cm* de hauteur de départ. La figure 76 présente le schéma de principe des hypothèses définis ci-dessus.

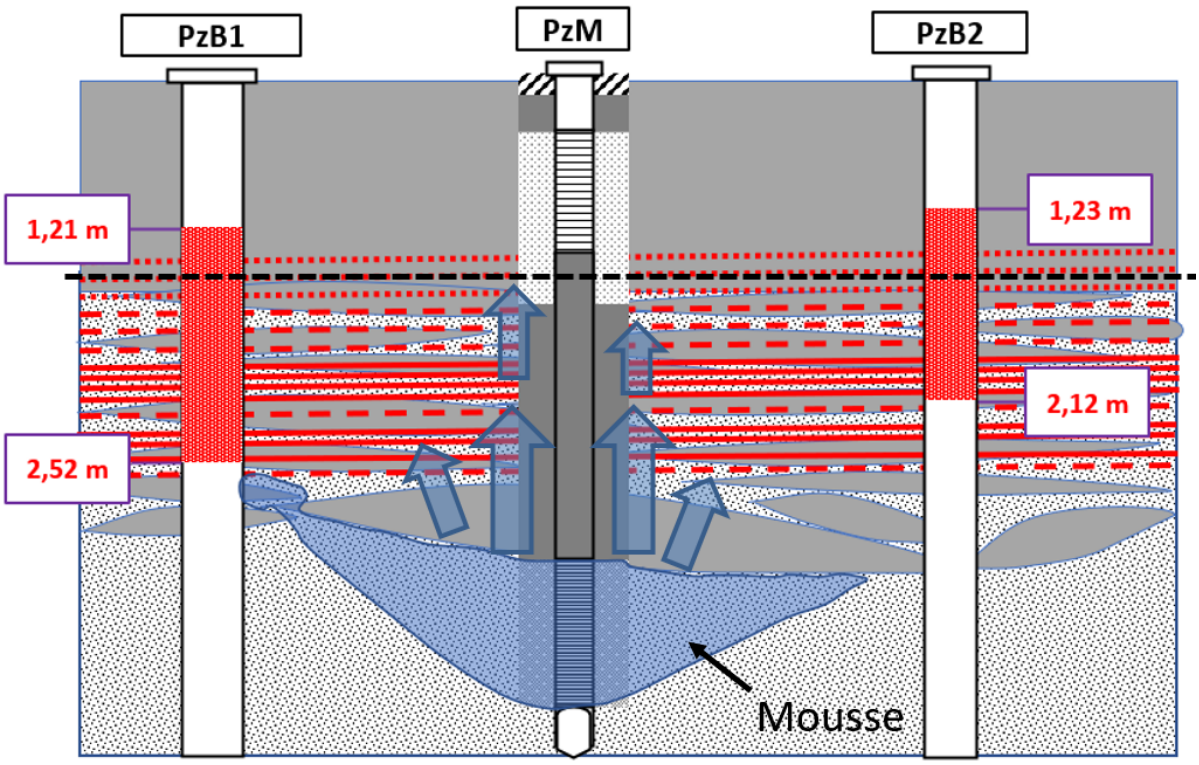

FIGURE 76 – Schéma de l'évolution de la mousse injectée en PzM selon les hypothèses retenues et le contexte géologique. Les zones moins perméables sont représentées par un gris plus foncée et la présence d'huile est indiquée par la présence de traits rouges.

Cette figure montre par ailleurs la difficulté d'appliquer la technique du blocage dans ce contexte avec de faibles perméabilités dans la partie haute contenant le LNAPL et la présences de canaux sableux plus perméables mais localisés. On note cependant en comparaison des injections réalisées par Portois C. [93] une grande différence entre les volumes de mousse injectés et la distance horizontale parcourue par cette dernière. Il est fait état de dizaines de m^3 de mousse injectés pour atteindre une distance similaire à celle observée ici. Lors de ses injections, Portois C. avait employé une qualité de mousse très élevée (supérieure à 90%) dans le but de diminuer au maximum la saturation en eau du milieu poreux en mousse. Il semble alors qu'une large partie du gaz injecté ai été perdu ce qui aurait pu être évité avec une qualité de mousse plus faible. En effet, dans un contexte terrain avec adsorption du tensioactif par le milieu poreux et la présence d'irrégularités (taille de pore variable), il semble plus judicieux de commencer l'injection de mousse pour une qualité moyenne quitte à l'augmenter graduellement au cours de l'injection.

8 Variation des propriétés de la mousse avec la vitesse superficielle totale U_t

8.1 Contexte

Dans un contexte de remédiation de sols pollués par des hydrocarbures, l'injection de mousse est réalisée dans un puits dont la surface de contact avec le sol (milieu poreux) est cylindrique. Ainsi la vitesse superficielle des fluides injectés diminue fortement avec la distance radiale au puits d'injection. En effet à mesure que le fluide envahit le milieu, à débit constant, la surface de son front d'avancée augmente avec la distance au puits. Or on a vu partie 4 que la vitesse superficielle totale U_t avait un impact sur le comportement de la mousse, notamment au niveau de la réponse en pression. La figure 77 présente le concept de l'effet radial sur U_t, à débit constant, en parallèle de l'effet de U_t sur le comportement de la mousse lors d'expériences en colonnes 1D.

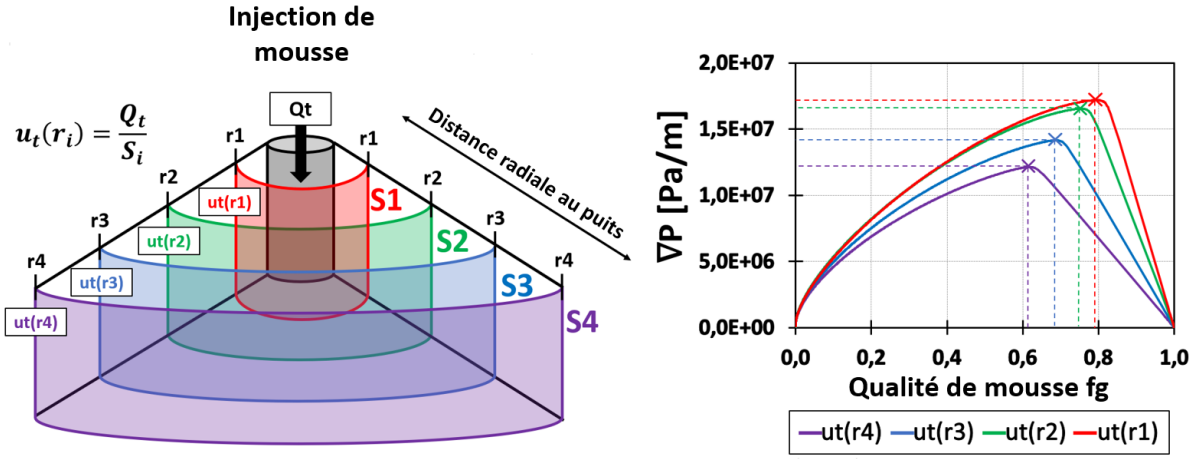

FIGURE 77 – Concepts de l'effet radial et du comportement de la mousse selon U_t. A gauche, l'effet radial lors de l'injection de mousse sur la vitesse superficielle totale U_t est présenté. A droite, les variations des courbes $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ pour différentes valeurs de U_t inspirés des travaux de Alvarez et al. [3] sont données.

La variation des courbes $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ ou "quality scan" selon U_t est inspirée des résultats obtenus par Alvarez et al. [3] lors de ces expérimentations avec une montée du gradient de réponse ∇P^* et de la qualité f_g^* à la transition avec U_t. De fait lors d'une application réelle le besoin de prendre en compte ces changements de propriétés de la mousse est important, notamment dans l'idée d'estimer la distance à laquelle une mousse peut progresser dans un milieu et avec quelle résistance à l'écoulement. Comme exposé dans la littérature, les paramètres des modèles de type LE sont calibrés sur une unique courbe $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ [13, 70] ou de manière dégradée en supposant une qualité à la transition f_g^* constante selon U_t [113]. A notre

connaissance, ces modèles ne prennent pas en compte les effets de la variation de U_t sur les paramètres et ne sont donc pas en mesure de décrire correctement l'effet de la baisse de U_t sur la mousse. De plus, le comportement rhéologique de la mousse, sujet de discussion dans la littérature [113, 13] est relié au nombre capillaire N_{ca} dans les modèles de type LE comme STARS. L'expression de N_{ca} varie selon les auteurs mais celle-ci utilise directement ou indirectement U_t.

Au lieu d'utiliser une unique courbe $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$, on décide dans cette partie de prendre en compte les contours de gradients de pression générés par Alvarez et al. et Osterloh et Jante [3, 88] et d'en extraire plusieurs courbes, selon différentes valeurs de la vitesse superficielle totale. Une nouvelle interprétation de l'effet rhéologique de la mousse est présentée avec une nouvelle sous-fonction F_{shear}, dépendante de la vitesse superficielle totale U_t et de manière détournée, de la qualité de mousse f_g. Par ailleurs, une étude sur la relation entre les paramètres S_w^* et $fmdry$ en fonction de la valeurs prise par *epdry* est réalisée et une expression est proposée. Ainsi une nouvelle méthode d'estimation des paramètres inspirée des différents travaux cités ci-dessus est présentée et appliquée à différents cas de la littérature.

8.2 Matériel et méthode

8.2.1 Modèle de mousse original

Le modèle de mousse retenu dans cette étude est de type Local Equilibrium, nommé STARS dans la littérature et ces caractéristiques sont présentées dans la partie état de l'art concernée. Pour rappel ce modèle s'appuie sur l'expression de Darcy d'un écoulement biphasique dont les deux équations sont donnée ci-après :

$$\begin{aligned} U_t(1-f_g) &= -\frac{kk_{rw}}{\mu_w}(\nabla P_w - \rho_w g), \quad \text{pour la phase liquide} \\ U_t f_g &= -\frac{kk_{rg}FM}{\mu_g}(\nabla P_g - \rho_g g), \quad \text{pour la phase gazeuse} \end{aligned} \tag{69}$$

avec FM le facteur de mobilité de la mousse composé des sous-fonctions F_i. Dans cette partie on considère les deux sous-fonctions F_{dry} et F_{shear} dont les expressions sont données dans la partie état de l'art de ce manuscrit. Les pressions du gaz et du liquide sont liées par la pression capillaire selon la relation $P_c(S_w) = P_g - P_w$. Lors des phases d'estimation des paramètres, la pression capillaire et l'influence de la gravité sont négligées.

On compte alors 5 paramètres $fmmob$, $fmdry$, $epdry$, $fmcap$ et $epcap$, en plus du gradient de pression requis lors du calcul du nombre capillaire N_{ca} dans F_{shear}. Par ailleurs, l'utilisation du nombre capillaire pour définir F_{shear} demande un certains nombre d'itérations, étant une variable du problème recherché. En reprenant l'exemple des courbes $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ présentées figure 77, il apparaît que les différents paramètres varient d'une courbe à l'autre sans pour autant définir de tendance claire. En effet, il reste difficile d'interpréter quel paramètre changer plutôt qu'un autre et comme dit plus haut, la méthode de détermination varie selon les auteurs. En l'état, les paramètres étant des constantes et non des fonctions de la vitesse superficielle totale comme le laisse supposer les courbes $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$, un travail supplémentaire apparaît comme nécessaire pour estimer ces paramètres sur l'ensemble des courbes.

8.2.2 Modèle de mousse modifié

On souhaite dans un premier temps reformuler l'expression de F_{shear} qui est utilisée tantôt pour capturer la courbure des points expérimentaux en basse qualité [13], tantôt pour décrire l'évolution de la viscosité apparente maximale selon U_t [113]. L'objectif est de fournir un moyen de capturer les deux phénomènes précédemment cités au travers d'une seule et même

fonction F_{shear}. Pour cela on se base sur les contours de gradients de pression expérimentaux obtenus par Alvarez et al. [3] dont on extrait une série de quality scans. En effet ces résultats présentent une courbure prononcée en basse qualité ainsi qu'une augmentation de la qualité à la transition f_g^* avec U_t. Bien qu'observée, cette variation de f_g^* selon U_t n'a jamais été prise en compte dans les modèles présents dans la littérature.

De manière générale la sous fonction F_{dry} seule permet de capturer la transition de régime et le régime de haute qualité et est proche de l'unité en régime de basse qualité. On décide alors de se concentrer sur la partie basse qualité des contours de gradients de pression pour caractériser la fonction F_{shear}. On définit alors la variable $f'_g = f_g/f_g^*$ qui correspond à la distance relative à la transition en régime de basse qualité. Il s'agit d'une variable partagée par l'ensemble des quality scans, f_g^* variant d'une courbe à l'autre dans ce cas de figure. A l'aide de la méthode développée par Boeije et al. [13], une estimation correcte de f_g^* sur les différents quality scan est réalisée et différents couples $(f'_g,\, \mu_{app})$ y sont relevés. Enfin, on reporte ces différents couples $(f'_g,\, \mu_{app})$ sur un graphique $\mu_{app} = f(U_t)$, présenté figure 78.

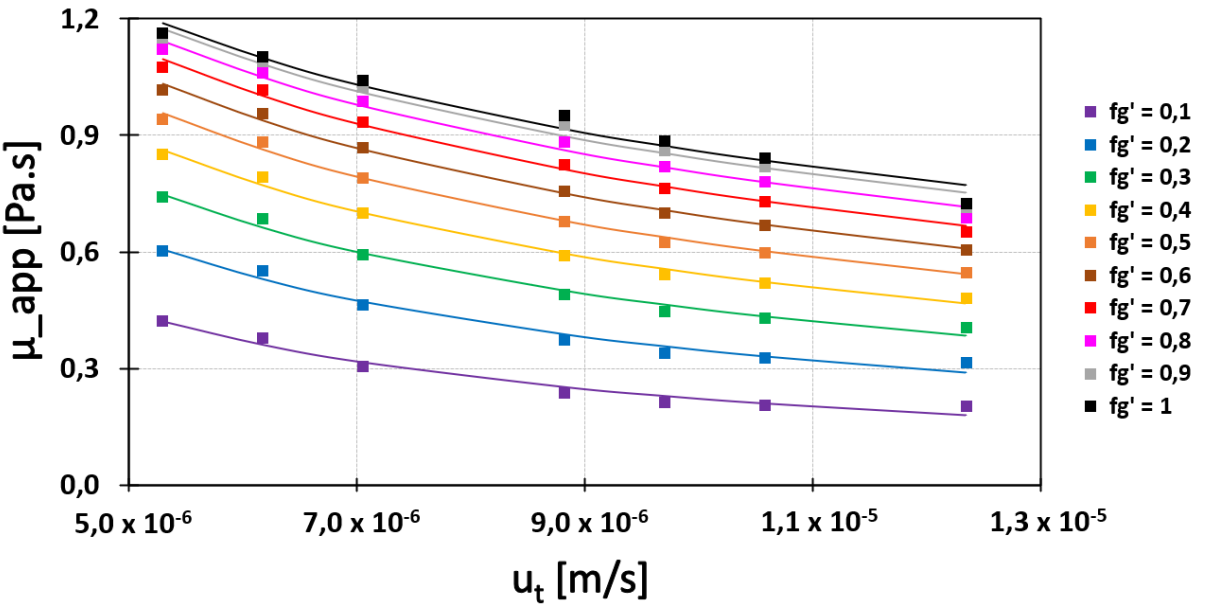

FIGURE 78 – Tracés de la viscosité apparente en fonction de la vitesse superficielle U_t tirés des données de Alvarez et al. [3]. Chaque couleur correspond à une valeur de f'_g et seul le régime de basse qualité est représenté. De plus, chaque courbe colorée correspond à l'approximation utilisant selon les fonctions $K(f'_g)$ et $(n-1)(f'_g)$.

Pour des raisons de lisibilité, les différents couples $(f'_g,\, \mu_{app})$ sont colorés en fonction de la valeur de f'_g et sont présentés figure 78 par des carrés. On remarque alors une double dépendance de μ_{app} aux variables U_t et f'_g. La viscosité apparente est, en soi, une fonction non-linéaire de U_t dont les

paramètres changent avec f'_g, la distance relative à la transition de régime. On considère alors les courbes $\mu_{app} = f(U_t)|_{f'_g}$ pour différentes valeurs de f'_g et l'on opte pour une expression de type Ostwald-de-Waele utilisant la vitesse superficielle totale présentée ci-après :

$$\mu_{app} = K \times U_t^{(n-1)} \tag{70}$$

avec K l'indice de consistance et $(n-1)$ l'indice d'écoulement. La version originale de la loi d'Oswald-de-Waele utilise en principe le taux de cisaillement avec $\mu_{app} = K\dot{\gamma}^{n-1}$. Il a été décidé de simplifier l'expression en utilisant la vitesse superficielle totale qui reste un bon indicateur du taux de cisaillement, le régime permanent étant atteint pour toutes les expériences. Les valeurs de K et $(n-1)$ pour différentes valeurs de f'_g sont approximées par la méthode des moindres carrés et les résultats sont présentés figure 79 avec des cercles bleus et des triangles rouges, respectivement.

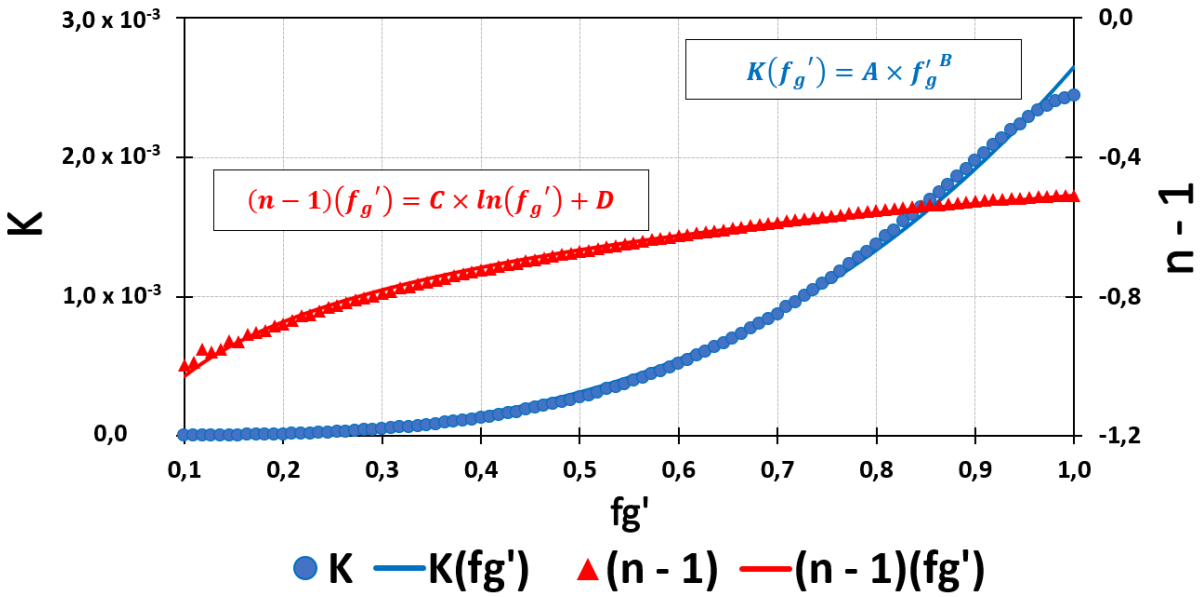

FIGURE 79 – Tracés des valeurs de K et $(n-1)$ obtenues par la méthode des moindres carrés. De plus, les expressions et tracés des fonctions $K(f'_g)$ et $(n-1)(f'_g)$ utilisant les paramètres A, B, C et D sont représentés par des traits continus de même couleur. On note $A = 2.6462 \times 10^{-3}$, $B = 3.0713$, $C = 2.2530 \times 10^{-1}$ and $D = -5.0865 \times 10^{-1}$.

Par la suite, sur la base des tendances observées des paramètres K et $(n-1)$ en fonction de f'_g, deux fonctions $K(f'_g)$ et $(n-1)(f'_g)$ sont définies et leurs paramètres déterminées à l'aide de la méthode des moindres carrés. Les résultats et les fonctions utilisées sont présentés figure 79. Vient alors l'expression de la viscosité apparente μ_{app} en fonction des variables U_t et f'_g suivante :

$$\mu_{app} = A \times (f'_g)^B \times U_t^{C \times \ln(f'_g) + D} \tag{71}$$

avec A, B, C et D les constantes des fonctions $K(f'_g)$ et $(n-1)(f'_g)$. L'équation 71 ainsi déterminée fournie une estimation correcte de la viscosité apparente en fonction de U_t et f'_g comme le montre les traits continus présentés figure 78. A notre connaissance, ces travaux sont les premiers à montrer une variation dans le comportement rhéologique de la mousse selon la distance relative à la transition de régime en basse qualité. L'équation 71 ainsi déterminée servira de base pour la nouvelle expression de la sous-fonction F_{shear}.

Dans un second temps, la relation entre les paramètres S_w^* et $fmdry$ au regard de la valeur de $epdry$ est discutée afin d'en déterminer une expression. Par définition, S_w^* correspond à la saturation liquide critique à la transition de régime. Sur la base des travaux réalisées dans la littérature [70, 13, 113] il apparaît que l'estimation de $fmdry$ et sa distinction de S_w^* selon la valeur de $epdry$ sélectionnée ne sont pas claires. L'égalité $S_w^* = fmdry$ est parfois faite sans pour autant qu'elle ne soit justifiée au regard de la valeur de $epdry$ utilisée. En effet, selon l'expression de F_{dry}, $fmdry$ correspond à la valeur de saturation liquide caractéristique pour laquelle $F_{dry} = 0.5$. On a donc, selon les définitions citées ci-dessus, $S_w^* \geq fmdry$. Or plus la valeur prise par le paramètres $epdry$ est grande, moins l'écart entre S_w^* et $fmdry$ est grand. La figure 80 présente des tracés de la fonction F_{dry} en fonction de S_w pour différentes valeurs de $epdry$. La valeur de $fmdry$ est fixée à 0.35 pour l'exemple.

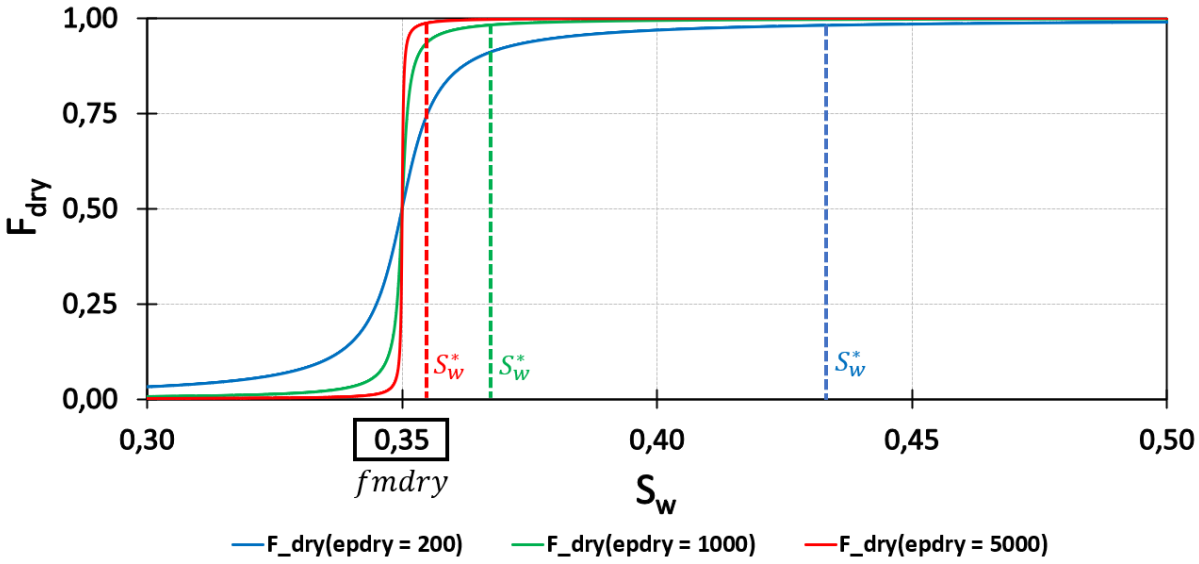

FIGURE 80 – Tracés des courbes $F_{dry} = f(S_w)$ pour différentes valeurs de $epdry$. La valeur $fmdry = 0.35$ a été sélectionnée pour l'exemple et indiquée par un rectangle noir sur l'axe des abscisses. Les différentes valeurs de S_w^* obtenues sont données par des droites pointillées dont la couleur correspond à la valeur de $epdry$ choisie.

En théorie, la valeur de S_w^* correspond au maximum de gradient de

pression et donc, à la valeur maximale de F_{dry}, juste avant qu'elle ne chute. Sur la figure 80, on voit bien que F_{dry} est proche de l'unité en basse qualité, soit une grande valeur de S_w par rapport à $fmdry$. On considère alors que la valeur de S_w^* est atteinte lorsque $F_{dry} = 0.995$, correspondant à une chute de 0.5% de F_{dry}. Ainsi en utilisant l'équation 51 sur F_{dry}, il est possible d'estimer la distance $\delta S_w = S_w^* - fmdry$ selon la valeur de $epdry$. La relation est donnée ci-après :

$$\delta S_w = \frac{\alpha}{epdry} \quad \textbf{avec} \quad \alpha = \tan(\pi \times 0.495) \tag{72}$$

L'équation 72 permet alors d'estimer le paramètre $fmdry$ sur la base du calcul de S_w^*, en relation avec la valeur de $epdry$ sélectionnée. Cette relation permet une estimation correcte de $fmdry$ pour un $epdry$ supérieur ou égal à 200. On assume ici le fait que le paramètre $epdry$ soit sélectionné arbitrairement par l'utilisateur ce qui est assez classique tout en évitant que ce choix ne rentre en contradiction avec une estimation en parallèle de $fmdry$. Comme expliqué dans la littérature [13], $epdry$ est un paramètre critique qui, selon sa valeur, augmente fortement le temps de calcul lors d'une simulation numérique. Il est donc courant de réduire ce paramètre afin de gagner du temps, ce qui peut avoir un impact non négligeable sur les résultats obtenus. En effet une basse valeur de $epdry$ a tendance à arrondir les courbes $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ dans le régime de basse qualité alors que par essence, ce paramètre est censé décrire le régime de haute qualité. Il en résulte une surestimation de la réponse en pression dans la grande majorité des cas, lorsque seul $epdry$ est abaissé.

8.2.3 Méthode d'estimation des paramètres

Dans cette partie est présentée une méthode d'estimation des paramètres des sous-fonctions F_{dry} et F_{shear} sur la base des hypothèses développées ci-dessus. Pour rappel, il est requis d'avoir une certaine quantité de quality scans pour procéder aux différentes étapes et calculs avec certains nombre de points expérimentaux permettant d'identifier les régimes de basse et haute qualité. La figure 105 en annexe A présente la méthode d'extraction des tracés expérimentaux $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ à partir d'un graphique $U_g = f(U_w)$ avec contours de gradients de pression. Par ailleurs, il est apparu au cours des différents processus d'optimisation que le paramètre D présent dans la nouvelle formulation de F_{shear} n'était pas indispensable. Il a donc été décidé de l'enlever afin d'alléger les calculs. Les expressions de Darcy pour les deux phases sont alors simplifiées en négligeant les effets capillaire et gravitaire et données ci-après :

$$U_t f_g = k\lambda_{rg} FM(\nabla P) \quad \textbf{avec} \quad \lambda_{rg} = \frac{k_{rg}}{\mu_g} \tag{73}$$

$$U_t(1 - f_g) = k\lambda_{rw}(\nabla P) \quad \textbf{avec} \quad \lambda_{rw} = \frac{k_{rw}}{\mu_w} \tag{74}$$

Afin d'éviter toute erreur d'interprétation, le gradient de pression (∇P) est pris comme positif ainsi le signe "-" devant ce dernier est retiré dans les deux équations 73 et 74. Les perméabilités relatives des deux phases sont définies selon le modèle de Brooks et Corey [16].

$$k_{rg} = k^0_{rg} \times (1 - Se)^{n_g} \quad \textbf{avec} \quad Se = \frac{S_w - S_{w,r}}{1 - S_{w,r} - S_{g,r}} \tag{75}$$

$$k_{rw} = k^0_{rw} \times (Se)^{n_w} \tag{76}$$

avec k^0_{rg} et k^0_{rw} sont appelés *end points* dans la littérature et sont compris entre 0 et 1. $S_{g,r}$ et $S_{w,r}$ représentent les saturations résiduelles en gaz et en liquide, respectivement. Les exposants n_g and n_w contrôlent quant à eux la courbure des courbes de perméabilités relatives de chacune des phases. En utilisant les équations 73 et 74 ont définit alors les deux expressions de f_g et ∇P suivantes :

$$f_g = \frac{\lambda_{rg} FM}{\lambda_{rg} FM + \lambda_{rw}} \tag{77}$$

$$\nabla P = \frac{U_t f_g}{k\lambda_{rg} FM} \tag{78}$$

L'utilisation de la variable $f'_g = f_g/f^*_g$ dans l'expression 71, utilisée comme base pour l'expression de la sous-fonction F_{shear} pose problème. En effet, la valeur de f'_g est une inconnue du problème. Il est alors décidé de la remplacer par la variable $S'_w = S_w/S^*_w$ liée à la variable recherchée f_g. On obtient alors une nouvelle expression pour la fonction F_{shear}, donnée ci après :

$$F_{shear} = A \times (S'_e)^B \times U_t^{C \times \ln(S'_e)} \quad \textbf{avec} \quad S'_e = \frac{1 - Se}{1 - Se^*} \tag{79}$$

Dans un premier temps, l'estimation du point de transition (f^*_g, ∇P^*) pour chacun des tracés expérimentaux $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ est réalisée. Pour cela un script python automatisé est utilisé avec comme données d'entrée les différents points expérimentaux appartenant à un tracé $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$. Ce script permet de localiser la zone de transition et de faire un premier tri des points expérimentaux appartenant à la basse qualité ou à la haute qualité. Deux droites de tendance, l'une pour la basse qualité et l'autre pour la

haute qualité, toutes deux proches de la transition, sont déterminée. Leur intersection fournit alors une première estimation précise du couple (f_g^*, ∇P^*). Cette méthode est directement inspirée des travaux de Boeije et al. [13] au travers de leur estimation graphique faite à la main sur le même type de tracés expérimentaux. Cette technique, facile d'utilisation permet une estimation très précise des valeurs (f_g^*, ∇P^*). Ce couple de paramètres est intéressant car porteur de nombreuses informations permettant, sous certaines hypothèses, de faciliter l'estimation des paramètres de F_{dry} et F_{shear}.

Par la suite on détermine l'expression de S_w^*, la saturation liquide à la transition en utilisant les expressions 74 et 76 sur la phase liquide, donnée ci-après :

$$S_w^* = \left(\frac{U_t(1-f_g^*)\mu_w}{k_{rw}^0 k \nabla P^*}\right)^{\frac{1}{n_w}} \times (1 - S_{g,r} - S_{w,r}) + S_{w,r} \tag{80}$$

On applique alors l'expression 72 en sélectionnant au préalable une valeur de *epdry*, vient alors l'expression de $fmdry$ suivante :

$$fmdry = S_w^* - \frac{\alpha}{epdry} \tag{81}$$

Pour finir, on définit au point de transition (f_g^*, ∇P^*) la valeur de $fmmob$ en utilisant l'expression 73. Selon l'expression 79, on a $F_{shear}(S_w^*) = A$.

$$fmmob = \frac{\left(\frac{k\lambda_{rg}\nabla P}{U_t f_g} - 1\right)}{F_{dry} F_{shear}} \tag{82}$$

Un second script python détermine et ajuste alors les paramètres f_g^*, ∇P^*, A, B et C au travers de différentes approximations par la méthode des moindres carrés sur la base des points expérimentaux recueillis. La figure 106 en annexe A présente le logigramme résumant les différentes étapes d'estimation des paramètres. Les équations 77 et 78 sont résolues en utilisant la variation de la saturation liquide S_w dans l'intervalle $[S_{w,r},\ 1 - S_{w,r}]$. Enfin, les variations de ∇P^* en fonction de U_t et dans certains cas de f_g^* sont définies comme des fonctions paramétrés de U_t, dont les expressions peuvent varier selon les cas rencontrés. Dans ce manuscrit, on utilise des fonctions communes de f_g^* et ∇P^* pour les 3 cas présentés afin de simplifier au mieux ce type d'application. Les expressions utilisées sont données sur les graphiques dans les parties concernées, ci dessous.

8.3 Application aux résultats de la littérature

Dans cette partie les résultats des injections de mousse pré-générée présentés dans ce manuscrit figure 34 et de deux jeux de données provenant de la littérature [3, 88] sont utilisés comme cas appliqués pour la démonstration du nouveau modèle de mousse dépendant de U_t. Dans chaque cas, deux figures sont données avec dans un premier temps les différents tracés $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ comportant les points expérimentaux et courbes du modèle de mousse. Dans un second temps, les tracés des variations du couple (f_g^*, ∇P^*) en fonction de U_t et leur mise en équation sont présentées avec la liste des paramètres utilisés.

8.3.1 Résultats présentés partie 4.5 de ce manuscrit

Quatre vitesses superficielles totales U_t ont été extraites des contours de gradients de pression présentés figure 34. Les données ainsi récoltées sont présentées figure 81 par des croix rouges et correspondent aux données de base utilisées pour calibrer les paramètres du modèle de mousse. Les résultats du modèle de mousse dépendant de U_t au travers de la méthode d'estimation des paramètres sont quant à eux représentés par des courbes noires. Il s'agit, à notre connaissance des premiers tracés $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ réalisés avec un tensioactif d'origine naturelle. On note dans l'ensemble une bonne couverture des points expérimentaux par les courbes du modèle avec un suivi efficace du point de transition selon la valeur de U_t. Lors des différentes phases d'estimation des paramètres il est apparu que l'utilisation de F_{dry} seule permettait une meilleure approximation. En effet les points expérimentaux recueillis présentent des comportements linéaires en basse qualité ne nécessitant pas l'ajout de la fonction F_{shear}. Seule la courbe présentant la plus forte valeur de U_t présente un léger écart en régime de basse qualité. Les points expérimentaux recueillis semblent y montrer un gradient de pression plus faible que prévu par le modèle.

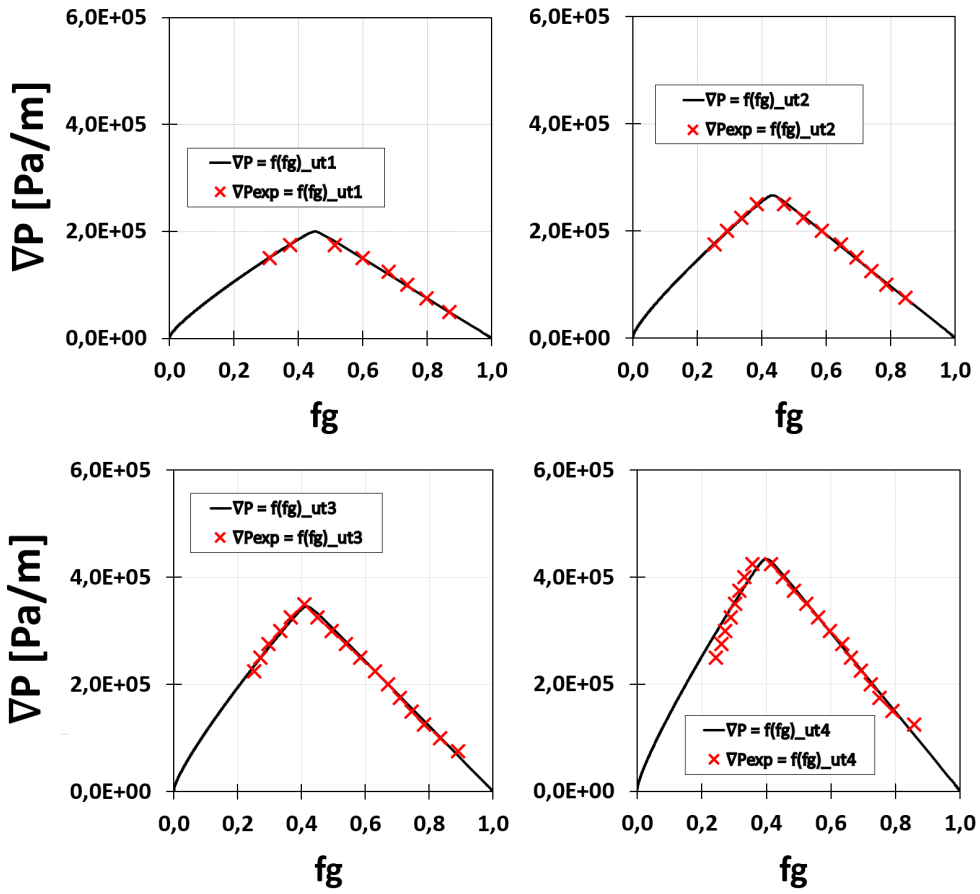

FIGURE 81 – Résultats du modèle de mousse appliqué aux tracés expérimentaux $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ des expériences présentés partie 4.5. La valeur $eprdy = 10^4$ est utilisée pour capturer le changement de régime.

La figure 82 présente la variation des paramètres f_g^* et ∇P^* en fonction de U_t. Les croix rouges représentent les données recueillis lors de l'étape précédente. La variation de ces derniers est alors approximée par des fonctions paramétrées de U_t, représentées par des courbes noires et dont l'équation est donnée dans un encadré noir. La liste de l'ensemble des paramètres du modèle est donnée sur la partie droite de la figure 82 avec dans ce cas de figure 5 paramètres actifs, les autres (a_p, A, B et C) étant neutralisés.

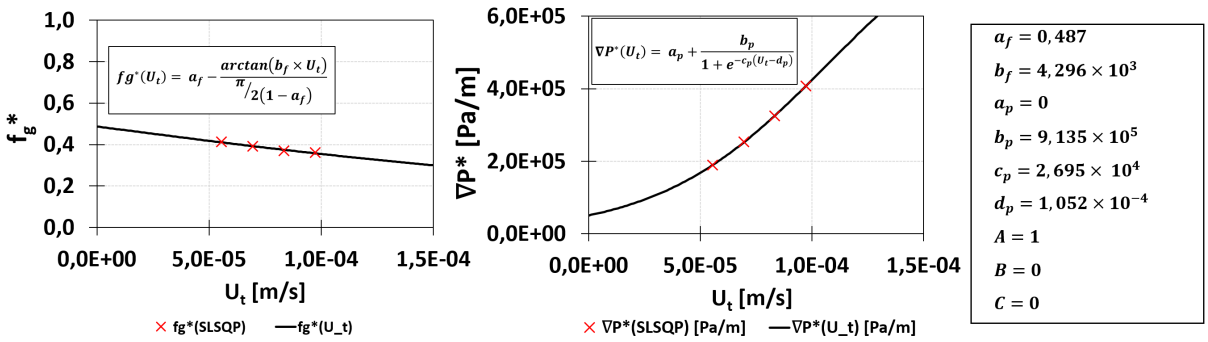

FIGURE 82 – Tracés des paramètres f_g^* et ∇P^* en fonction de U_t munis des fonctions qui leurs sont associés, tiré des expériences présentés partie 4.5.

On note une faible diminution de la transition à la qualité f_g^* avec l'augmentation de U_t avec des valeurs proches de 0.4. Ce comportement rentre en contradiction avec ce qui est observé par Alvarez et al. et Osterloh et Jante [3, 88]. Cependant, du fait de la rareté des données permettant de couvrir ce type de comportement, ce type de résultats n'est pas aberrant. En effet, selon certains travaux de la littérature [53, 109, 50], ce type de comportement pouvait être attendu, en rapport avec la pression capillaire limite P_c^*. Le gradient de pression à la transition ∇P^* augmente, presque linéairement avec U_t dans la gamme de vitesse étudiée.

8.3.2 Expériences de Alvarez et al. [3]

Les données fournies par Alvarez et al. sont conséquentes et permettent d'extraire 8 tracés $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ de leurs contours de gradients de pression. Le point limitant dans la plupart des cas est le manque de données en régime de basse qualité car lors des applications EOR on cherche à maximiser l'injection de phase gazeuse et donc le travail en régime de haute qualité. Les études qui y sont liées ont donc tendance à se focaliser sur ce régime en particulier. Les données ainsi récoltées sont présentées figure 83 par des croix rouges et correspondent aux données extraites des contours utilisées pour calibrer les paramètres du modèle de mousse. Les résultats du modèle de mousse dépendant de U_t au travers de la méthode d'estimation des paramètres sont quant à eux représentés par des courbes noires. L'utilisation combinée de F_{dry} et F_{shear} permet de suivre la courbure des points expérimentaux en régime de basse qualité et la coalescence rapide du régime de haute qualité pour chacune des valeurs de U_t. Couplé à l'utilisation des fonctions $f_g^*(U_t)$ et $\nabla P^*(U_t)$ présentées figure 84, on obtient une définition précise des comportements de la mousse et de leurs évolutions avec U_t.

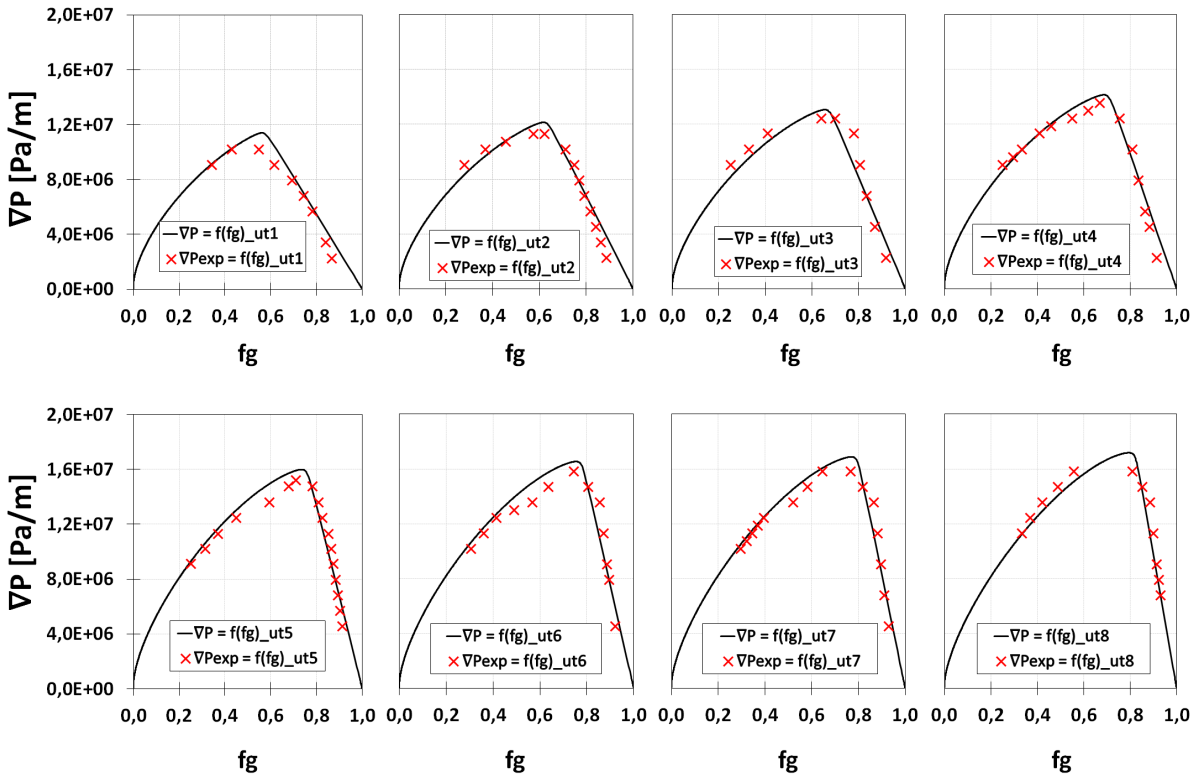

FIGURE 83 – Résultats du modèle de mousse appliqué aux tracés expérimentaux $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ des expériences de Alvarez et al. [3]. La valeur $eprdy = 10^4$ est utilisée pour capturer le changement de régime.

La figure 84 présente la variation des paramètres f_g^* et ∇P^* en fonction de U_t. Les croix rouges représentent les données recueillies en fin d'estima-

tion des paramètres du modèle de mousse. La variation de ces derniers est alors approximée par des fonctions paramétrées de U_t, représentées par des courbes noires et dont l'équation est donnée dans un encadré noir. La liste de l'ensemble des paramètres du modèle est donnée sur la partie droite de la figure 84 avec dans ce cas de figure la totalité des paramètres actifs.

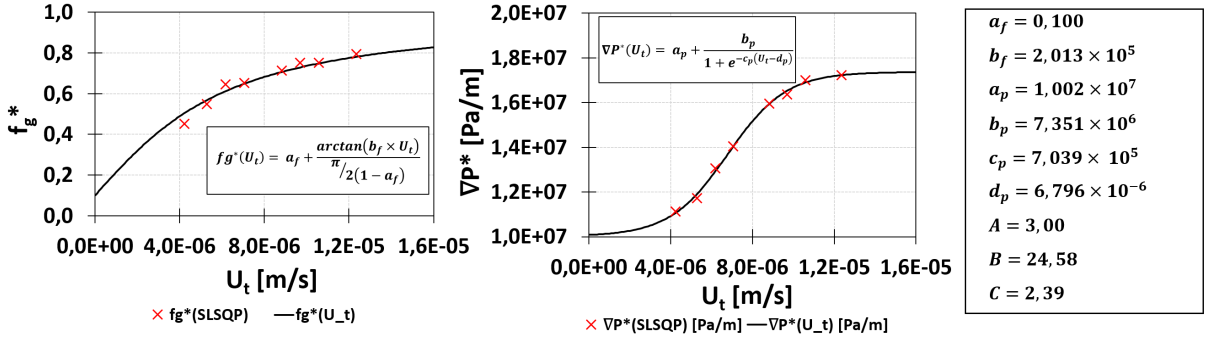

FIGURE 84 – Tracés des paramètres f_g^* et ∇P^* en fonction de U_t munis des fonctions qui leurs sont associés, tiré des expériences de Alvarez et al. [3].

On observe une montée de la qualité à la transition f_g^* avec celle de U_t avec une tendance non linéaire clairement identifiée. Cette tendance avait été relevée par les auteurs dans leur travaux [3] mais n'avait pas été quantifiée auparavant. Dans la gamme de U_t traitée, la valeur de f_g^* est presque doublée lorsque U_t est multipliée par 3. Le gradient de pression à la transition ∇P^* augmente linéairement avec U_t avant d'atteindre semble t-il une valeur plateau. Du moins, deux tendances sont observées avec une forte atténuation de l'augmentation ∇P^* passée une certaine valeurs de U_t.

8.3.3 Expériences de Osterloh et Jante. [88]

La majeure partie des injections réalisées par Osterloh et Jante. correspondent à des qualités élevées avec peu de résultats en basse qualité. De fait, les contours fournis présentent peu de points exploitables en basse qualité mais la zone de transition est précisément délimitée. Les données ainsi récoltées sont présentées figure 85 par des croix rouges et correspondent aux données de base utilisées pour calibrer les paramètres du modèle de mousse. Les résultats du modèle de mousse dépendant de U_t au travers de la méthode d'estimation des paramètres sont quant à eux représentés par des courbes noires. Pour les faibles valeurs de U_t l'augmentation non linéaire de la réponse en pression est visible avec une courbure prononcée en basse qualité. Cependant en raison du manque de points expérimentaux en basse qualité, notamment à mesure que U_t augmente, il n'est pas possible de confirmer ce comportement sur l'ensemble des tracés.

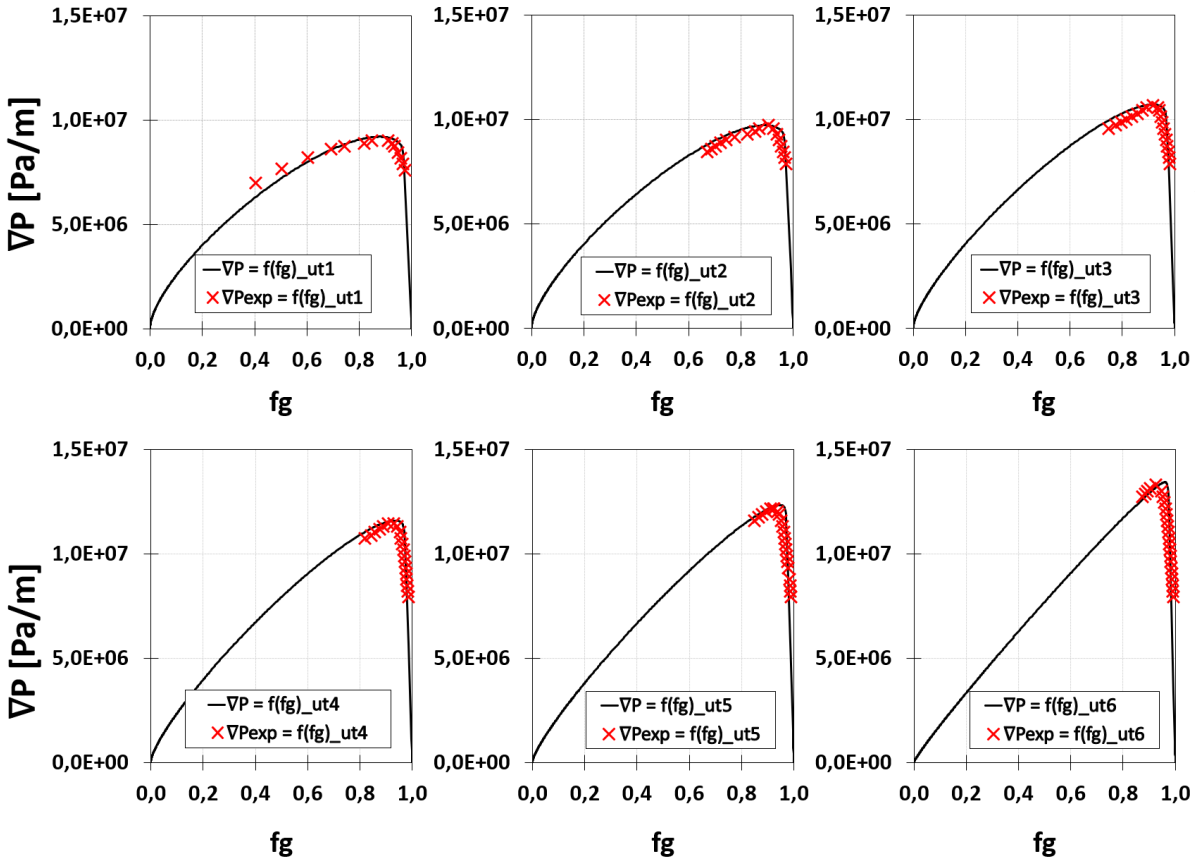

FIGURE 85 – Résultats du modèle de mousse appliqué aux tracés expérimentaux $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ des expériences de Osterloh et Jante. [88]. La valeur $eprdy = 2 \times 10^4$ est utilisée pour capturer le changement de régime.

La figure 86 présente la variation des paramètres f_g^* et ∇P^* en fonction de U_t. Les croix rouges représentent les données recueillis en fin d'estimation des paramètres du modèle de mousse. La variation de ces derniers est alors approximée par des fonctions paramétrées de U_t, représentées par des

courbes noires et dont l'équation est donnée dans un encadré noir. La liste de l'ensemble des paramètres du modèle est donnée sur la partie droite de la figure 86 avec dans ce cas de figure la quasi totalité des paramètres actifs.

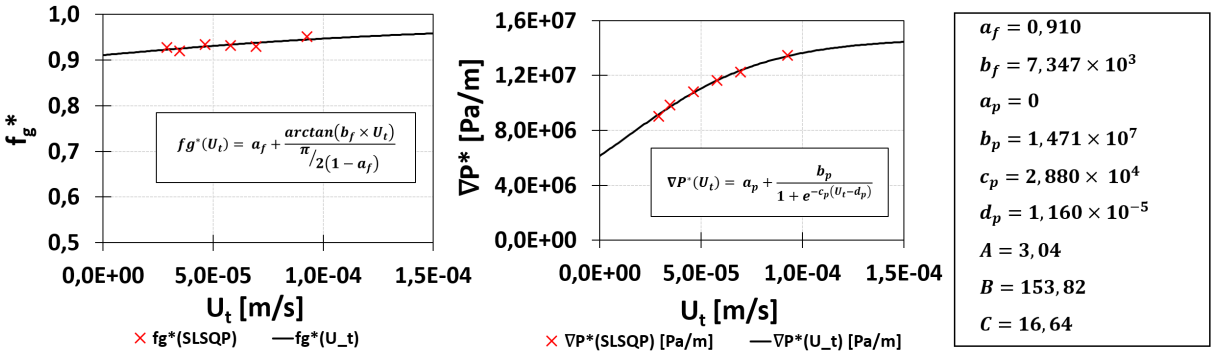

FIGURE 86 – Tracés des paramètres f_g^* et ∇P^* en fonction de U_t munis des fonctions qui leurs sont associés, tiré des expériences de Osterloh et Jante. [88].

On observe une légère montée de la qualité à la transition f_g^* avec celle de U_t. La qualité à la transition est très élevée et ce même pour de faibles valeurs de U_t ce qui peut expliquer sa faible augmentation. Le gradient de pression à la transition ∇P^* semble présenter les même tendances que celles observées sur les courbes de Alvarez et al. figure 84 avec un accroissement à mesure que U_t augmente, qui s'atténue pour $U_t > 8 \times 10^{-5}\ m.s^{-1}$.

8.4 Discussion

Dans la section précédente le modèle de mousse composé des sous-fonctions F_{dry} et F_{shear}, accompagné de la méthode d'estimation des paramètres, a su démontrer son adaptabilité à différents cas de figure. Bien que le nombre de paramètres soit relativement élevé ce modèle permet la capture de l'ensemble des comportements relatifs à la variation de U_t, en relation avec le formalisme développé par Alvarez et al. [3]. Le nombre de paramètres est élevé car il s'agit ici d'un calage de la totalité des quality scans avec U_t variable. De plus, il est fait état dans la partie 3.2.2 de la double utilisation de la sous-fonction F_{shear} avec dans un premier temps la capture de la courbure du régime de basse qualité [13] et dans un second temps la variation de ∇P^* en fonction de U_t [113]. Le modèle présenté dans ce manuscrit permet de rassembler ces deux pratiques en améliorant grandement la précision des résultats. En effet, F_{shear} permet la capture de la courbure en basse qualité tandis que l'utilisation du couple (f_g^*, ∇P^*) permet de traquer efficacement le point de transition.

L'utilisation d'une loi de type Ostwald de-Waele comme nouvelle expression pour la sous-fonction F_{shear} apporte un sens physique dans l'interprétation des comportements rhéologiques de la mousse en milieu poreux. Cependant, cela rentre en contradiction avec le formalisme de base des sous-fonctions F_i dans la littérature avec un F_{shear} qui est supérieur à 1 dans notre cas. Cette particularité reste acceptable car dans les faits, un lien existe entre la fonction F_{shear} et le paramètre $fmmob$ de FM, bien supérieur à 1. Dans les travaux de Boeije et al. [13], le paramètre $fmmob$ est augmenté artificiellement afin de respecter le critère $F_i \leq 1$ sur la fonction F_{shear} comme présenté figure 87.

En effet lors de la phase d'estimation des paramètres de F_{shear}, les auteurs procèdent à l'ajustement de $fmmob$, qui est augmenté. L'effet de cette augmentation est représenté figure 87 par la différence entre les courbes bleue et verte. L'augmentation de $fmmob$ fait que le modèle, sans intervention de F_{shear}, surévalue la réponse en pression et diminue fortement la transition à la qualité f_g^*. La fonction F_{shear} est alors utilisée pour rabattre la courbe du modèle vers les points expérimentaux, en conservant l'inégalité $F_{shear} \leq 1$. En l'essence, la courbe du modèle avec F_{dry} seule, en bleue figure 87 est en dessous des points expérimentaux représentés par des croix rouges. L'utilisation d'une fonction $F_{shear} \leq 1$ est donc, dans l'état, in-envisageable car aurait tendance à abaisser encore d'avantage la réponse en pression du modèle.

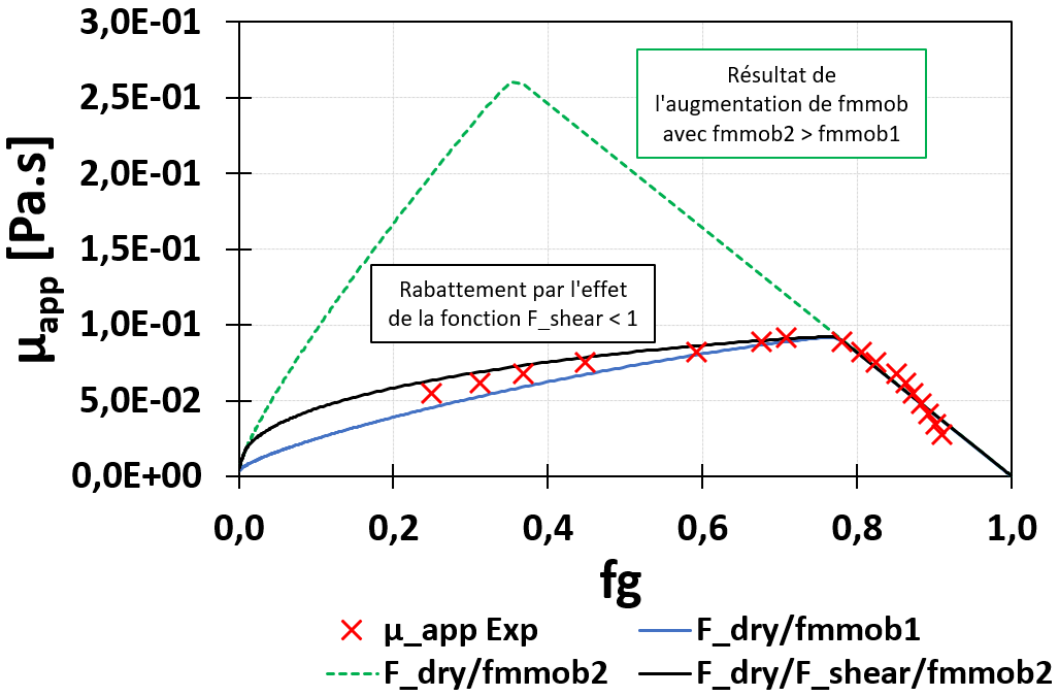

FIGURE 87 – Illustration de l'effet de l'augmentation de $fmmob$ pour respecter le critère $F_{shear} \leq 1$ tiré des travaux de Boeije et al. [13]. La courbe bleue représente l'utilisation de la sous-fonction F_{dry} seule avec $fmmob_1$, la courbe verte l'utilisation de la fonction F_{dry} seule avec $fmmob_2 > fmmob_1$ et la courbe noire l'utilisation des sous-fonctions F_{dry} et F_{shear} avec $fmmob_2$.

Lors de nos expériences, une baisse de la qualité à la transition f_g^* lorsque U_t augmente est observée et ne correspond pas à ce qui a pu être observé dans la littérature où on retrouve la tendance inverse [3, 88]. En effet il semble que la vitesse superficielle totale ait en effet délétère sur la force de la mousse avec une mousse qui s'effondre pour une qualité de plus en plus faible. Certains auteurs [53, 109, 50] ont montré ou on avancé le fait que la pression capillaire limite était une fonction décroissante de U_t. Dans leur travaux, Khatib et al. [53] montrent une baisse de la pression capillaire limite P_c^* à mesure que la vitesse du gaz augmente, pour des perméabilités très proches des essais présentés partie 4.5 de ce manuscrit. Un recul de P_c^* peut alors expliquer cette baisse de f_g^* avec l'augmentation de U_t. Dans le cas des expériences de Alvarez et al. et Osterloh et Jante [3, 88] avec des perméabilités plus basses, il se peut que le couplage entre vitesse superficielle et pression capillaire limite soit différent dans la gamme des vitesses testées.

Dans l'ensemble, les expériences présentées ont démontré la nécessité de prendre en compte les effets de la variation de la vitesse superficielle totale U_t. De fait la mousse est toujours injectée au sein d'un puits, entraînant une rapide décroissance de U_t selon la distance au point d'injection. D'après les données recueillies la plus grande variation de réponse en pression avec U_t

est obtenue lors des expériences présentées dans ce manuscrit. Pour rappel, les trois expériences traitées ont toutes recourt à la pré-génération avant injection dans les colonnes. Cela suggère que selon le type de tensioactif utilisé et les caractéristiques du milieu poreux traité le rayon d'action de la mousse puisse varier de façon non négligeable. Dans leurs travaux Lee et al. [64] ont montré que la réduction de mobilité générée par la présence de mousse était dépendante de la perméabilité du milieu. Afin d'analyser cet effet, les variations de la mobilité totale pour les différentes expériences sont illustrées sur la figure 88.

Afin de comprendre l'origine des variations de la mobilité totale, les équations des mobilités des phases doivent être détaillées. En effet, bien que la mousse soit composée de deux phases (liquide et gaz), le modèle proposé, comme le modèle original STARS, reproduit le comportement de la mousse en régime permanent uniquement en modifiant l'équation de la phase gazeuse. Soit le système de 2 équations suivant utilisant l'approche de Darcy généralisée :

$$\begin{cases} U_g = U_t f_g = -\lambda_{rg}^f k \nabla P \\ U_w = U_t(1 - f_g) = -\lambda_{rw} k \nabla P \end{cases} \tag{83}$$

Avec U_g et U_w les vitesses superficielles du gaz et du liquide et $\lambda_{rg}^f = \frac{k_{rg} FM}{\mu_g}$ et $\lambda_{rw} = \frac{k_{rw}}{\mu_g}$ leurs mobilités, respectivement. La vitesse totale est donnée par la relation suivante :

$$U_t = -(\lambda_g^f + \lambda_w) k \nabla P \tag{84}$$

Il ressort de l'équation 84 que les deux mobilités λ_{rw} et λ_{rg}^f sont impliquées pour exprimer ∇P selon U_t en présence de mousse. On rappelle ici que F_{dry} est égal à l'unité ou en est proche dans le régime de basse qualité, donc FM est seulement influencé par la sous-fonction F_{shear}. La figure 88 a) montre que l'augmentation de la qualité de la mousse dans le régime de basse qualité réduit la mobilité totale λ_t. Deuxièmement, il semble que la mobilité totale soit influencée par U_t pour toutes les qualités de mousse dans les expériences d'Alvarez et al., c'est-à-dire à de faibles vitesses et perméabilités comme dans les réservoirs profonds. Pour les expériences d'Osterloh et Jante, cet effet n'existe que pour les mousses de très faible qualité qui ne sont pas censées être utilisées lors une injection sur le terrain en raison de la consommation de liquide. Curieusement, les expériences présentées dans ce manuscrit démontrent un comportement opposé avec une diminution de la mobilité totale lorsque U_t augmente.

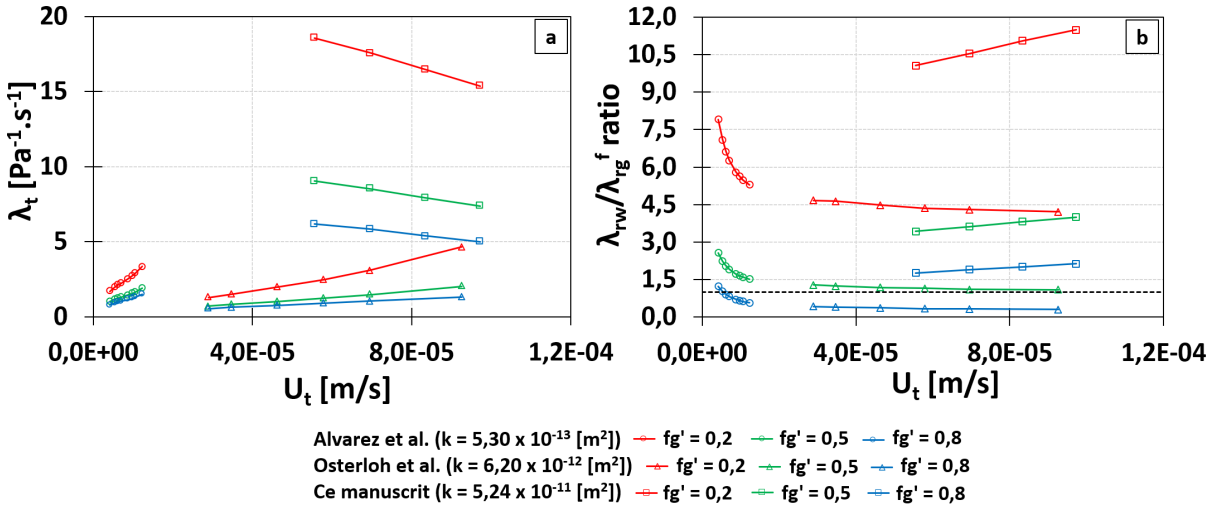

FIGURE 88 – (a) Mobilité totale λ_t en fonction de U_t et (b) ratio des mobilités $\lambda_{rw}/\lambda_{rg}^f$ en fonction de U_t pour les expériences traitées dans cette partie et en basse qualité. Trois valeurs de f_g' ont été utilisées pour ces tracés et la ligne pointillées représente la valeur caractéristique du ratio $\lambda_{rw}/\lambda_{rg}^f = 1$.

Le rôle des mobilités de chaque phase est illustré dans la figure 88 b) présentant le rapport des mobilités de l'eau et du gaz. Encore une fois, les expériences d'Alvarez et al. montrent un comportement différent, avec un rapport diminuant rapidement avec la vitesse, alors que les autres expériences montrent des dépendances à U_t plus ténues. De plus, pour presque toutes les expériences, le rapport est supérieur à 1, ce qui montre que le rôle de l'eau dans la mobilité totale est le plus important pour $f_g < f_g^*$. Ainsi, dans ce régime, la mobilité liée au comportement de l'eau ne dépend pas de la vitesse totale.

On présente figure 89 a) et b) des tracés similaires utilisant le point de transition et le point $S_w = fmdry$ pour avoir une vue sur le régime de haute qualité. Même si le régime de haute qualité n'est pas aussi détaillé que le régime de basse qualité, l'ajustement dans cette zone est toujours bon. La figure 89 a) montre une augmentation de λ_t de S_w^* à $fmdry$ comme prévu. Nos résultats expérimentaux montrent une diminution de la mobilité totale avec U_t alors que les deux autres de la littérature présentent une augmentation. Nous pouvons remarquer ici que cette augmentation est plus prononcée pour les expériences d'Alvarez et al. qui ont la plus faible perméabilité. Les rapports de mobilité (figure 89b) sont constants en fonction de U_t dans nos expériences et diminuent avec f_g dans le régime de haute qualité pour les autres expériences.

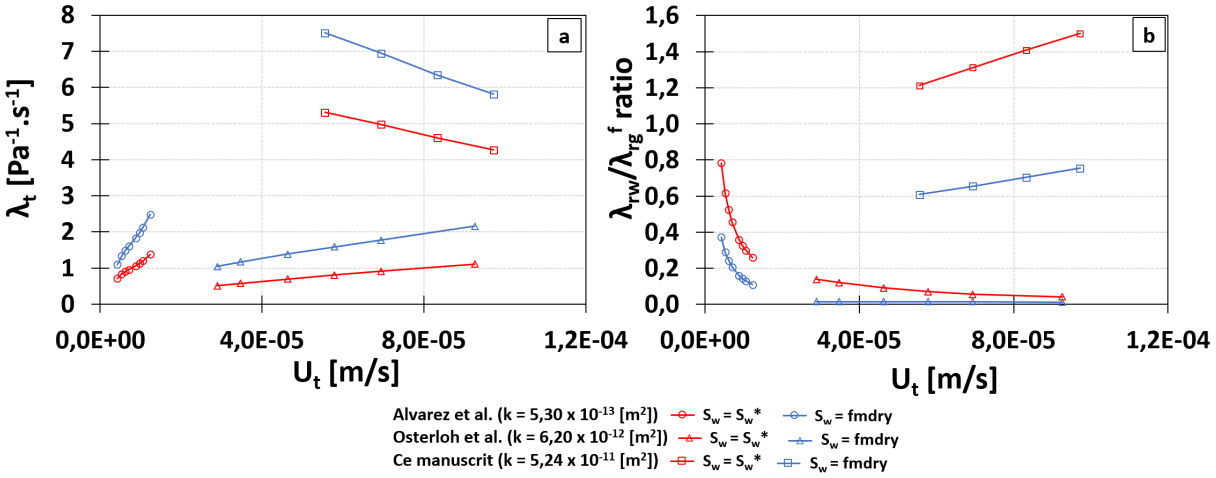

FIGURE 89 – (a) Mobilité totale λ_t en fonction de U_t et (b) ratio des mobilités $\lambda_{rw}/\lambda_{rg}^f$ en fonction de U_t pour les expériences traitées dans cette partie et en haute qualité. Les tracés sont réalisés pour $S_w = S_w^*$ et $S_w^= fmdry$ et la ligne pointillées représente la valeur caractéristique du ratio $\lambda_{rw}/\lambda_{rg}^f = 1$.

En résumé, nous avons proposé une approche pour obtenir les paramètres d'un modèle de mousse de type STARS modifié dans un contexte de remédiation environnementale in situ avec un effet radial. Le modèle modifié présenté ici prend en considération à la fois le rôle de la qualité de la mousse et de U_t sur le comportement de la mousse en utilisant une loi dérivée de la loi d'Ostwald de-Waele comme sous-fonction de F_{shear}. Cette nouvelle approche, appliquée à différentes valeurs de U_t et de qualité, démontre sa capacité à reproduire les comportements de la mousse. Au lieu d'utiliser un seul point pour faire la dépendance de U_t (souvent celui de f_g^*) comme montré dans la littérature, nous avons proposé ici de couvrir tout le régime de basse qualité de chaque balayage de qualité pour améliorer le modèle. Ce modèle fournit un balayage précis de tous les cas étudiés dans cet article en suivant chaque forme $\nabla P = f(f_g)$ dans les deux régimes de qualité. De plus, un processus semi-automatique a été mis en place pour estimer les paramètres des fonctions U_t en utilisant les données expérimentales de cas multiples et différents. Afin d'obtenir un ajustement précis, une certaine quantité de données est nécessaire, en particulier dans le régime de faible qualité, pour capturer précisément le comportement de la mousse. Nous avons également montré que la même formulation mathématique des relations entre les paramètres du modèle et U_t peut être utilisée pour chaque ensemble expérimental quel que soit le cas étudié, en modifiant uniquement les valeurs des sous-paramètres. Les valeurs des sous-paramètres semblent dépendre à la fois du milieu et du tensioactif, sans qu'il y ait pour l'instant de relation simple avec ces facteurs.

9 Rôle de la compressibilité de la phase gazeuse

9.1 Contexte

Dans les parties précédentes il a de nombreuses fois été question de la compressibilité de la phase gazeuse, notamment lors des expérimentations en colonnes 1D avec l'utilisation d'un débitmètre gaz massique mais aussi lors de l'interprétation des injections en pilote 2D avec une diminution de la qualité de la mousse selon la distance au point d'injection. Pour rappel, les modèles de type LE proviennent d'applications EOR et il est apparu que la compressibilité de la phase gazeuse était systématiquement négligée dans la littérature sur le sujet. Lors des différentes expérimentations et du développement du modèle de mousse dépendant de U_t précédemment présenté, de rapides calculs, basés sur la loi des gaz parfait, ont montré des variations significatives du volume de la phase gazeuse. Ces variations sont d'autant plus prononcées lorsque la pression minimale de travail, sur l'ensemble du système, est faible. En effet, cela concerne directement toutes les applications ISER utilisant une phase gazeuse. Comme présenté par Maire et al. [73, 74], l'injection de mousse en milieu peu profond requiert une pression de travail contrôlée qui doit être limitée en fonction de la profondeur traitée pour éviter la fracturation du sol. L'ordre de grandeur retenu est de quelques *bar* lors d'applications ISER.

La majeure partie des données disponibles dans la littérature sur l'injection de mousse en colonnes 1D se limitent à des mesures aux extrémités de la colonne. Pour les courbes $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ en régime permanent appliquées aux modèles de type LE, le gradient de pression ∇P est obtenu à partir des mesures de la pression P à l'entrée et à la sortie de la colonne (ou d'une section de colonne) et les vitesses des phases sont mesurées à l'entrée de la colonne [70, 79, 18, 27] ou moyennées sur toute la colonne (ou une section de colonne) [3, 88]. Dans la plupart de ces travaux appliqués à l'ingénierie des réservoirs, les conditions de pression et de température du réservoir sont imposées avec des contre-pressions élevées à la sortie de la colonne (environ 100 *bar* et plus de 100 $°C$). Seules les expériences de Ma et al. [70] sont menées sous une faible contre-pression et à température ambiante (2 *bar* et ouvert à l'atmosphère). Certains auteurs [90, 70, 88] suggèrent que la vitesse superficielle du gaz U_g augmente le long de la colonne en raison de la compressibilité du gaz, mais cela n'est pas utilisé dans l'interprétation des expériences.

En effet, en mesurant uniquement la pression aux extrémités de la colonne (ou d'une section de colonne) par rapport à la vitesse superficielle

totale des phases U_t et de la qualité de la mousse f_g injectées, la compressibilité de la phase gazeuse ne peut pas être étudiée. Selon la littérature, lorsque l'état d'équilibre est atteint, le flux massique de chaque phase et la vitesse superficielle du liquide sont constantes le long de la colonne [88]. En utilisant la loi des gaz parfaits pour deux densités de flux de masse et deux températures différentes, les courbes de vitesse superficielle du gaz en fonction de la pression absolue sont représentées sur la figure 90. Cette figure montre que les variations de la vitesse superficielle du gaz U_g sont plus prononcées pour les petites pression de sortie, alors que les conditions de pression du réservoir autour de 100 *bar* sont moins impactées, en valeur absolue. Par définition, dans une injection de mousse 1D en régime permanent, la valeur maximale atteignable de U_g est contrôlée par la contre-pression à la sortie de la colonne et la densité du flux de masse de gaz $D_{m,g}$. Ainsi, dans la plupart des cas EOR, qui reposent sur une contre-pression élevée, seules les vitesses superficielles des phases à l'entrée de la colonne et le gradient de pression le long de cette dernière peuvent être pris en compte pour construire des courbes de mousse $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ (*i.e* phase gazeuse incompressible).

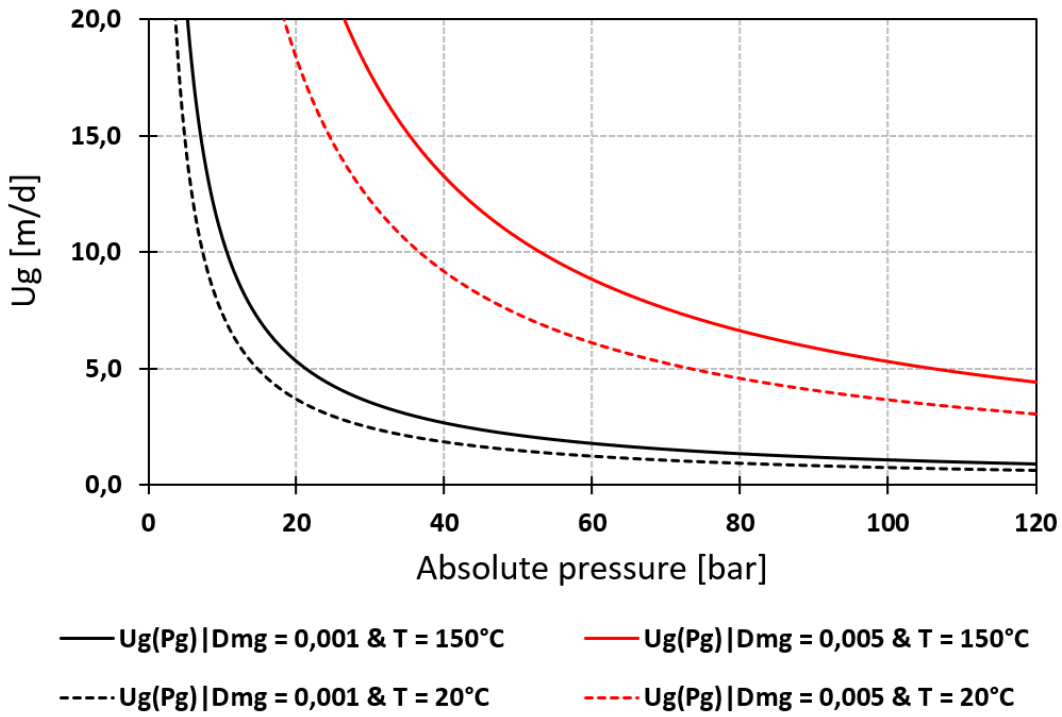

FIGURE 90 – Vitesse superficielle du gaz U_g en fonction de la pression absolue. Les deux densités de flux massiques $D_{m,g}$ en $kg.m^{-2}.s^{-1}$ et les deux températures correspondent à des valeurs couramment rencontrées dans la littérature.

Néanmoins, les expériences ISER menées dans des sols peu profonds impliquent des pressions de travail inférieures [73] et donc de grandes variations de U_g. Dans leurs expériences en régime permanent, Ma et al. [70] supposent une phase gazeuse incompressible malgré leur faible pression de

travail. Ils insistent sur le fait que prendre la qualité moyenne de la mousse (centre de la colonne) au lieu de la qualité injectée rend la qualité de transition de la mousse f_g^* plus élevée. Plus les variations de U_g sont prononcées le long de la colonne, plus ce déplacement sera significatif, conduisant à des divergences entre les valeurs réelles et moyennes.

Lors de notre étude sur les effets de compressibilité, nous avons eu accès aux travaux de Du et al. [28] sur un modèle de type PB utilisant un solveur compressible. Les auteurs ont utilisé une méthode IMPES (Implicit Pressure and Explicit Saturation) appliquée à la phase liquide avec comme variables la saturation du liquide S_w, la pression du liquide P_w et la densité de bulles n. De plus, le travail de Horgue et al. [49] nous a encouragé à construire notre propre solveur compressible avec un modèle de mousse de type LE intégré sur OpenFoam, un simulateur open-source. La nature séquentielle d'OpenFoam correspond bien aux méthodes IMPES et a permis de résoudre le problème en utilisant 2 variables, la saturation du liquide S_w et la pression du gaz P_g. Dans ce travail, nous présentons des interprétations de données provenant des travaux de Osterloh et Jante [88] avec une phase gazeuse compressible en utilisant leurs pertes de pression enregistrées le long de la colonne 1D pendant les expériences d'injection de mousse en régime permanent. En travaillant à l'échelle de Darcy, nous avons suivi les comportements de plusieurs variables le long de la colonne et développé une approche semi-analytique basée sur les données expérimentales. Ce modèle semi-analytique est utilisé pour ajuster les paramètres d'un modèle simple de mousse LE en utilisant la sous-fonction F_{dry} seule. Ensuite, l'interprétation des données expérimentales et son impact sur les paramètres du modèle de mousse LE dans un contexte compressible sont discutés. Les courbes $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$, caractéristiques des modèles de mousse de type LE utilisant des solveurs incompressibles et compressibles ont été tracées pour mettre en évidence les différences observées.

9.2 Méthodes et modèles

9.2.1 Interprétation compressible d'une injection en colonne

En réalité, la réponse en pression lors d'une injection de mousse en colonne 1D est le résultat de la superposition de diverses valeurs de f_g et U_t provenant des variations de U_g le long de la colonne. La seule façon d'obtenir les variations de U_g à partir des données expérimentales est d'obtenir la courbe de pression exacte le long de la colonne. Certaines expériences ont été menées avec des piquages le long de cette dernière pour enregistrer la pression à différentes positions [88, 3]. Dans ces expériences, la perte de pression dans chaque section de la colonne a été enregistrée et la vitesse superficielle moyenne du gaz a ensuite été calculée en leur centre en utilisant la loi des gaz parfaits. La pression utilisée a été interpolée en considérant un profil linéaire dans chaque section.

Ici, les résultats expérimentaux des injections de mousse réalisées par Osterloh et Jante [88] ont été interprétés pour reconstruire certaines de leurs courbes expérimentales. A notre connaissance, ce travail est le seul à fournir suffisamment de données pour permettre une reconstruction précise des courbes expérimentales de pression le long de la colonne. Une de leurs figures présente la perte de pression enregistrée en fonction de la vitesse superficielle moyenne du gaz pour une section donnée de leur colonne. Plusieurs courbes sont données et chaque expérience tracée correspond à une vitesse superficielle du liquide fixe U_w.

En premier lieu, les données expérimentales ont été reconstruites en utilisant les points expérimentaux d'Osterloh et Jante pour chaque section de colonne. Ensuite, pour une expérience donnée, cinq valeurs de pression (aux limites de chaque section) ont été déduites en utilisant la contre-pression en sortie et les 4 pertes de pression enregistrées. Les vitesses superficielles du gaz au centre des sections ont été utilisées pour déterminer les valeurs expérimentales de U_t et f_g, connaissant la vitesse superficielle du liquide U_w. La saturation en liquide S_w dans chaque section a ensuite été calculée en utilisant la loi de Darcy appliquée à la phase liquide et la perméabilité relative de Brooks et Corey donnée ci-après :

$$S_w = S_{w,irr} + (1 - S_{w,irr} - S_{g,irr}) \left(\frac{U_w \mu_w}{k k_{rw}^0 \nabla P} \right)^{1/n_w} \tag{85}$$

avec k_{rw}^0 la perméabilité relative liquide maximale atteignable (pour $S_w = 1 - S_{g,irr}$) et n_w l'exposant de l'expression de Brooks et Corey pour la phase liquide. Le gradient de pression dans chaque section a été calculé

en utilisant les valeurs de pression déduites aux limites de chaque section. On note ici, d'après l'équation 85, que la saturation du liquide S_w est uniquement fonction du gradient de pression lorsque la valeur de U_w est fixée, ce qui est le cas pour une expérience donnée en régime permanent. La densité du flux massique de gaz expérimental $D_{m,g}$ a été calculée à l'aide de l'équation suivante.

$$D_{m,g} = P_g \beta U_g \tag{86}$$

avec $\beta = M_{mol,g}/RT_g$, $M_{mol,g}$ la masse molaire du gaz en $kg.mol^{-1}$, R la constante des gaz parfaits en $kg.m^2.s^{-2}.K^{-1}.mol^{-1}$ et T_g la température du gaz en K. Le $D_{m,g}$ a été calculé dans les 4 sections centrales et les valeurs sont comparées pour s'assurer que le régime permanent a été atteint mais aussi pour vérifier la cohérence des données calculées. Comme indiqué ci-dessus, lorsque l'état d'équilibre est atteint, la valeur de $D_{m,g}$ doit être constante le long de la colonne. Les pressions au centre des sections ont été interpolées linéairement en utilisant les valeurs de pression aux limites des sections, le protocole inverse de celui d'Osterloh et Jante. L'erreur entre la valeur moyenne de $D_{m,g}$ sur les 4 sections et la valeur de $D_{m,g}$ sur chaque section est d'environ 1% pour toutes les expériences testées.

D'autre part, les valeurs expérimentales de pression relevées le long de la colonne sont tracées sur un graphe $P = f(X_{col})$ et sont approximées à l'aide d'une fonction quadratique. Le choix d'une fonction polynomiale quadratique au lieu d'une interpolation linéaire est discuté plus loin avec les interprétations de la figure 95. La colonne a été divisée en 61 cellules de 1 cm chacune pour correspondre à la longueur expérimentale de 61 cm. Sur la base de la moyenne de $D_{m,g}$, de la fonction quadratique de la pression et des équations 86 et 85, des valeurs semi-analytiques de U_g, U_t, f_g, ∇P et S_w sont calculées au centre de chaque cellule. Les valeurs des perméabilités relatives liquide et gazeuse ont également été calculées le long de la colonne et le comportement de la mousse y a été introduit. L'expression semi-analytique de FM déduite de la loi de Darcy appliquée à la phase gazeuse, en utilisant ∇P, est donnée ci-après.

$$FM = \frac{U_g \mu_g}{k k_{rg} \nabla P} \tag{87}$$

Ensuite, en utilisant l'expression de F_{dry} équation 51, les paramètres de FM ($fmmob$, $fmdry$ et $epdry$) valables pour l'ensemble de la colonne ont été déterminés par la méthode des moindres carrés (SLSQP) en utilisant les valeurs calculées de FM et S_w. Les paramètres d'entrée sont donnés dans le tableau 9.

TABLE 9 – Tableau des paramètres d'entrées utilisés pour le cas appliqué. Les données sont fournies par Osterloh et Jante et Boeije et al. [88, 13].

Φ	0.35	μ_w $[Pa.s]$	1.82×10^{-4}
L_{core} $[m]$	0.61	μ_g $[Pa.s]$	1.60×10^{-5}
r_{core} $[m]$	0.019	$S_{w,irr}/S_{g,irr}$	0.05
k $[m^2]$	6.20×10^{-12}	k^0_{rw}	0.789
T $[K]$	423.15	k^0_{rg}	1
$M_{mol,g}$ $[kg.mol^{-1}]$	2.801×10^{-2}	n_w	2.72
R $[kg.m^2.s^{-2}.K^{-1}.mol^{-1}]$	8.314	n_g	2.29

9.2.2 Méthode IMPES : cas incompressible

Comme le modèle de mousse STARS, les écoulements multiphasiques à l'échelle macroscopique sont généralement modélisés avec un modèle de Darcy généralisé [71]. Une boîte à outils open source pour la modélisation d'écoulements multiphasiques incompressibles dans les milieux poreux développée par Horgue et al. [49] a été employée et adaptée pour reproduire les injections de mousse 1-D. Basée sur OpenFoam, une plateforme CFD open source, cette boîte à outils fournit un solveur utilisant la méthode IMPES (IMplicit Pressure, Explicit Saturation) [80, 20]. Comme présenté dans leur article, les équations de conservation de la masse pour les deux phases sont résolues en utilisant l'expression de Darcy généralisée de l'écoulement biphasique sur les vitesses de phase.

$$\begin{cases} U_g = -\frac{kk_{rg}}{\mu_g}\left(\nabla P_g - \rho_g g\right) \\ U_w = -\frac{kk_{rw}}{\mu_w}\left(\nabla P_w - \rho_w g\right) \end{cases} \tag{88}$$

où les indices "g" et "w" représentent respectivement la phase gazeuse et la phase liquide. k est la perméabilité intrinsèque du milieu poreux en m^2, k_{ri} la perméabilité relative sans dimension de la phase i, μ_i sa viscosité dynamique en $Pa.s$, ∇P_i son gradient de pression en $Pa.m^{-1}$, ρ_i sa densité en $kg.m^{-3}$, U_i sa vitesse superficielle en $m.s^{-1}$ et g l'accélération gravitationnelle en $m.s^{-2}$.

Horgue et al. [49] ont obtenu un système de deux équations avec deux inconnues, la saturation en eau S_w et la pression de la phase gazeuse P_g. L'équation de saturation est donnée ci-après, sans les termes sources :

$$\Phi\frac{\partial S_w}{\partial t} + \nabla\cdot\left(-M_b(\nabla P_g - \frac{\partial P_c}{\partial S_w}\nabla S_w - \rho_w g)\right) = 0 \tag{89}$$

et l'équation de pression sous la forme d'une équation de Poisson :

$$\nabla\cdot((M_g + M_w)\nabla P_g) = -\nabla\cdot\left((\rho_g M_g + \rho_w M_w)g - M_w\frac{\partial P_c}{\partial S_w}\nabla S_w\right) \tag{90}$$

où M_i correspond à la mobilité de la phase définie comme $M_i = kk_{ri}/\mu_i$, Φ la porosité et P_c la pression capillaire, fonction de la saturation en eau S_w avec $P_c(S_w) = P_g - P_w$. Ces équations ont été obtenues en considérant la phase liquide et la phase gazeuse comme des phases incompressibles.

De plus, Horgue et al. [49] ont développé un moyen de surmonter la limitation de la condition limite de pression du gaz en proposant une condition limite spécifique. En effet, les variables S_w et P_g sont rarement imposées

en entrée de colonne lors des expérimentations avec dans la grande majorité des cas des débits, et donc des vitesses superficielles imposées. Cette condition limite de type Neumann nommée darcyGradPressure, exprimée à l'entrée de la colonne dans notre cas, permet d'imposer à la fois les vitesses du gaz et du liquide sur la surface désirée, générant une condition sur le débit de chacune des phases. La concentration, le transport et l'adsorption du tensioactif ne sont pas simulés ici.

9.2.3 Méthode IMPES : cas compressible

Sur la base de la méthode IMPES incompressible présentée dans la section ci-dessus, les équations de conservation de la masse ont été exprimées afin de considérer une phase gazeuse compressible suivant la loi des gaz parfaits. La pression capillaire et la contribution de la gravité sont également prises en compte dans ce processus. Le système de deux équations résultant est donné ci-dessous :

$$\rho_w \Phi \frac{\partial S_w}{\partial t} + \rho_w \nabla \cdot (-M_w(\nabla P_g - \nabla P_c - \rho_w g)) = 0 \tag{91}$$

$$\beta \Phi \frac{\partial (P_g S_g)}{\partial t} + \nabla \cdot (-P_g \beta M_g(\nabla P_g - P_g \beta g)) = 0 \tag{92}$$

L'égalité $1 = S_w + S_g$ est utilisée pour exprimer l'équation 92 comme suit :

$$\beta \Phi (1 - S_w) \frac{\partial P_g}{\partial t} - \beta P_g \Phi \frac{\partial S_w}{\partial t} + \nabla \cdot (-P_g \beta M_g(\nabla P_g - \beta P_g g)) = 0$$

Puis, en utilisant l'équation 91, l'expression 92 devient :

$$\begin{aligned} \beta \Phi (1 - S_w) \frac{\partial P_g}{\partial t} + \beta P_g \nabla \cdot (-M_w(\nabla P_g - \nabla P_c - \rho_w g)) \\ + \nabla \cdot (-P_g \beta M_g(\nabla P_g - \beta P_g g)) = 0 \end{aligned} \tag{93}$$

La boite à outils de Horgue et al. [49] a été modifié et l'équation de saturation 91 et l'équation de pression de gaz 93 ont été implémentées, résultant en un nouveau solveur compressible. Le principe de flux des phases [49] a été conservé et le flux massique ou le flux volumique peuvent être utilisés pour imposer leur densité de flux en entrée de colonne. Les équations 94 et 95 décrivent le lien entre le flux/débit total imposé à l'entrée et la densité de flux totale résultante pour les deux phases.

$$q_m = (\rho_w \overline{U_w} + \rho_g \overline{U_g}) \cdot \overline{S_f} \tag{94}$$

$$Q_v = (\overline{U_w} + \overline{U_g}) \cdot \overline{S_f} \tag{95}$$

avec q_m le flux massique total, Q_v le flux volumique total et $\overline{S_f}$ la surface orientée de la face de la cellule. Le terme $\overline{U_i}$ correspond à la densité de flux volumique de la phase i en $m.s^{-1}$ et $\rho_i\overline{U_i}$ à la densité de flux massique de la phase i en $kg.m^{-2}.s^{-1}$ avec $\rho_g = P_g\beta$ pour la phase gazeuse.

9.2.4 Mise en place sur OpenFoam

Présentation et concept

OpenFoam (Open Field Operation and Manipulation) est une boîte à outil de simulation multiphysique orientée vers la résolution des équations de la mécanique des fluides. Écrit en langage $C++$, le code de calcul résout les équations aux dérivées partielles par la méthode des volumes finis. Le code est sous licence libre et open-source ce qui en fait un candidat de choix pour des activités de recherche. Les applications sont multiples et le concept de bibliothèque logiciel accompagné de différents programmes permet de simplifier les manipulations, la construction de cas d'études et leur post-traitement. On distingue trois types de programme avec le pre-processing, le solving et le post-processing. La figure 91 présente le schéma simplifié de la structure d'OpenFoam.

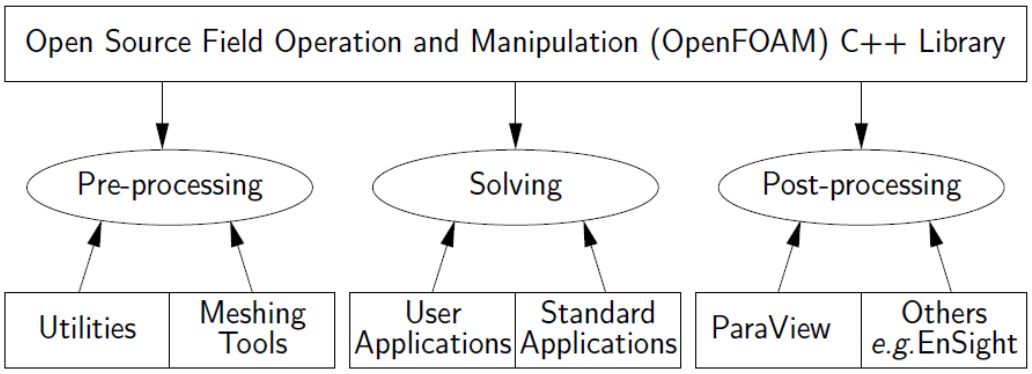

FIGURE 91 – Schéma simplifié de la structure de base d'OpenFoam. Ce schéma est tiré du User Guide disponible sur le site openfoam.com.

La partie pre-processing correspond à la définition des géométries du cas d'étude avec ses conditions aux limites. Différents programmes permettent de définir ces géométries et de réaliser leur maillage (*blockMesh, snappyHexMesh*) avec la possibilité d'importer différentes géométries sous différents formats et de les convertir. Les différentes variables du problème y sont par ailleurs initialisées dans le domaine et aux différentes frontières. Par défaut, OpenFoam prend en compte les géométries en 3D et résout donc les équations aux dérivées partielles selon les 3 directions. Les géométries doivent alors toujours être définies en 3 dimensions mais il est possible lors du maillage de choisir les directions calculées ou non pour obtenir des

résolutions 2D ou 1D.

La partie solver correspond à la résolution des équations aux dérivées partielles. Les différentes variables du problème sont y sont définies et les équations du problème posées selon un formalisme proche de l'écriture mathématique utilisant les opérateurs divergence, rotationnel, laplacien et gradient. Un grand nombre de solvers "clé en main" sont proposés dans les versions téléchargeable et certains, plus spécifiques, sont partagés par la communauté. Un exemple de transcription d'une écriture mathématique vers une écriture au format OpenFoam est présenté plus bas dans cette partie avec le solver Darcy biphasique compressible. C'est dans cette partie que l'on définit les variables retournées ou non par le programme lorsqu'une étape de calcul est terminée (pas de temps). Il est ainsi possible de définir de nouvelles variables, calculées à partir des variables du problème non utilisées lors de la résolution mais qui sont d'intérêt pour des analyses post-traitement. Cela évite d'avoir à réaliser des manipulations sur les données après simulation et permet la visualisation directe des données en lien avec le logiciel de post-traitement paraView fourni avec OpenFoam.

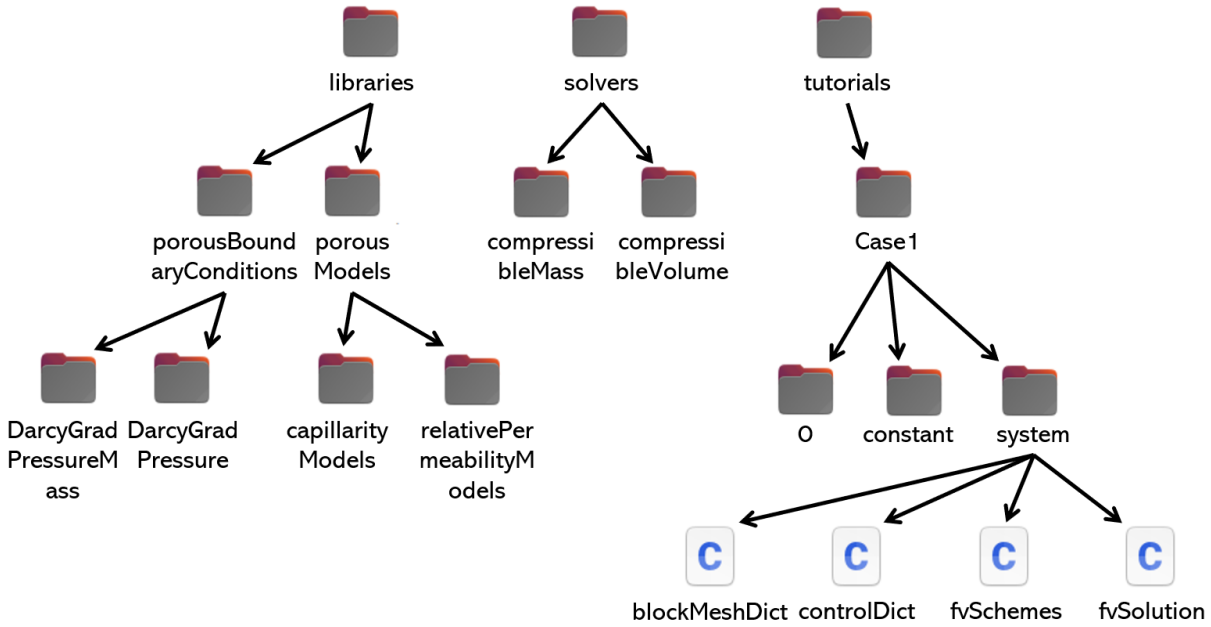

FIGURE 92 – Exemple d'organisation des dossiers et fichiers OpenFoam. L'exemple est tiré de la boîte à outils compressible mise en place dans ce manuscrit. Elle se base sur l'architecture de la boîte à outils développée par Horgue et al. [49].

La partie post-processing correspond au traitement des résultats des simulations. Il est possible de contrôler facilement le pas de temps auquel on souhaite faire une sauvegarde des données de simulation, lesquels sont sauvegardées dans un fichier propre qui porte leur nom. A chaque sauvegarde un dossier nommé selon le temps physique de calcul et comportant tous les fichiers des variables est crée et stocké. Comme expliqué à la fin

du paragraphe précédent, paraView, un logiciel libre de visualisation de données est fourni avec OpenFoam. Il permet l'affichage en 3D du domaine d'étude avec la possibilité de générer des animations basées sur le pas de temps des dossier sauvegardés. De nombreux outils de post-traitement sont proposés avec ce logiciel permettant de nombreuses manipulations.

La figure 92 présente les dossiers et fichiers de la boîte à outil compressible développée à partir des travaux de Horgue et al. [49]. Le premier dossier en haut à gauche de la figure et nommé "libraries" comporte les différents modèles de perméabilités relatives et de capillarité ainsi que les conditions limites spécifiques à cette boîte à outil. Le dossier "solvers" contient quant à lui les différents solvers. Ces dossier doivent être compilés dans le logiciel OpenFoam pour être utilisable, ils définissent alors ce que l'on nomme ici le coeur du code. Les simulations numériques sont effectuées dans le répertoire "tutorials" qui rassemble les différents cas d'étude. Le "Case1" est donné comme exemple sur la figure 92. C'est dans ce même dossier que sont stockés les différents résultats de simulation. Le dossier "0" correspond au fichier au temps initial, il contient les différentes variables du problème et leur conditions au limites qu'il faut définir. Le dossier "constant" contient les différentes constantes du problème qui sont injectées dans le modèle. Ce dossier étant facilement modifiable et accessible, on y place les constantes qui peuvent varier d'un cas d'étude à un autre. Pour finir le dossier "system" contient les information relatives au maillage, aux schémas de résolution numériques, aux types de solvers et au contrôle du pas de temps et d'écriture.

Mise en équation du cas compressible

On se concentre ici sur l'équation de pression du gaz car l'équation de saturation n'est pas affectée par la mise en place de la compressibilité de la phase gazeuse. L'équation 93 doit être reformulée selon les usages d'OpenFoam sur l'utilisation des opérateurs. Pour cela on sépare alors les différents opérateurs sous la forme d'une somme en utilisant la relation $laplacian(\Gamma, \phi) = \nabla \cdot \Gamma \nabla \phi$ donnée dans la documentation OpenFoam.

$$\begin{aligned} \beta\Phi(1-S_w)\frac{\partial P_g}{\partial t} \\ +\beta P_g \nabla \cdot (-M_w \nabla P_g) \\ +\nabla \cdot (-P_g \beta M_g \nabla P_g) \\ +\beta P_g \nabla \cdot (-\rho_w M_w g) \\ +\nabla \cdot (P_g^2 \beta^2 M_g g) \\ +\beta P_g \nabla \cdot M_w \nabla P_c = 0 \end{aligned} \tag{96}$$

Comme énoncé plus haut on souhaite garder de le même formalisme que celui employé par [49] sur l'expression des différents flux selon leur contribution. A la différence du modèle incompressible ils s'agit ici de flux massiques. On a :

$$\begin{aligned} \phi_P &= \beta P_{g,c\to f} \phi_{P_w} + \phi_{P_g} \\ \phi_{gr} &= \beta P_{g,c\to f} \phi_{gr,w} + \phi_{gr,g} \\ \phi_{P_c} &= \beta P_{g,c\to f} M_{w,c\to f} \left(\frac{\partial P_c}{\partial S_w} \nabla S_w \right) \cdot S_f \end{aligned} \tag{97}$$

avec respectivement,

$$\begin{aligned} \phi_{P_w} &= M_{w,c\to f} \overline{\nabla P_g} \cdot \overline{S_f} \\ \phi_{P_g} &= \beta P_{g,c\to f} M_{g,c\to f} \overline{\nabla P_g} \cdot \overline{S_f} \\ \phi_{gr,w} &= \rho_w M_{w,c\to f} \overline{g} \cdot \overline{S_f} \\ \phi_{gr,g} &= \beta^2 P_{g,c\to f}^2 M_{g,c\to f} \overline{g} \cdot \overline{S_f} \end{aligned}$$

Ce qui mène à l'écriture de l'équation de pression sous OpenFoam suivante :

$$\begin{aligned}
&\beta\Phi(1-S_w)fvm :: ddt(P_g)\\
+&P_g\beta fvm :: laplacian(-M_w, P_g)\\
+&fvm :: laplacian(-L_g, P_g)\\
+&P_g\beta fvc :: div(\phi_{gr,w})\\
+&fvc :: div(\phi_{gr,g})\\
+&P_g\beta fvc :: div(\phi_{P_c})
\end{aligned} \tag{98}$$

avec $L_g = P_g\beta M_g$, variable mise à jour à la fin de chaque pas de temps. Les trois premiers termes de l'équation 98, marqués par *fvm : :* sont résolus de manière implicite tandis que les trois derniers termes, marqués par *fvc : :* le sont de manière explicite. Il vient alors la question du terme $\phi_{gr,g} = \beta^2 P^2_{g,c\to f} M_{g,c\to f} g \cdot S_f$ comportant la variable P_g^2 qui est résolue de manière explicite. Il s'avère que la prise en compte de ce terme de manière implicite n'est pas aisée, même sous OpenFoam. Ainsi lors de la résolution de l'équation de pression, seule la valeur au temps t de ce terme quadratique est pris en compte ce qui peut avoir un effet sur les résultats obtenus. Il s'agit ici du terme correspondant à la composante gravitaire de la phase gazeuse, porté par le vecteur $\overline{g}$. La valeur de la pression étant portée au carré, on suppose qu'elle représente une composante importante des effets liés à la gravité. Il s'agit donc d'une piste d'amélioration du code présenté ci dessus. On note que l'emploi d'un solver pouvant gérer des matrices asymétriques est nécessaire pour résoudre l'équation de pression. Pour cela deux solvers peuvent être utilisés avec des résultats similaires, le PBiCG ou le GAMG.

Dans leur boîte à outils, les auteurs [49] fournissent une condition limite nommée *darcyGradPressure* qui est une condition de type Neumann sur le gradient de pression au gaz. On présente ici la même condition limite mais appliquée au cas compressible, qui nécessite de passer par une autre formulation. Pour cela on utilise les expressions de Darcy de chacune des phases 88 que l'on multiplie par leur masse volumique. En faisant la somme des deux équations ont obtient alors la relation suivante :

$$n \cdot \nabla P_g = n \cdot \left[\left(\frac{Dm_w}{2L_w} + \frac{Dm_g}{2L_g} \right) + \frac{\nabla P_c}{2} + \frac{\rho_w + \rho_g}{2} g \right] \tag{99}$$

avec n la normale à la face. Les densités de flux massiques Dm_w et Dm_g sont fixées lors de l'utilisation de cette condition limite. Les variables sont interpolées linéairement vers la face afin d'y calculer le gradient de pression gaz équivalent. Les variables $L_g = P_g\beta M_g$ et $\rho_g = P_g\beta$ sont mise à jour à la fin de chaque pas de temps.

9.3 Étude analytique

9.3.1 Interpolation des courbes expérimentales

Plusieurs expériences ont été étudiées à partir des graphiques d'Osterloh et Jante [88] mais les qualités de mousse injectées les plus faibles n'étaient pas disponibles en raison de la lisibilité des graphiques. L'expérience de qualité de mousse injectée la plus faible disponible est présentée dans ce manuscrit. Le résumé de la reconstruction des données expérimentales est donné dans le tableau 10. La procédure détaillée est donnée ci-dessus dans la partie Méthodes et modèles. ΔP_{exp} correspond à la perte de pression relevée sur une section de colonne et $U_{g,exp}$ à la vitesse superficielle expérimentale du gaz au centre de cette section. $P_{exp,face}$ est la pression à l'entrée de la section, à la position X_{face} dans la colonne et $P_{exp,face}$ à l'extrémité de la colonne est également considéré. P_{center} est la valeur de la pression au centre de la section, à la position X_{center} dans la colonne et a été interpolée linéairement en utilisant les valeurs de $P_{exp,face}$.

TABLE 10 – Tableau résumant la reconstruction des données expérimentales d'une injection d'Osterloh et Jante [88]. La valeur de U_w était de 1 $m.d^{-1}$ pour cette injection et à été considérée comme constante le long de la colonne.

Section n°	1	2	3	4	Core end
ΔP_{exp} $[bar]$	14.48	15.49	16.43	19.26	-
$U_{g,exp}$ $[m.d^{-1}]$	2.8	3.55	4.8	8.5	-
X_{face} $[m]$	0.0	0.1525	0.305	0.4575	0.61
$P_{exp,face}$ $[bar]$	79.11	64.64	49.15	32.72	13.47
X_{center} $[m]$	7.625×10^{-2}	2.288×10^{-1}	3.813×10^{-1}	5.338×10^{-1}	-
P_{center} $[bar]$	71.88	56.90	40.94	23.09	-
$D_{m,g}$ $[kg.m^{-2}.s^{-1}]$	1.899×10^{-3}	1.906×10^{-3}	1.854×10^{-3}	1.853×10^{-3}	-
	Valeur moyenne : 1.8781×10^{-3}				

Ensuite, la valeur de $D_{m,g}$ dans chaque section a été calculée à l'aide de l'équation 86 avec un écart type relevé $\sigma = 2,8551 \times 10^{-5}$ $kg.m^{-2}.s^{-1}$, ce qui est satisfaisant comparé à la valeur moyenne de 1.88×10^{-3} $kg.m^{-2}.s^{-1}$. Les valeurs de $P_{exp,face}$ tracées en fonction de X_{face} ont été approximées par une fonction polynomiale quadratique et présentées sur la figure 93. Le profil de pression n'est pas linéaire le long de la colonne et présente une forme bombée, centrée sur le centre de la colonne. Une interprétation linéaire des pressions d'entrée/sortie a été faite et correspond à la ligne continue noire. Une fonction linéaire pourrait fournir un bon ajustement de la pression des données expérimentales avec un $R^2 = 0.9969$ mais ne prend pas en compte la courbure définie par les relevés expérimentaux. De plus, cette courbure a des effets sur le calcul de S_w, ce qui est discuté plus en aval dans cette partie.

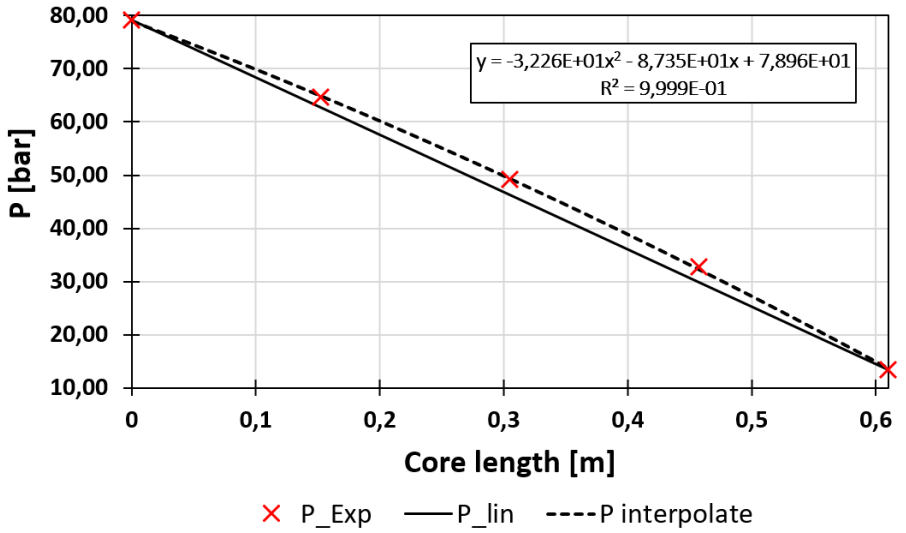

FIGURE 93 – Tracés de la pression en fonction de la position dans la colonne lors de l'expérience de Osterloh et Jante [88] traitée. La courbe de pression approximée par une loi quadratique est représentée par une courbe en pointillés noirs, accompagnée de sont équation. Les valeurs de pression expérimentales sont représentés par des croix rouges. Enfin, l'interprétation linéaire de la pression entre les deux extrémités de la colonne est représentée par une droite continue noire.

En utilisant la courbe de pression approximée selon une loi quadratique et la moyenne de $D_{m,g}$ du tableau 10, la variation de la vitesse superficielle du gaz le long de la colonne est interpolée et présentée figure 94.Les valeurs expérimentales de $U_{g,exp}$ aux positions X_{center} dans la colonne sont ajoutées pour confirmer la cohérence des données avec les courbes obtenues. Même si une contre-pression de 13.7 *bar* a été utilisée dans les expériences [88], la valeur de U_g est multipliée par plus de 5 entre l'entrée et la sortie de la colonne. La décompression du gaz est plus prononcée à l'extrémité de la colonne, suivant la forme caractéristique présentée figure 90.

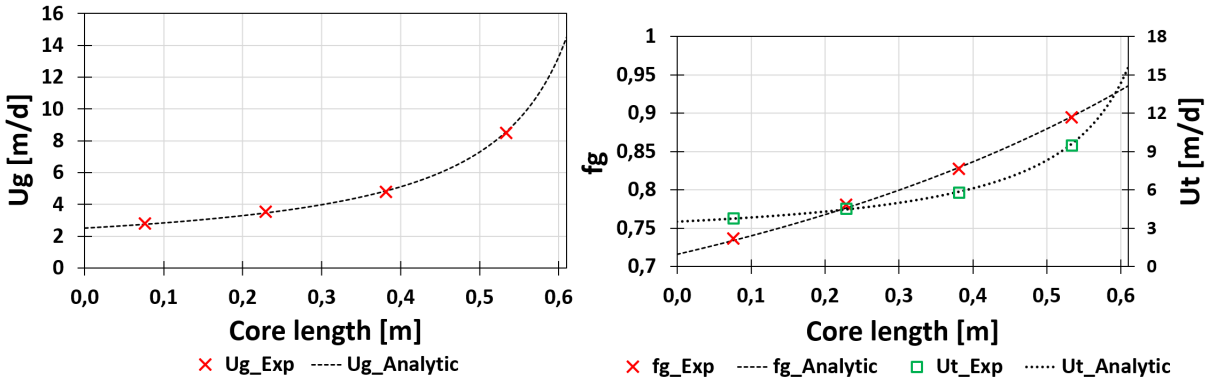

FIGURE 94 – Tracés de la vitesse superficielle du gaz U_g, vitesse superficielle totale U_t et qualité de mousse f_g en fonction de la position dans la colonne lors de l'expérience de Osterloh et Jante [88] traitée. Sur la gauche, Les valeurs semi-analytiques de U_g sont représentées par une courbe noire discontinue et les données expérimentales par des croix rouges. Sur la droite, les valeurs semi-analytiques et expérimentales de f_g sont représentées par une courbe noire discontinue noire et par des croix rouges, respectivement. Les valeurs semi-analytiques et expérimentales de U_t y sont représentées par une courbe noire en pointillés et par des carrés verts, respectivement.

La figure 94 montre l'augmentation de f_g et U_t le long de la colonne. Les données expérimentales au centre des sections correspondent aux courbes semi-analytiques, ce qui implique que les interpolations linéaires de la pression entre chaque section pourraient fonctionner dans ce cas. Néanmoins, ces courbes montrent que plusieurs prises de pression sont nécessaires pour capturer la forme de la courbe de pression et ensuite, d'être capable d'en déduire les variations semi-analytiques de U_g, U_t et f_g dans la colonne. De plus, ces variations (U_t, f_g) le long de la colonne mettent en évidence les problèmes de superposition des régimes de mousse et de vitesses superficielles totales lors d'une injection.

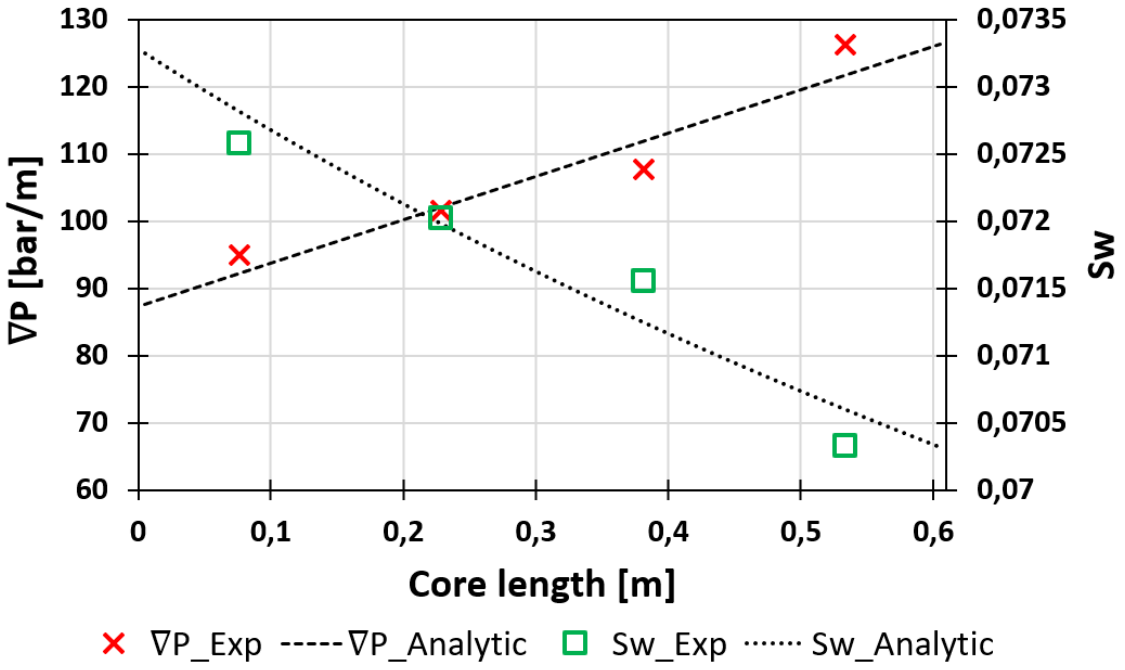

FIGURE 95 – Tracés du gradient de pression ∇P et de la saturation liquide S_w en fonction de la position dans la colonne lors de l'expérience de Osterloh et Jante [88] traitée. Les valeurs semi-analytiques de ∇P sont représentées par une courbe noire discontinue et les valeurs expérimentales par des croix rouges. Les valeurs semi-analytiques de S_w sont quant à elles représentées par une courbe noire en pointillés et les valeurs expérimentales par des carrés verts. On note ici que les valeurs ont été calculées au centre des cellules pour les valeurs semi-analytiques et au centre des sections pour les valeurs expérimentales.

La figure 95 présente les tracés semi-analytiques du gradient de pression ∇P et de la saturation en liquide S_w en fonction de la position dans la colonne, au centre des cellules pour les valeurs semi-analytiques et au centre des sections pour les valeurs expérimentales. Le gradient de pression augmente le long de la colonne, ce qui avec une approche classique, pourrait impliquer un comportement en régime de basse qualité avec une qualité de mousse croissante le long de la colonne. Cependant, comme U_t augmente également, l'effet couplé de l'augmentation de f_g et de U_t doit être considéré. La saturation en liquide diminue légèrement le long de la colonne et les valeurs correspondent à celles présentées par Osterloh et Jante [88] dans leur travaux. Comme dit plus haut, le fait que la courbe approximée de la pression ne soit pas linéaire permet la variation du gradient de pression le long de la colonne et donc, la faible variation de la saturation en liquide S_w via l'équation 85. Les valeurs expérimentales moyennes obtenues à partir de sections de colonne suivent la tendance analytique dans les deux cas et mettent en évidence l'effet de la prise de moyenne sur les valeurs expérimentales de ∇P et S_w.

9.3.2 Modèle de mousse semi-analytique

L'utilisation de la sous-fonction F_{dry} seule dans le modèle de mousse est ici justifiée par la volonté d'identifier les effets de la compressibilité du gaz. En effet, F_{dry} apparaît comme la sous-fonction fondamentale des modèles de type LE comme STARS car elle permet de reproduire la forme caractéristique de la courbe $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ en régime permanent avec les régimes de haute et de basse qualité. Cette sous-fonction est toujours utilisée dans les modèles de mousse de type LE dans la littérature, tandis que d'autres sous-fonctions sont sélectionnées par les auteurs en fonction des cas d'étude. En d'autres termes, d'autres sous-fonctions sont ajoutées pour modéliser des comportements supplémentaires qui déforment la courbe originale $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ avec F_{dry} seule. On suppose ici que la compressibilité du gaz peut avoir un effet sur la forme des courbes. Il est donc possible qu'il y ait un malentendu entre les phénomènes liés à la compressibilité et les sous-fonctions additionnelles telles que F_{shear}. L'expression de la perméabilité relative au gaz en présence de mousse $k_{rg}^f = k_{rg}FM$ employée dans cette partie est donnée ci-après.

$$k_{rg}^f = k_g^0 \left(1 - \frac{S_w - S_{w,irr}}{1 - S_{w,irr} - S_{g,irr}}\right)^{n_g} \frac{1}{1 + fmmob\left(0.5 + \frac{arctan(epdry(S_w - fmdry)}{\pi}\right)} \tag{100}$$

avec $S_{w,irr}$ et $S_{g,irr}$ les saturations résiduelles liquide et gazeuse. k_{rg}^0 correspond à la perméabilité relative au gaz maximale atteignable (pour $S_w = S_{w,irr}$) et n_g à l'exposant de la phase gazeuse dans l'expression de Brooks et Corey pour la phase gazeuse. La courbe de FM semi-analytique est déduite de l'équation 87 et présentée sur la figure 96 par une courbe noire discontinue. Le modèle de mousse $FM(F_{dry})$ (utilisé lors des simulations numériques a été ajusté et présenté sur la figure 96 avec des points rouges). La correspondance entre les données semi-analytiques et le modèle $FM(F_{dry})$ construit avec les 3 paramètres $fmmob$, $fmdry$ et $epdry$ est satisfaisante avec une légère erreur à l'extrémité de la colonne.

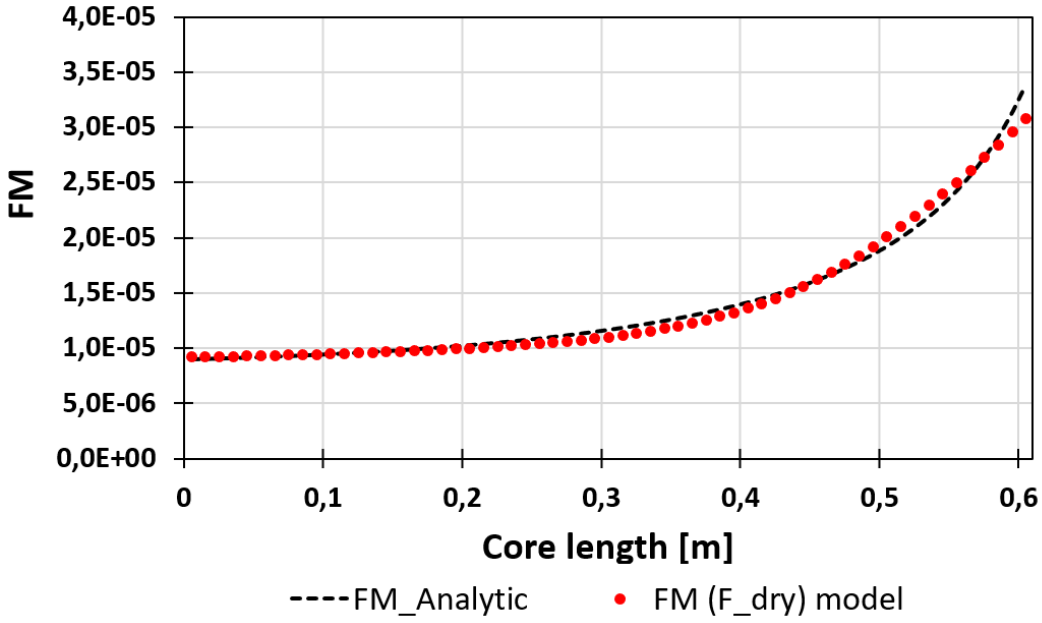

FIGURE 96 – Tracés du Facteur de Mobilité FM en fonction de la position dans la colonne lors de l'expérience de Osterloh et Jante [88] traitée. Les valeurs semi-analytiques de FM déduites de l'équation 87 sont représentées par une courbe noire discontinue. Les valeurs obtenues à l'aide du modèle $FM(F_{dry})$ (avec les paramètres $fmmob = 1.1837 \times 10^5$, $fmdry = 7.0886 \times 10^{-2}$ et $epdry = 1520$ fixés) sont représentées par une courbe en pointillés rouges.

La figure 97 présente trois courbes de perméabilité relative avec la phase liquide k_{rw}, la phase gazeuse k_{rg} et la phase gazeuse en présence de mousse $k_{rg}FM$. La saturation en liquide S_w étant faible dans la colonne la valeur de la perméabilité relative de la phase gazeuse k_{rg} est proche de son maximum alors que la perméabilité relative de la mousse $k_{rg}FM$ est fortement impactée par les variations de FM. On note une diminution globale d'un facteur proche de 10^{-4} de k_{rg} à $k_{rg}FM$. De plus la courbe FM adopte la forme caractéristique de la décompression de la phase gazeuse en fin de colonne. D'après les figures 94, 95, 96 et 97, on sait que U_g, ∇P, FM et k_{rg} augmentent le long de la colonne. L'augmentation de U_g provient de la décompression de la phase gazeuse et celle de k_{rg} de la diminution de la saturation du liquide. On considère ici la courbe de pression approximée ∇P et S_w comme référence. Dans l'équation 87, une augmentation de U_g aura tendance à augmenter FM tandis qu'une augmentation du produit $k_{rg} \times \nabla P$ induira une diminution de FM. Comme les deux termes augmentent, il apparaît ainsi que U_g joue le rôle principal dans l'augmentation de FM plutôt que le gradient de pression imposé par la présence de la mousse.

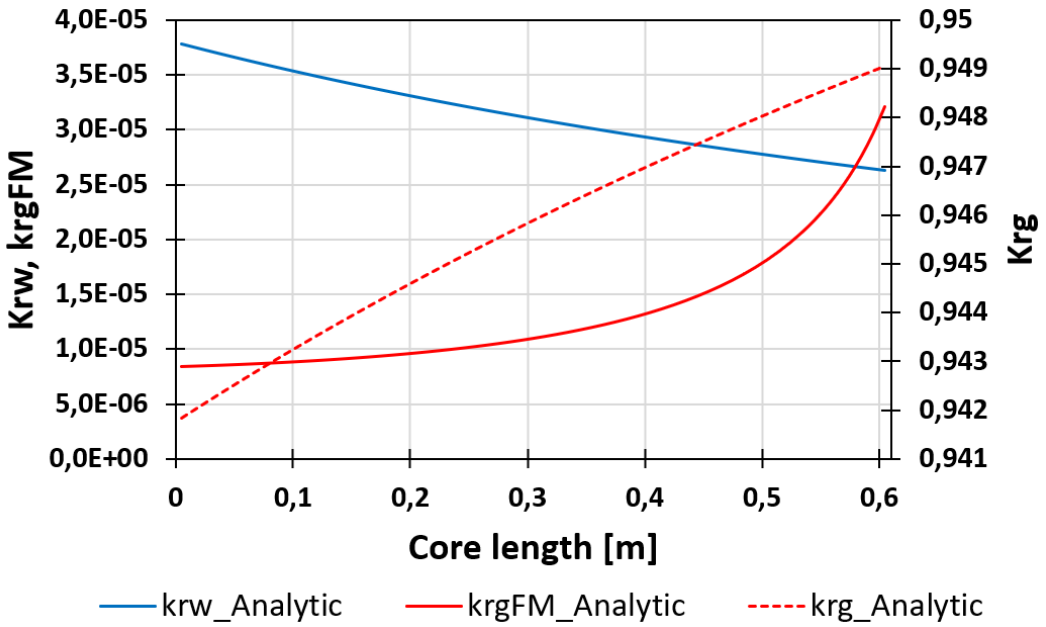

FIGURE 97 – Tracés des perméabilités relatives k_{rw}, k_{rg} et $k_{rg}FM$ semi-analytiques en fonction de la position dans la colonne lors de l'expérience de Osterloh et Jante [88] traitée. La courbe bleue continue correspond à la perméabilité relative au liquide. La courbe discontinue rouge représente la perméabilité au gaz et la courbe continue rouge quant à elle correspond au produit $k_{rg} \times FM$. Les deux courbes continues sont liées à l'axe vertical de gauche tandis que la courbe discontinue est liée à l'axe de droite.

Les données présentées montrent clairement que l'effet de la compressibilité est important dans les expériences d'Osterloh et Jante [88] malgré une contre-pression appliquée de 13.7 *bar*. Une légère variation dans la courbe de pression correspond en fait à une grande variation de la vitesse superficielle du gaz et donc, de la qualité de la mousse et de la vitesse superficielle totale comme présenté dans les figures 93 et 94. Ceci a également une grande influence sur les propriétés de la mousse comme le montrent les figures 96 et 97. En effet, la valeur de FM change le long de la colonne.

L'approche classique et incompressible consiste à utiliser le gradient de pression le long d'une colonne ou section de colonne en considérant des qualité et vitesse superficielle totale fixes pour construire les courbes type $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ et en déduire les paramètres $fmmob$, $fmdry$ et $epdry$. De plus, les qualité et vitesse superficielle liées à la réponse en pression peuvent varier selon qu'elles soient considérées en entrée ou au centre des sections. Ensuite, pour une expérience donnée (f_g injecté/moyen), la valeur de FM est fixée. Cependant les résultats présentés ici montrent que FM n'est pas constant le long de la colonne, ce qui suggère que pour des expériences avec des changements significatifs de pression et à de faibles pressions de travail absolues, cette méthode classique n'est pas utilisable. Cependant, on montre grâce à des mesures le long de la colonne qu'il est possible de reconstruire les vitesses superficielles du gaz et les valeurs de FM et

de trouver directement les paramètres $fmmob$, $fmdry$ et $epdry$ qui permettent de reproduire ces variations. Ces paramètres sont alors différents de ceux utilisés lors de l'interprétation classique et incompressible.

Comme les valeurs de f_g et de U_t changent dans chaque cellule les variations de FM présentées devraient correspondre, au regard de leur définition, aux valeurs de diverses courbes classiques de $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$. En théorie, il aurait été possible d'utiliser davantage d'expériences et d'analyser ainsi le rôle de U_t, mais cette hypothèse n'a pas été testée en raison du manque de données de faible qualité dans l'article étudié mais également de manière plus générale dans la littérature.

9.4 Résultats numériques

9.4.1 Simulation du cas expérimental d'Osterloh et Jante

L'expérience présentée ci-dessus a été simulée à l'aide du solveur compressible développé sur OpenFoam et le modèle $FM(F_{dry})$ appliqué à la perméabilité relative de la phase gazeuse. Les paramètres $fmmob$, $fmdry$ et $epdry$ indiqués dans la figure 96 ont été appliqués. Les caractéristiques présentés dans le tableau 9 ont été utilisées pour construire le cas d'étude numérique. La colonne a été divisée en 61 cellules dans un cas à une dimension pour représenter le cas expérimental. Les vitesses des phases ont été initialisées à 0 $m.s^{-1}$, la pression a été initialisée à la valeur de la contre-pression de 13.7 bar et la saturation a été initialisée à $S_w = 0.9$ dans toute la colonne. Au niveau de la face d'entrée, les vitesses superficielles des phases injectées U_w et U_g ont été imposées en utilisant les valeurs calculées par l'approche semi-analytique. La saturation y est définie à l'aide d'une condition aux limites zeroGradient et la pression a été déduite des valeurs imposées de U_g et U_w et de la condition aux limites compressible DarcyGradPressure. Au niveau de la face de sortie, U_g, U_w, P_g et S_w ont été fixés comme conditions aux limites zeroGradient. La condition aux limites zeroGradient appliquée à la variable X correspond à la condition $\partial X/\partial n = 0$ avec n la normale à la face par exemple. La gravité et l'effet capillaire ont été négligés dans ce cas. On pose alors $P = P_g$.

L'état d'équilibre est atteint lorsque les deux variables $D_{m,g}$ et $D_{m,w}$ sont stabilisées et constantes le long de la colonne. La figure 98 montre une bonne corrélation entre les valeurs analytiques et numériques pour P, f_g, U_g et U_t.

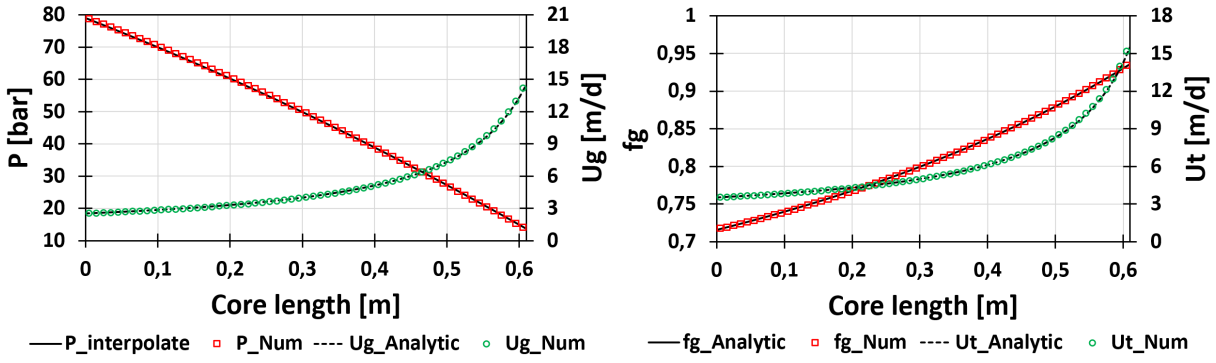

FIGURE 98 – Tracés comparatifs des variables P, U_g, f_g et U_t en fonction de la position dans la colonne des résultats semi-analytiques et numériques. Les valeurs sont calculées au centre des cellules dans les deux cas.

Dans la figure 99, les différences entre les valeurs analytiques et les valeurs numériques convergées de ∇P et S_w sont plus importantes mais la corrélation reste satisfaisante. Il semble que les profils numériques de ∇P

et S_w soient moins linéaires que leurs profils semi-analytiques. Au cours du post-traitement, il est apparu que ces différences étaient dues à l'écart entre les valeurs semi-analytique et modélisées de $FM(F_{dry})$ représentées par la figure 96. Dans le protocole semi-analytique, FM est la résultante des valeurs de S_w et de ∇P. Dans le protocole numérique la fonction FM, fonction de S_w avec les paramètres $fmmob$, $fmdry$ et $epdry$ fixés, est utilisée et a de faibles effets sur les valeurs calculées de S_w et P_g. Néanmoins, le solveur compressible démontre sa capacité à couvrir des expériences d'injection de mousse unidimensionnelle en régime permanent avec une phase gazeuse compressible en utilisant un modèle de mousse de type LE avec des paramètres fixes.

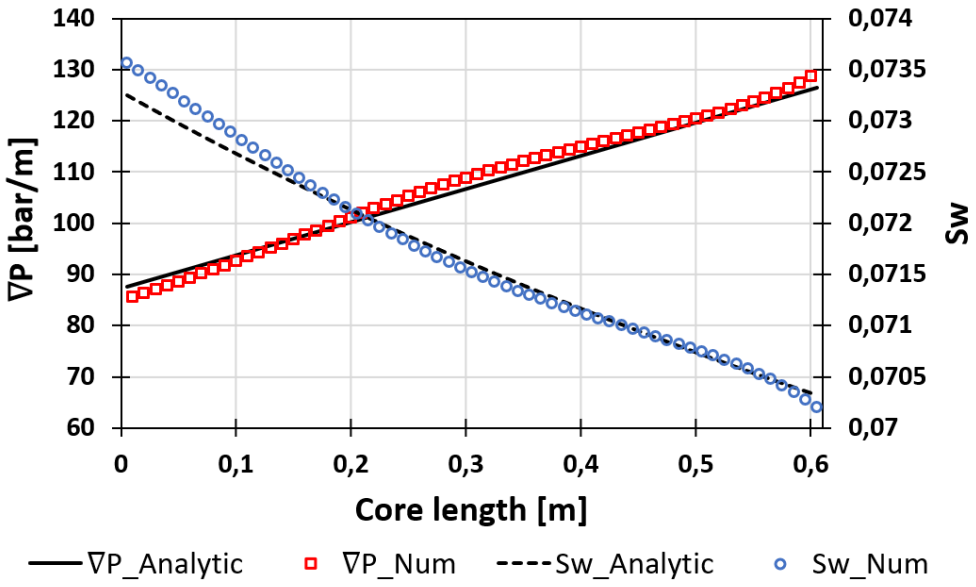

FIGURE 99 – Tracés comparatifs des variables ∇P et S_w en fonction de la position dans la colonne des résultats semi-analytiques et numériques.

9.4.2 Extrapolation des courbes $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$

Les courbes classiques $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ utilisent des paramètres fixes et sur la base de cette hypothèse, plusieurs simulations ont été réalisées pour mettre en évidence les effets de la compressibilité sur la forme des courbes. Les paramètres $fmmob$, $fmdry$ et $epdry$ de la figure 96 ont été utilisés pour construire une courbe numérique $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ en utilisant la valeur de U_t injectée de l'expérience traitée comme référence. Deux quality scans numériques (U_t fixe pour diverses valeurs de f_g) utilisant les solveurs incompressible et compressible sont réalisés afin de les comparer. Les données compressibles ont été tracées en utilisant les valeurs de f_g à l'entrée de la colonne et le ∇P sur la totalité de la colonne. Si les valeurs de f_g sont considérées au centre de la colonne, cela déplace les points vers la droite et f_g^* augmente [70]. La figure 100 est divisée en deux parties et présente à la fois les courbes du solveur $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ en haut et l'interprétation compressible de chaque point en bas.

Le haut de la figure montre les différences d'interprétation incompressible et compressible en utilisant l'approche classique des courbes $\nabla P = f(f_g)|_{U_t=constant}$. En utilisant le même jeu de paramètres $fmmob$, $fmdry$ et $epdry$, on montre que la réponse en pression du modèle de mousse LE diffère selon le solveur utilisé car le compressible permet des variations de U_g qui conduisent à des gradients plus élevés. La figure du haut indique clairement que, pour une expérience donnée, l'ajustement des courbes conduirait à différents ensembles de paramètres $fmmob$, $fmdry$ et $epdry$. Ceci est dû à l'effet important de la compressibilité sur le gradient de pression. Les courbes présentent un maximum à des endroits différents et la courbe compressible a une forme plus incurvée que la courbe incompressible.

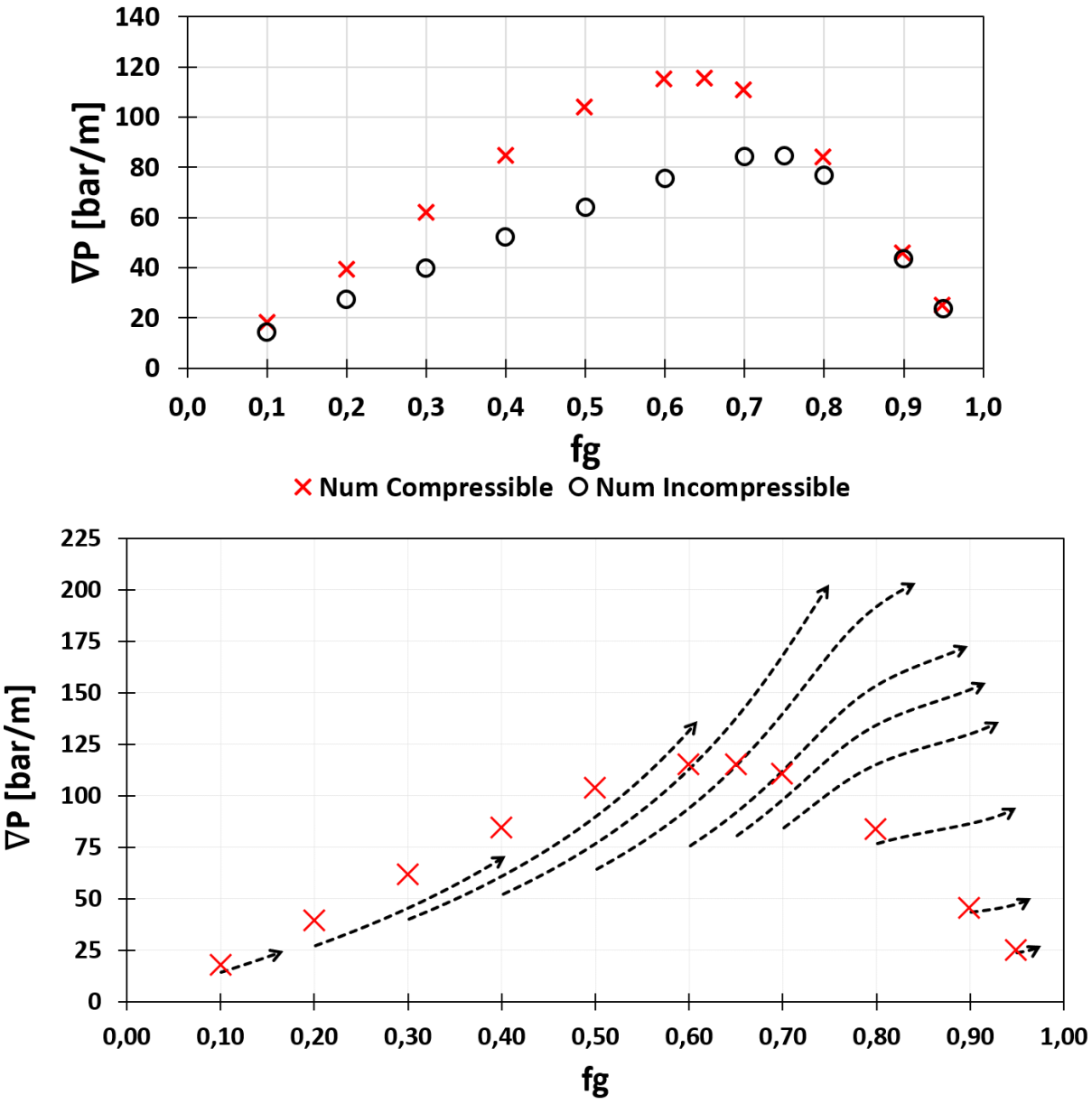

FIGURE 100 – Courbes $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ numériques des solveurs incompressible et compressible réalisées à l'aide d'OpenFoam. Les valeurs précédemment utilisées des paramètres $fmmob$, $fmdry$ et $epdry$ ont été employées. Au dessus est présentée le quality scan obtenu avec chacun des deux solveurs, les valeurs en entrée de colonne étant utilisée dans le cas compressible. En bas est présenté à l'aide de courbes discontinues noires la variation de f_g et de ∇P le long de la colonne lors de chaque expériences réalisée (croix rouges).

La partie basse de la figure présente l'interprétation compressible de chaque point de la courbe $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$. Associée à chaque croix rouge, la courbe en pointillés munie d'une flèche montre la variation du gradient de pression et de la qualité le long de la colonne pour une simulation donnée. Comme présenté ici, les premiers points en faible qualité montrent le même profil d'augmentation du gradient de pression avec f_g jusqu'à $f_g = 0.4$. Les points tracés au-dessus de cette valeur de f_g présentent des courbes similaires au début de la colonne mais une atténuation de l'augmentation du gradient de pression est observée à la fin. Cela souligne également les

grandes variations de la qualité de la mousse f_g le long de la colonne avec des recouvrements d'une expériences à l'autre, en qualité croissante. Le changement de pente est observé autour du point de transition entre les régimes de qualité de mousse avec un effet accru avec l'augmentation de f_g. Cet effet est lié à la transition au sein de la colonne d'une mousse de faible qualité à une mousse de haute qualité en raison de la sous-fonction F_{dry}. Il se peut alors que dans une même colonne, pour une certaine gamme de qualité de mousse injectée on puisse avoir la présence des deux régimes de basse et haute qualités.

9.5 Modélisation de l'injection à 70% de qualité en pilote 2D

Cette partie vient se rajouter aux travaux en cours de publication précédemment présentés. Dans le cadre de l'étude compressible, il a été jugé intéressant de simuler une expérience d'injection en pilote 2D, similaire à ce qui été présenté dans la partie expérimentale de ce manuscrit. On choisit alors de modéliser l'expérience à 70% de qualité de mousse injectée dans le but de retrouver les tendances observées lors des expérimentations. La géométrie du pilote est modélisée et les débits et qualités utilisées sont les mêmes que ceux utilisés lors de l'expérience. Afin de simuler l'utilisation d'un débitmètre massique dont le débit volumique varie en fonction de la pression, la version massique du solveur compressible est utilisée avec un débit massique de gaz fixé au point d'entrée. Le modèle de mousse utilise la seule sous-fonction F_{dry} et les paramètres sont ajustés grossièrement afin d'obtenir une réponse en pression comparable à ce que l'on a pu observer lors des expérimentations.

Lors des expérimentations 2D il a été fait état de la variation du gradient de pression linéaire entre l'entrée du pilote et la prise de pression la plus proche située à 13 cm de distance, nommée $P2$. Ces variations sont présentées figure 47 avec en premier une montée du gradient avant l'arrivée du front de mousse en $P2$ suivie d'une baisse progressive dans le temps. Il avait alors été supposé que cet effet était du à la baisse de qualité de la mousse et de la vitesse superficielle totale liée à la montée de la pression. La figure 101 présente le tracé des résultats numériques obtenus.

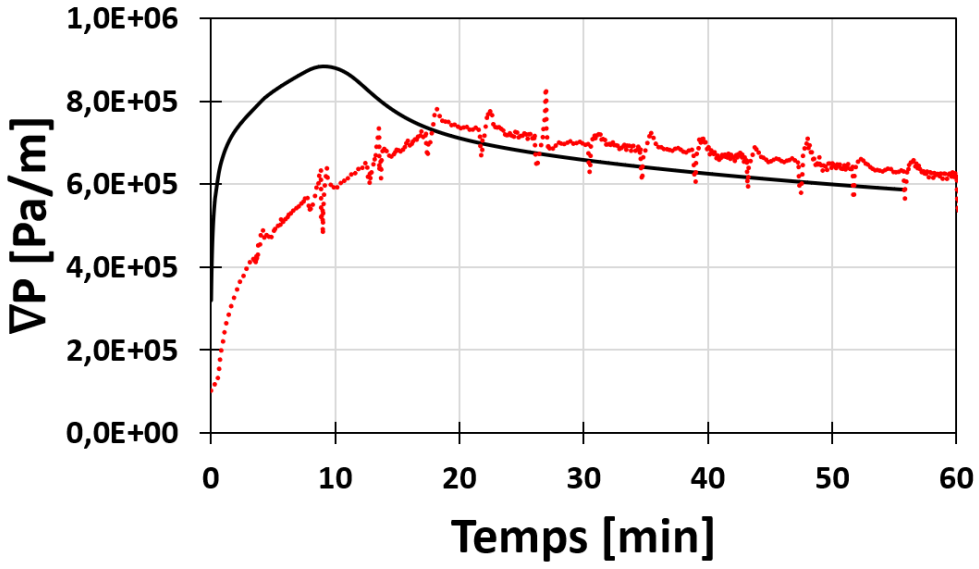

FIGURE 101 – Courbe du gradient de pression entre les points $I2$ et $P2$ lors de la simulation de l'expérience à 70% de qualité injectée. La courbe de pression expérimentale est donnée pour comparaison et présentée à l'aide de pointillés rouges.

Un léger décalage temporel dans l'arrivée du front est observé avec une avancée du front plus rapide lors de la simulation. Néanmoins le comportement du gradient de pression entre les points $I2$ et $P2$ est le même que celui observé lors des expérimentations avec une montée selon deux pentes caractéristiques puis une descente selon deux pentes caractéristiques à nouveau. En effet comme lors de l'expérience, on observe une montée brutale dans les premières minutes suivie d'une atténuation avant d'atteindre un pic. Ensuite le gradient de pression baisse assez rapidement avant un léger redressement de la courbe, qui reste à tendance décroissante. On note tout de même que le second régime de montée en pression est plus marqué lors de la simulation que lors de l'expérimentation. Les deux pentes de part et d'autre du maximum du gradient de pression sont liées au passage du front de mousse qui présente une certaine "épaisseur" et est caractérisé par de forts gradients.

Lorsque l'on active la capillarité en utilisant le modèle de Brooks et Corey disponible dans la boîte à outil de Horgue et al. [49], on observe l'accumulation de liquide en aval du front lors des simulations. On utilise ici une valeur de $P_{c,0} = 6000\ Pa$ et $\alpha = 0.45$, ce qui est dans l'ordre de grandeur des pressions capillaires rencontrées pour ce type de sol. La figure 102 présente un instantané de la saturation dans le pilote 2D pour 10 min de temps physique simulé.

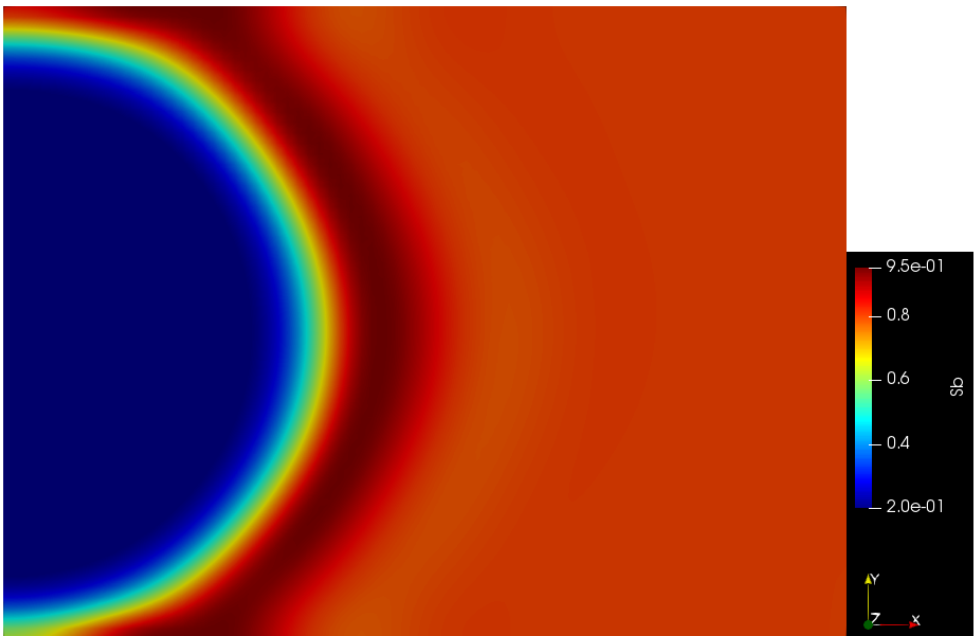

FIGURE 102 – Instantané des valeurs des saturations relevées pour 10 min de temps physique simulé dans le pilote 2D.

Cette accumulation a été observée lors des expérimentations mais dans le cas de la simulation, peu d'effets gravitaires sont observés. On rappelle

ici le questionnement à propos de la résolution explicite du terme gravitaire de la phase gazeuse dans le modèle numérique. La figure 103 présente un instantané de la pression capillaire dans le pilote 2D au même moment à gauche et le tracé de cette dernière de l'entrée du pilote jusqu'au front de mousse. On y observe, de la gauche vers la droite une montée de la pression capillaire à mesure que l'on se rapproche du front. Une fois arrivé à sa limite en amont, on observe une baisse brutale de cette dernière, marquant un fort gradient négatif de pression capillaire au niveau du front et dans le sens de l'avancée de ce dernier.

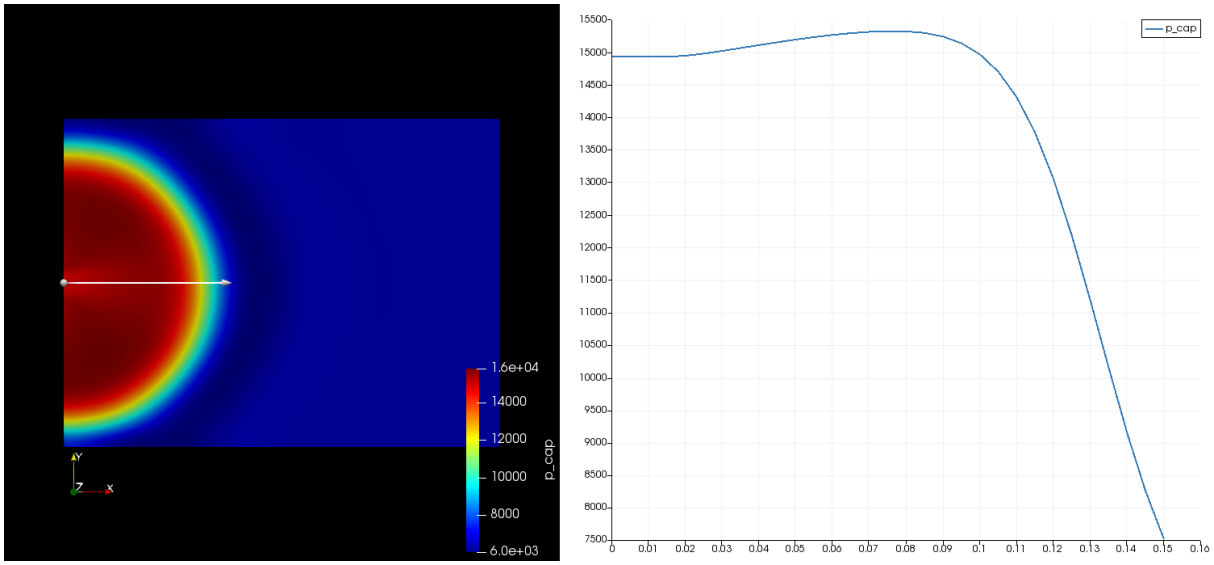

FIGURE 103 – Instantané des valeurs des pressions capillaires relevées pour 10 *min* de temps physique simulé dans le pilote 2D. A gauche une vue du pilote est présentée. A droite un tracé des valeurs de P_c de l'entrée du pilote jusqu'au front de mousse est donné. Une flèche grise sur la prise de vue du pilote montre l'origine du tracé.

La figure 104 présente la variation de la vitesse superficielle totale U_t avec à gauche une vue du pilote 2D et à droite un tracé le long du pilote centré sur son entrée. On observe dans un premier temps les vitesses élevées au niveau du front avec une forme en croissant. La vitesse des fluides semble plus importante dans la partie haute du pilote et après vérification il s'agit en grande partie de la vitesse de la phase liquide U_w car peu de gaz est présent dans cette zone. Le tracé présenté à droite montre une baisse progressive de U_t lorsque l'on se déplace de l'entrée du pilote vers le front de mousse ce qui montre avant tout l'effet radial généré par l'injection localisée. La brusque augmentation de U_t lorsque l'on arrive au niveau du front est visible avec un changement de tendance net. Comme vérifié durant l'expérimentation, les résultats numériques montrent que le débit volumique total injecté et la qualité de mousse injectée diminuent au cours du temps avec l'effet de l'augmentation de pression et l'utilisation d'un débit massique de gaz fixé en entrée de pilote.

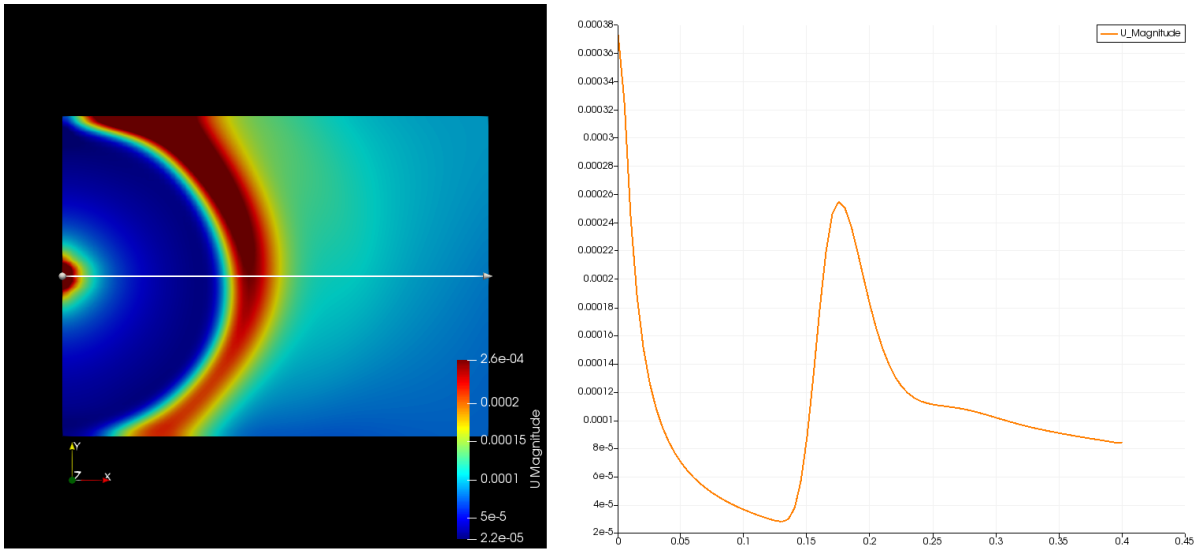

FIGURE 104 – Instantané des valeurs de vitesses superficielles totales relevées pour 10 *min* de temps physique simulé dans le pilote 2D. A droite un tracé des valeurs de U_t de l'entrée du pilote jusqu'au front de mousse est donné. Une flèche grise sur la prise de vue du pilote montre l'origine du tracé.

9.6 Discussion

Ce travail montre qu'à moins de travailler à très haute pression, il reste difficile de négliger la compressibilité de la phase gazeuse lors de l'interprétation des expériences d'injection de mousse en milieu poreux. Afin de caractériser le comportement et les propriétés de la mousse, il apparaît nécessaire de réaliser des expériences 1D avec plusieurs prises de pression le long de la colonne comme l'ont fait Osterloh et Jante. Si cela conduit à des expériences plus complexes en terme de matériel, la contrepartie présente un grand avantage : comme une seule expérience à un f_g injecté donné permet de déterminer les trois paramètres majeurs ($fmmob$, $fmdry$ et $epdry$), le nombre d'expériences à réaliser est réduit. Une fois ces paramètres connus, ils ne peuvent être utilisés que dans un modèle compressible. Cependant, il semble que ces paramètres ne soient pas identiques d'une expérience à l'autre lorsque la qualité injectée varie. De fait, les paramètres ($fmmob$, $fmdry$ et $epdry$) ne sont valables que pour simuler une injection en particulier et leurs variations dans un contexte compressible restent pour le moment un axe majeur pour de futures recherche. Il semble en effet qu'il soit indispensable de déterminer quelles sont les variables ayant un impact sur la variation des paramètres afin de pouvoir être en mesure d'établir un modèle de mousse compressible plus complet. Si on est en mesure de modéliser correctement une injection 1D, il en est autrement pour une injection 2D qui représente en soi, l'étape suivante de mise en équation des paramètres. Malheureusement, le manque de données précises dans la littérature nous empêche ici de mener ce type d'investigation.

Les résultats obtenus lors de la simulation 2D sont encourageants avec des tendances similaires mais comme rappelé dans le paragraphe précédent, certaines incertitudes demeurent. Il semble en effet que le modèle numérique ne fournisse pas l'effet gravitaire attendu avec très peu de ségrégation verticale dans le domaine. La méthode de résolution numérique de l'équation de pression employée dans le modèle peut en être la cause. Ainsi de futures investigations sont nécessaires dans ce sens afin que l'ensemble des termes P_g de l'équation de pression soient traités implicitement.

La mise en place d'un modèle de mousse de type LE incluant la compressibilité de la phase gazeuse a permis de mettre en lumière l'évolution des propriétés de la mousse lors d'une injection 1D de manière détaillée. Sur la figure 100 partie haute, la courbe $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ du modèle compressible semble montrer un effet rhéologique (*i.e.* la courbe n'est pas linéaire) pour les valeurs de f_g inférieures à la transition. Malheureusement, cet effet

n'a pas pu être étudié plus en avant selon l'ensemble des données utilisées [88], avec peu de points disponibles en basse qualité. Les faibles écarts entre les valeurs semi-analytique et approximée de FM, qui utilisent une sous-fonction unique F_{dry}, pourraient être comblés par l'utilisation d'une loi puissance comme F_{shear} la sous-fonction rhéologique dans le modèle de mousse STARS. Néanmoins, l'effet de la compressibilité de la phase gazeuse semble être beaucoup plus significatif que l'effet rhéologique potentiel. De plus dans ce cas précis, une faible variation de l'exposant n_g pourrait aussi permettre combler les écarts observés. En effet, la suppression du paramètre F_{shear} permettrait de simplifier le modèle STARS, mais aussi d'abandonner ou de modifier la méthode classique de détermination des paramètres F_{shear}, qui est particulièrement fastidieuse à mettre en œuvre.

Il est intéressant de noter que la compressibilité peut jouer un rôle positif dans les injections sur le terrain. En effet, ces injections sont généralement réalisées dans un forage avec un écoulement radial et donc une diminution rapide des vitesses des fluides avec la distance au forage. La pression diminue également et le gaz va alors se décompresser rapidement en sortie de forage. Il est donc possible d'injecter une mousse avec une qualité f_g relativement faible, qui, une fois décompressée, produira une mousse plus forte loin du puits. Cela pourrait limiter la forte contrainte de pression sur le puits d'injection dans le cas de mousse injectée dans des aquifères peu profonds.

10 Discussion générale

Interprétation incompressible, EOR :

Les travaux réalisés sur la dépendance à U_t des paramètres d'un modèle de mousse LE présentés partie 8 peuvent s'avérer utiles dans un contexte EOR. Les effets de la vitesse superficielle totale U_t sur les propriétés de la mousse sont non négligeables et encore ignorés ou largement sous estimés dans la littérature EOR. Les données de colonne fournies dans ce manuscrit ont aussi permis de compléter la littérature et de valider le comportement de la mousse établi pour des réservoirs pétroliers à des conditions différentes. A l'aide d'une approche géométrique présentée par Boeije et al. [13] et de l'utilisation des coordonnées du point de transition, nous avons montré qu'il était possible d'estimer facilement les paramètres d'un modèle de mousse dépendant de U_t. La nouvelle expression de la sous-fonction F_{shear} permet une description plus physique de l'effet rhéologique attribué à la mousse tout en conciliant le double usage qui a pu en être fait dans la littérature [113, 13].

Par ailleurs, la boîte à outils fournie par Horgue et al. [49] avec le solver *impesFoam* incompressible a pu être utilisée comme base pour la simulation numérique de cas EOR dans un cadre de recherche. Il a suffi pour cela de venir modifier la loi de perméabilité relative au gaz en y ajoutant le facteur FM, ce qui requiert des efforts raisonnables. L'accessibilité de ce genre d'outil, comparée au coût non négligeable d'une licence pour l'obtention de codes commerciaux tels que STARS, UTCHEM ou ECLIPSE fait d'OpenFoam une plateforme d'intérêt. De plus, face à la complexité et à l'opacité des codes de calculs commerciaux, une approche en parallèle sous OpenFoam parait intéressante, offrant une maîtrise totale du code de calcul à l'utilisateur.

Interprétations et modélisations dans un contexte ISER :

Ce que ce manuscrit apporte de plus novateur sur l'étude de la mousse en milieu poreux est la démonstration de l'effet de la compressibilité de la phase gazeuse sur les propriétés de la mousse, qui joue un rôle même dans certains cas EOR. Cependant, il s'avère que les modèles de mousse de type Local Equilibrium sont, par défaut, définis selon une interprétation incompressible de la phase gazeuse. De plus, comme présenté partie 8, les variations de la vitesse superficielle totale ne sont pas prises en compte dans les modèles existants avec des sous-fonctions dont les paramètres sont fixés. Dans la littérature à l'heure actuelle, on utilise alors un jeu de paramètres fixes pour générer une courbe $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$, soit une multitude d'injections en colonnes 1D.

La tentative de considérer ces variations de U_t partie 8, dans le but d'approcher l'effet radial dans un contexte de remédiation, a dans un premier temps montré la nécessité de considérer ces paramètres comme des fonctions de U_t. Ensuite, en tenant compte de la compressibilité de la phase gazeuse, il est montré partie 9 que U_t varie le long d'une colonne lors d'une injection de mousse 1D. Cependant, il est possible de retranscrire le comportement de la mousse tout au long d'une colonne 1D de façon précise en utilisant un jeu unique de paramètres dans un contexte compressible. En outre il est apparu que d'une expérience à l'autre ces paramètres variaient sans pour autant que des tendances précises ne soient établies faute de données. Il ne sera possible de formuler un modèle LE compressible correct et complet que lorsque l'on aura assez d'expériences 1D en laboratoire permettant de traquer les variables le long d'une colonne. Il semble ici à la vue (i) des résultats obtenus sur la colonne de Osterloh et al. [88] et (ii) du comportement du gradient de pression dans le pilote 2D, que la compressibilité explique de nombreux comportements. A notre connaissance, seuls les travaux de Du et al. [28] considèrent la phase gazeuse comme compressible mais appliqué à un modèle de type Population Balance (PB). Suite aux expériences réalisées pour mettre en évidence la compressibilité, il conviendra de voir si la formulation actuelle du modèle LE est suffisante, ou s'il convient d'ajouter des composants tels que ceux présents dans la formulation actuelle du modèle STARS ou selon une approche telle que celle présentée en Partie 8.

Expérimentations laboratoire et Injection Terrain :

La technique du blocage de l'eau souterraine par l'injection de mousse dans le but d'améliorer le débit de récupération de flottant à été démontrée avec succès en laboratoire sur le pilote 3D. Il s'agit de la première expérimentation de mise en situation de la technique du blocage, avec un visuel vertical au droit du forage. Il est surprenant de voir a quel point un blocage partiel et limité à l'entourage du puits suffit à bloquer le retour de l'eau, comme on le voit lors de l'expérience avec la saponine. En effet même après plusieurs heures et un retour de l'eau dans la majeure partie basse du pilote 3D la mousse forte reste présente et bloque la porosité. Par ailleurs, le visuel sur l'intérieur du forage dans la partie injection permet de mieux comprendre comment s'écoule la mousse de la sortie du tube d'injection jusque dans le milieu poreux. On voit clairement l'intérêt d'injecter la mousse par le point le plus haut de la zone d'injection pour éviter la ségrégation de la mousse dans le puits. En effet, elle se présente comme une mousse libre dans le volume du forage ce qui la rend sensible aux effets du drainage [46]. Cependant, les expériences de ce type sont difficiles à mettre en place avec un temps conséquent de préparation pour une seule expérience, dans le sens où aucun retour en arrière n'est possible une fois que l'injection de mousse est initiée. A chaque défaut ou injection réalisée, c'est l'entièreté du pilote qu'il faut remettre en place. L'expérience est une réussite démonstrative mais de nouveaux essais ne semblent pas indispensables. Au vu des résultats concluants du pilote 2D, il serait possible de combiner des expériences en 2D horizontal pour étudier l'effet radial et en 2D vertical pour étudier le contact mousse-NAPL en présence de gravité.

Lors de l'injection de mousse sur le terrain le montage a fourni les performances attendues avec une qualité de mousse injectée contrôlée et la possibilité de changer rapidement les paramètres d'injection en fonction de la réponse en pression. De la mousse à été observée dans un forage à 2 m distance du point d'injection après 2 m^3 de mousse injectée ce qui représente une faible quantité de mousse comparé aux résultats obtenus par Portois [93]. En effet il avait fallu plusieurs dizaines de m^3 de mousse pour parcourir 3 m de distance et la mousse injectée était d'une qualité très élevée en raison de la méthode d'injection de mousse utilisée [93]. De fait une grande partie du gaz a du être perdue dans son cas. Lors de l'injection sur le terrain l'expérience de SAG n'a pas été très concluante avec l'apparition d'un passage préférentiel au droit du forage. L'injection de gaz seul doit être très surveillée lors d'une injection à faible profondeur. L'idée d'injecter une mousse de plus faible qualité en jouant sur la pression d'in-

jection au niveau du puits peut permettre de gagner en injectivité, soit la distance horizontale maximale atteignable pour la mousse. La mousse faible oppose moins de résistance et va plus loin avec moins de pertes de charges. La décompression de la phase gazeuse de la mousse se fait alors loin du forage et évite de bloquer trop vite et trop tôt à proximité du forage.

Fait intéressant, la mousse récupérée lors du passage préférentiel présentait une couleur brunâtre avec des iridescences, chargée en particules argileuses et en huile. Cette dernière, laissée libre à proximité du forage a présenté une stabilité bien plus conséquente que celle initialement injectée. En effet la mousse libre formée par le cocamidopropyl hydroxysultaine est sensible au drainage et s'effondre rapidement en temps normal. On a noté une persistance d'environ 1 heure une fois la mousse tombée au sol durant les injections sur le terrain. Celle ressortie par la partie haute du puits et chargée en particules est restée plus de 12 heures à l'air libre en gardant la majorité de son volume. Malgré la présence d'huile, il semble que les particules aient stabilisé les lamelles composants la mousse comme avait pu le montrer N.Forey [39]. On peut d'attendre donc à ce que dans un contexte où des particule fines sont présentes dans un milieux poreux (limons, argiles) comme du sable, une partie de ces particules soient mobilisées par la mousse et viennent la renforcer.

Durant les multiples interventions sur le site, il est apparu que la majeure partie de la pollution semblait retenue dans des horizons peu perméables, ce qui à rendu le traitement par blocage inapplicable en l'état. Les complexités géologiques rencontrées dans ce cas d'étude avec des zones de basse perméabilité mêlées à des canaux sableux, plus perméables mais localisés ont montré la nécessité d'une étude très détaillée de la distribution du polluant et du du sédiment avant toute intervention. Néanmoins, si il s'avère que cette petite zone formée d'horizons peu perméables agit bien comme une seconde source de pollution en rejetant petit à petit les hydrocarbure stockés, d'autres traitements par injection de mousse pourraient être envisagés.

L'emploi du cocamidopropyl hydroxysultaine correspond aux attentes en terme de résistance à l'huile et performances en haute qualité. La saponine semble quant à elle peu intéressante car nécessitant beaucoup d'eau. Une autre injection de mousse à été menée sur le terrain mais dans un piézomètre hors de la zone d'étude, sans pollution. Cette injection avait pour but de tester les performances de l'outil d'injection de mousse. Lors de cet essai un tensioactif proche du CH à été utilisé, le cocamidopropyl

bétaine. Il a présenté un comportement similaire à celui du CH ce qui en fait en candidat possible et plus simple à obtenir. De plus, ce dernier a déjà été utilisé pour la remédiation et est reconnu comme stable face aux dérivés lourds du pétrole [72, 73].

11 Conclusions et perspectives

• Les modèles de mousse de type LE ne prennent pas en compte l'effet de la variation de la vitesse superficielle totale sur les propriétés de la mousse. Le travail réalisé sur la prise en compte des effets de U_t sur les paramètres d'un modèle de mousse LE incompressible peut s'avérer utile en cas d'application EOR.

• Dans un contexte ISER, la nécessité de prendre en compte la compressibilité de la phase gazeuse lors d'une injection de mousse a été démontrée. Dans certains cas EOR, il semble que cela peut représenter un intérêt en raison des volumes injectés.

• En plus d'apporter de la consistance aux modèles de mousse de type LE, l'ajout de la compressibilité de la phase gazeuse apporte un nouveau regard sur l'interprétation des différentes expérimentations réalisées en laboratoire.

• Lors d'expérimentations 1D en laboratoire dans un contexte ISER, il est primordial de maximiser les prises de pression afin de décrire au mieux la courbe de pression le long de la colonne. Il sera par la suite possible de remonter aux différentes variables du problème.

• Il est possible de modéliser précisément le cas d'une expérimentation en colonne 1D à l'aide du solver compressible et d'un modèle de mousse LE simple dont les paramètres ($fmmob$, $fmdry$ et $epdry$) sont fixés. Lorsque l'on change la qualité de mousse injectée par exemple, les paramètres ($fmmob$, $fmdry$ et $epdry$) varient sans que de relations claires aient pu être remarquées. Le manque de données sur le sujet en fait un axe de futures recherches.

• Les graphiques $U_w = f(U_g)$ avec contours de gradients de pression fournissent de nombreuses informations et nous été très utile lors des différentes investigations présentées dans ce manuscrit. La question de leur interprétation compressible et la gestion des variations de U_t reste quant à elle ouverte.

• L'utilisation d'un pilote 3D à permis de démontrer la faisabilité du blocage de l'eau souterraine dans le but d'améliorer la quantité de polluant pompée dans un forage. Cependant sa mise en place reste complexe et coûteuse ce qui n'en fait pas un candidat idéal pour de multiples essais.

• Il semble plus intéressant d'utiliser un même pilote 2D radial dont l'orientation pourrait permettre d'une part de gérer le transport selon deux directions et d'autre part d'y ajouter la composante gravitationnelle.

• L'utilisation d'OpenFoam apporte beaucoup de valeur ajoutée aux investigations, notamment avec l'apport de la composante compressible. Néanmoins son utilisation reste complexe et la prise en main peut s'avérer difficile pour les non avertis. Les capacités de l'outil et les possibilités offerte en font tout de même un outil de choix pour ce type d'application.

• Le solver compressible développé dans ce manuscrit peut trouver d'autres champs d'application en lien avec l'utilisation d'une phase gazeuse en milieu poreux. C'est le cas de nombreuses techniques de remédiation. Cependant un travail sur les équations du problème semble nécessaire afin de garantir la prise en compte de l'effet gravitaire sur la phase gazeuse. En effet la résolution de la pression y est partiellement implicite dans le cas où la gravité joue un rôle dans le calcul.

• L'injection de mousse dans un forage n'a pas posé de problème malgré la présence de faibles perméabilités proche de la zone d'injection. Cependant la caractérisation détaillée du terrain avant toute intervention est indispensable.

• Dans un contexte de remédiation, le phénomène de décompression de la mousse apparaît comme un élément important qui, s'il est maîtrisé, peut apporter de nouvelles approches et méthodes d'injection.

A Annexe

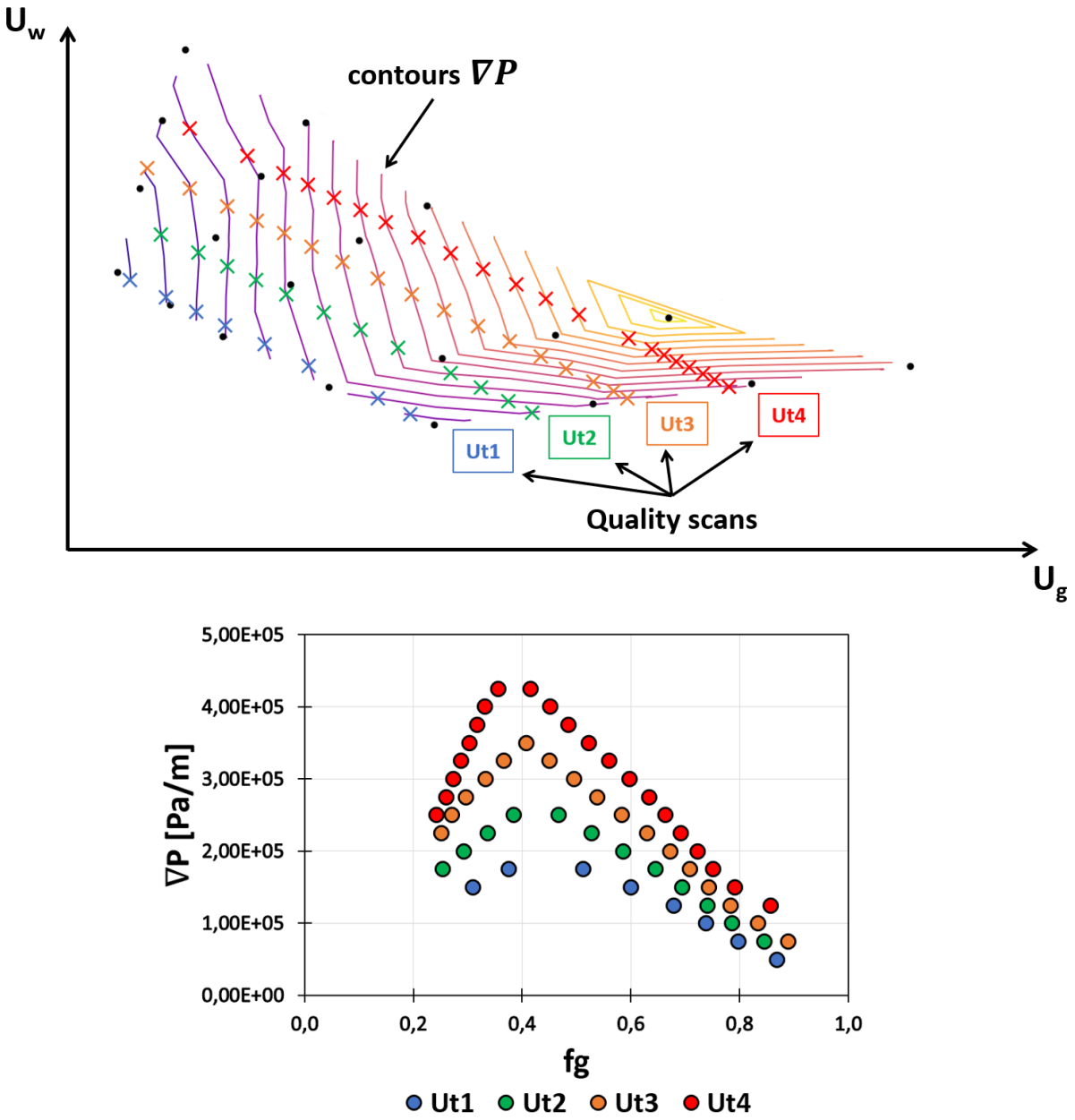

FIGURE 105 – Schéma résumant la méthode d'extraction des points expérimentaux des contours de gradients de pression pour la construction des tracés $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$. En haut, différentes droites notée $Ut1$ à $Ut4$ et respectant la condition $U_t = constante$ sont tracées sur le graphique $U_w = f(U_g)$, superposées aux contours de gradients de pression. En bas, le résultat sous la forme de tracés $\nabla P = f(f_g)|_{U_t}$ est donné.

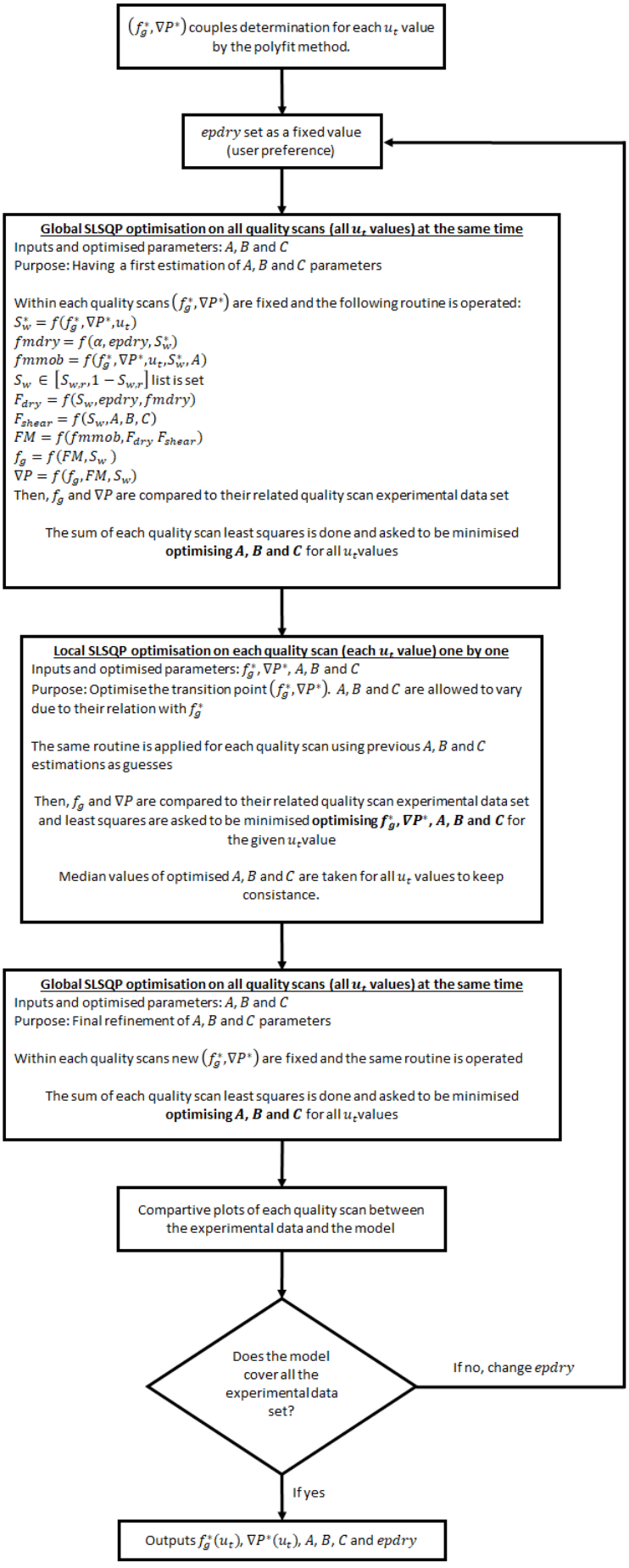

FIGURE 106 – Logigramme présentant les étapes d'estimation des paramètres f_g^*, ∇P^*, A, B et C pour une valeur de *epdry* fixée.

Références

[1] M. G. Aarra, A. Skauge, J. Solbakken, and P. A. Ormehaug. Properties of n2-and co2-foams as a function of pressure. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 116 :72–80, 2014.

[2] M. M. Almajid and A. R. Kovscek. Pore-level mechanics of foam generation and coalescence in the presence of oil. *Advances in colloid and interface science*, 233 :65–82, 2016.

[3] J. Alvarez, H. Rivas, and W. Rossen. Unified model for steady-state foam behavior at high and low foam qualities. *SPE journal*, 6(03) :325–333, 2001.

[4] S. Alzobaidi, M. Lotfollahi, I. Kim, K. P. Johnston, and D. A. DiCarlo. Carbon dioxide-in-brine foams at high temperatures and extreme salinities stabilized with silica nanoparticles. *Energy & Fuels*, 31(10) :10680–10690, 2017.

[5] O. G. Apaydin and A. R. Kovscek. Surfactant concentration and end effects on foam flow in porous media. *Transport in porous media*, 43(3) :511–536, 2001.

[6] R. Aranda, H. Davarzani, S. Colombano, F. Laurent, and H. Bertin. Experimental study of foam flow in highly permeable porous media for soil remediation. *Transport in Porous Media*, 134(1) :231–247, 2020.

[7] A. Aronson, V. Bergeron, M. E. Fagan, and C. Radke. The influence of disjoining pressure on foam stability and flow in porous media. *Colloids and Surfaces A : Physicochemical and Engineering Aspects*, 83(2) :109–120, 1994.

[8] J. Bear. *Dynamics of fluids in porous media*. Courier Corporation, 2013.

[9] V. Bergeron, M. Fagan, and C. Radke. Generalized entering coefficients : a criterion for foam stability against oil in porous media. *Langmuir*, 9(7) :1704–1713, 1993.

[10] G. G. Bernard and W. Jacobs. Effect of foam on trapped gas saturation and on permeability of porous media to water. *Society of Petroleum Engineers Journal*, 5(04) :295–300, 1965.

[11] H. Bertin, M. Quintard, and L. Castanier. Development of a bubble-population correlation for foam-flow modeling in porous media. *SPE Journal*, 3(04) :356–362, 1998.

[12] C. Boeije, C. Portois, M. Schmutz, and O. Atteia. Tracking a foam front in a 3d, heterogeneous porous medium. *Transport in Porous Media*, 131(1) :23–42, 2020.

[13] C. S. Boeije and W. Rossen. Fitting foam-simulation-model parameters to data : I. coinjection of gas and liquid. *SPE Reservoir Evaluation & Engineering*, 18(02) :264–272, 2015.

[14] I. Bouzid, D. P. Herrera, M. Dierick, Y. Pechaud, V. Langlois, P. Klein, J. Albaric, and N. Fatin-Rouge. A new foam-based method for the (bio) degradation of hydrocarbons in contaminated vadose zone. *Journal of Hazardous Materials*, 401 :123420, 2021.

[15] R. Brooks and A. Corey. Hydraulic properties of porous media. hydrology paper no. 3. *Civil Engineering Department, Colorado State University, Fort Collins, CO*, 1964.

[16] R. H. Brooks and A. T. Corey. Properties of porous media affecting fluid flow. *Journal of the irrigation and drainage division*, 92(2) :61–88, 1966.

[17] J. Butler. *The Design, Performance, and Analysis of Slug Tests*. CRC Press, 2019.

[18] M. Chabert, M. Morvan, and L. Nabzar. Advanced screening technologies for the selection of dense co2 foaming surfactants. In *SPE Improved Oil Recovery Symposium*. OnePetro, 2012.

[19] M. Chen, Y. Yortsos, and W. Rossen. Insights on foam generation in porous media from pore-network studies. *Colloids and Surfaces A : Physicochemical and Engineering Aspects*, 256(2-3) :181–189, 2005.

[20] Z. Chen, G. Huan, and Y. Ma. *Computational methods for multiphase flows in porous media*. SIAM, 2006.

[21] L. Cheng, A. Reme, D. Shan, D. Coombe, and W. Rossen. Simulating foam processes at high and low foam qualities. In *SPE/DOE improved oil recovery symposium*. OnePetro, 2000.

[22] D. Cohen, T. Patzek, and C. Radke. Onset of mobilization and the fraction of trapped foam in porous media. *Transport in porous media*, 28(3) :253–284, 1997.

[23] P. De Gennes. Conjectures on foam mobilization. *Revue de l'Institut français du pétrole*, 47(2) :249–254, 1992.

[24] E. del Campo Estrada. *Ecoulements de mousse pour la dépollution d'aquifères*. PhD thesis, Université de Bordeaux, 2014.

[25] N. D. Denkov. Mechanisms of foam destruction by oil-based antifoams. *Langmuir*, 20(22) :9463–9505, 2004.

[26] T. Dicksen, G. J. Hirasaki, and C. A. Miller. Conditions for foam generation in homogeneous porous media. In *SPE/DOE improved oil recovery symposium*. OnePetro, 2002.

[27] L. Ding, L. Cui, S. Jouenne, O. Gharbi, M. Pal, H. Bertin, M. A. Rahman, C. Romero, and D. Guérillot. Estimation of local equilibrium model parameters for simulation of the laboratory foam-enhanced oil recovery process using a commercial reservoir simulator. *ACS omega*, 5(36) :23437–23449, 2020.

[28] D. Du, D. Zhao, Y. Li, F. Wang, and J. Li. Parameter calibration of the stochastic bubble population balance model for predicting np-stabilized foam flow characteristics in porous media. *Colloids and Surfaces A : Physicochemical and Engineering Aspects*, 614 :126180, 2021.

[29] A. Eftekhari and R. Farajzadeh. Effect of foam on liquid phase mobility in porous media. sci rep 7 : 43870, 2017.

[30] F. Eftekhari. *Foam-surfactant technology in soil remediation*. PhD thesis, Concordia University, 2000.

[31] R. Ettinger and C. Radke. Influence of texture on steady foam flow in berea sandstone. *SPE reservoir engineering*, 7(01) :83–90, 1992.

[32] C. Eun and M. L. Berkowitz. Origin of the hydration force : Water-mediated interaction between two hydrophilic plates. *The Journal of Physical Chemistry B*, 113(40) :13222–13228, 2009.

[33] D. Exerowa and D. Platikanov. Thin liquid films from aqueous solutions of non-ionic polymeric surfactants. *Advances in colloid and interface science*, 147 :74–87, 2009.

[34] A. Falls, G. Hirasaki, T. e. a. Patzek, D. Gauglitz, D. Miller, and T. Ratulowski. Development of a mechanistic foam simulator : the population balance and generation by snap-off. *SPE reservoir engineering*, 3(03) :884–892, 1988.

[35] A. Falls, J. Musters, and J. Ratulowski. The apparent viscosity of foams in homogeneous bead packs. *SPE Reservoir Engineering*, 4(02) :155–164, 1989.

[36] R. Farajzadeh, A. Andrianov, R. Krastev, G. Hirasaki, and W. R. Rossen. Foam-oil interaction in porous media : Implications for foam assisted enhanced oil recovery. In *SPE EOR Conference at Oil and Gas West Asia*. OnePetro, 2012.

[37] R. Farajzadeh, M. Lotfollahi, A. a. Eftekhari, W. Rossen, and G. Hirasaki. Effect of permeability on implicit-texture foam model parameters and the limiting capillary pressure. *Energy & fuels*, 29(5) :3011–3018, 2015.

[38] J. Faraudo. The missing link between the hydration force and interfacial water : evidence from computer simulations. *Current opinion in colloid & interface science*, 16(6) :557–560, 2011.

[39] N. Forey. *Mousses renforcées en polymère ou particules : application à la remédiation des sols pollués*. PhD thesis, Université de Bordeaux, 2019.

[40] F. Friedmann, W. Chen, and P. Gauglitz. Experimental and simulation study of high-temperature foam displacement in porous media. *SPE reservoir engineering*, 6(01) :37–45, 1991.

[41] F. Friedmann and J. Jensen. Some parameters influencing the formation and propagation of foams in porous media. In *SPE California Regional Meeting*. OnePetro, 1986.

[42] P. Gauglitz, F. Friedmann, S. Kam, and W. Rossen. Foam generation in homogeneous porous media." chemical engineering science. 2002.

[43] G. Gochev. Thin liquid films stabilized by polymers and polymer/surfactant mixtures. *Current Opinion in Colloid & Interface Science*, 20(2) :115–123, 2015.

[44] N. Hadian Nasr, S. M. Mahmood, S. Akbari, and H. Hematpur. A comparison of foam stability at varying salinities and surfactant concentrations using bulk foam tests and sandpack flooding. *Journal of Petroleum Exploration and Production Technology*, 10(2) :271–282, 2020.

[45] P.-S. Hahn, T. Ramamohan, and J. Slattery. Mobility control in the displacement of residual oil by an unstable foam. *AIChE journal*, 31(6) :1029–1035, 1985.

[46] C. Hill and J. Eastoe. Foams : From nature to industry. *Advances in colloid and interface science*, 247 :496–513, 2017.

[47] G. Hirasaki, C. Miller, R. Szafranski, D. Tanzil, J. Lawson, H. Meinardus, M. Jin, J. Londergan, R. Jackson, G. Pope, and W. Wade. Field demonstration of the surfactant/foam process for aquifer remediation. In *SPE Annual Technical Conference and Exhibition*. Society of Petroleum Engineers, 1997.

[48] L. Holm. The mechanism of gas and liquid flow through porous media in the presence of foam. *Society of Petroleum Engineers Journal*, 8(04) :359–369, 1968.

[49] P. Horgue, C. Soulaine, J. Franc, R. Guibert, and G. Debenest. An open-source toolbox for multiphase flow in porous media. *Computer Physics Communications*, 187 :217–226, 2015.

[50] A. Jiménez and C. Radke. Dynamic stability of foam lamellae flowing through a periodically constricted pore. ACS Publications, 1989.

[51] S. Jones, G. Laskaris, S. Vincent-Bonnieu, R. Farajzadeh, and W. Rossen. Effect of surfactant concentration on foam : From coreflood experiments to implicit-texture foam-model parameters. *Journal of Industrial and Engineering Chemistry*, 37 :268–276, 2016.

[52] O. Karpenko, V. Lubenets, E. Karpenko, and V. Novikov. Chemical oxidants for remediation of contaminated soil and water. a review. 2009.

[53] Z. Khatib, G. Hirasaki, and A. Falls. Effects of capillary pressure on coalescence and phase mobilities in foams flowing through porous media. *SPE reservoir engineering*, 3(03) :919–926, 1988.

[54] K. R. Kibodeaux. *Experimental and theoretical studies of foam mechanisms in enhanced oil recovery and matrix acidization applications*. The University of Texas at Austin, 1997.

[55] I. Kim, A. J. Worthen, K. P. Johnston, D. A. DiCarlo, and C. Huh. Size-dependent properties of silica nanoparticles for pickering stabilization of emulsions and foams. *Journal of Nanoparticle Research*, 18(4) :1–12, 2016.

[56] A. Kovscek and H. Bertin. Foam mobility in heterogeneous porous media. *Transport in porous media*, 52(1) :17–35, 2003.

[57] A. Kovscek, T. Patzek, and C. Radke. Mechanistic prediction of foam displacement in multidimensions : A population balance approach. In *SPE/DOE Improved Oil Recovery Symposium*. OnePetro, 1994.

[58] A. Kovscek and C. Radke. Pressure-driven capillary snap-off of gas bubbles at low wetting-liquid content. *Colloids and Surfaces A : Physicochemical and Engineering Aspects*, 212(2-3) :99–108, 2003.

[59] A. Kovscek, G.-Q. Tang, and C. Radke. Verification of roof snap off as a foam-generation mechanism in porous media at steady state. *Colloids and Surfaces A : Physicochemical and Engineering Aspects*, 302(1-3) :251–260, 2007.

[60] A. R. Kovscek, T. W. Patzek, and C. J. Radke. Mechanistic foam flow simulation in heterogeneous and multidimensional porous media. *SPE Journal*, 2(04) :511–526, 1997.

[61] A. R. Kovscek and C. J. Radke. Fundamentals of foam transport in porous media. Technical report, Lawrence Berkeley Lab., CA (United States), 1993.

[62] J. B. Lawson and J. Reisberg. Alternate slugs of gas and dilute surfactant for mobility control during chemical flooding. In *SPE/DOE enhanced oil recovery symposium*. OnePetro, 1980.

[63] H. Lee, J. Heller, and A. Hoefer. Change in apparent viscosity off co2 foam with rock permeability. *SPE reservoir engineering*, 6(04) :421–428, 1991.

[64] H. O. Lee and J. P. Heller. Laboratory measurements of co2-foam mobility. *SPE Reservoir Engineering*, 5(02) :193–197, 1990.

[65] M. Leverett. Capillary behavior in porous solids. *Transactions of the AIME*, 142(01) :152–169, 1941.

[66] Y. Liu, R. B. Grigg, and B. Bai. Salinity, ph, and surfactant concentration effects on co2-foam. In *SPE international symposium on oilfield chemistry*. OnePetro, 2005.

[67] A. Long, H. Zhang, and Y. Lei. Surfactant flushing remediation of toluene contaminated soil : Optimization with response surface methodology and surfactant recovery by selective oxidation with sulfate radicals. *Separation and purification technology*, 118 :612–619, 2013.

[68] M. Longpré-Girard, R. Martel, T. Robert, R. Lefebvre, and J.-M. Lauzon. 2d sandbox experiments of surfactant foams for mobility control and enhanced lnapl recovery in layered soils. *Journal of contaminant hydrology*, 193 :63–73, 2016.

[69] M. Lotfollahi, R. Farajzadeh, M. Delshad, A. Varavei, and W. R. Rossen. Comparison of implicit-texture and population-balance foam models. *Journal of Natural Gas Science and Engineering*, 31 :184–197, 2016.

[70] K. Ma, J. L. Lopez-Salinas, M. C. Puerto, C. A. Miller, S. L. Biswal, and G. J. Hirasaki. Estimation of parameters for the simulation of foam flow through porous media. part 1 : the dry-out effect. *Energy & fuels*, 27(5) :2363–2375, 2013.

[71] K. Ma, G. Ren, K. Mateen, D. Morel, and P. Cordelier. Modeling techniques for foam flow in porous media. *SPE Journal*, 20(03) :453–470, 2015.

[72] J. Maire, A. Coyer, and N. Fatin-Rouge. Surfactant foam technology for in situ removal of heavy chlorinated compounds-dnapls. *Journal of hazardous materials*, 299 :630–638, 2015.

[73] J. Maire and N. Fatin-Rouge. Surfactant foam flushing for in situ removal of dnapls in shallow soils. *Journal of hazardous materials*, 321 :247–255, 2017.

[74] J. Maire, A. Joubert, D. Kaifas, T. Invernizzi, J. Marduel, S. Colombano, D. Cazaux, C. Marion, P.-Y. Klein, A. Dumestre, et al. Assessment of flushing methods for the removal of heavy chlorinated compounds dnapl in an alluvial aquifer. *Science of the Total Environment*, 612 :1149–1158, 2018.

[75] M. C. Marley, D. J. Hazebrouck, and M. T. Walsh. The application of in situ air sparging as an innovative soils and ground water remediation technology. *Groundwater Monitoring & Remediation*, 12(2) :137–145, 1992.

[76] A. C. Martinez, E. Rio, G. Delon, A. Saint-Jalmes, D. Langevin, and B. P. Binks. On the origin of the remarkable stability of aqueous foams stabilised by nanoparticles : link with microscopic surface properties. *Soft matter*, 4(7) :1531–1535, 2008.

[77] T. Meling and J. Hanssen. Gas-blocking foams in porous media : effects of oil and surfactant hydrophobe carbon number. In *Surfactants and Macromolecules : Self-Assembly at Interfaces and in Bulk*, pages 140–154. Springer, 1990.

[78] C. Micheau, P. Bauduin, O. Diat, and S. Faure. Specific salt and ph effects on foam film of a ph sensitive surfactant. *Langmuir*, 29(27) :8472–8481, 2013.

[79] A. Moradi-Araghi, E. Johnston, D. Zornes, and K. Harpole. Laboratory evaluation of surfactants for co2-foam applications at the south cowden unit. In *International symposium on oilfield chemistry*. One-Petro, 1997.

[80] M. Muskat. Physical principles of oil production : Mcgraw-hill book company. *Inc., New York*, 1949.

[81] D. Myers et al. *Surfaces, interfaces, and colloids*, volume 415. Wiley New York, 1999.

[82] S. Omirbekov, H. Davarzani, S. Colombano, and A. Ahmadi-Senichault. Experimental and numerical upscaling of foam flow in highly permeable porous media. *Advances in Water Resources*, 146 :103761, 2020.

[83] K. Osei-Bonsu, P. Grassia, and N. Shokri. Investigation of foam flow in a 3d printed porous medium in the presence of oil. *Journal of colloid and interface science*, 490 :850–858, 2017.

[84] K. Osei-Bonsu, P. Grassia, and N. Shokri. Relationship between bulk foam stability, surfactant formulation and oil displacement efficiency in porous media. *Fuel*, 203 :403–410, 2017.

[85] K. Osei-Bonsu, P. Grassia, and N. Shokri. Effects of pore geometry on flowing foam dynamics in 3d-printed porous media. *Transport in Porous Media*, 124(3) :903–917, 2018.

[86] K. Osei-Bonsu, N. Shokri, and P. Grassia. Foam stability in the presence and absence of hydrocarbons : From bubble-to bulk-scale. *Colloids and Surfaces A : Physicochemical and Engineering Aspects*, 481 :514–526, 2015.

[87] K. Osei-Bonsu, N. Shokri, and P. Grassia. Fundamental investigation of foam flow in a liquid-filled hele-shaw cell. *Journal of colloid and interface science*, 462 :288–296, 2016.

[88] W. Osterloh and M. Jante. Effects of gas and liquid velocity on steady-state foam flow at high temperature. In *SPE/DOE Enhanced Oil Recovery Symposium*. OnePetro, 1992.

[89] Z.-X. Pang. The blocking ability and flowing characteristics of steady foams in porous media. *Transport in porous media*, 85(1) :299–316, 2010.

[90] M. Parlar, M. Parris, R. Jasinski, and J. Robert. An experimental study of foam flow through berea sandstone with applications to foam diversion in matrix acidizing. In *SPE western regional meeting*. OnePetro, 1995.

[91] T. Patzek. Description of foam flow in porous media by the population balance method. ACS Publications, 1988.

[92] P. Persoff, C. Radke, K. Pruess, S. Benson, and P. Witherspoon. A laboratory investigation of foam flow in sandstone at elevated pressure. In *SPE California Regional Meeting*. OnePetro, 1989.

[93] C. Portois. *Comportement de la mousse en milieu poreux pour confiner une source de pollution : potentialités, contraintes et démonstration en site réel*. PhD thesis, Université de Bordeaux Montaigne, 2018.

[94] H. Princen and S. Mason. The permeability of soap films to gases. *Journal of Colloid Science*, 20(4) :353–375, 1965.

[95] J. Roof. Snap-off of oil droplets in water-wet pores. *Society of Petroleum Engineers Journal*, 10(01) :85–90, 1970.

[96] W. Rossen and Q. Lu. Effect of capillary crossflow on foam improved oil recovery. In *SPE western regional meeting*. OnePetro, 1997.

[97] W. Rossen and M.-W. Wang. Modeling foams for acid diversion. In *SPE European Formation Damage Conference*. OnePetro, 1997.

[98] W. R. Rossen. Minimum pressure gradient for foam flow in porous media : effect of interactions with stationary lamellae. *Journal of colloid and interface science*, 139(2) :457–468, 1990.

[99] W. R. Rossen. Theory of mobilization pressure gradient of flowing foams in porous media : I. incompressible foam. *Journal of Colloid and Interface Science*, 136(1) :1–16, 1990.

[100] W. R. Rossen. Theory of mobilization pressure gradient of flowing foams in porous media : Ii. effect of compressibility. *Journal of Colloid and Interface Science*, 136(1) :17–37, 1990.

[101] W. R. Rossen. Foams in enhanced oil recovery. In *Foams*, pages 413–464. Routledge, 2017.

[102] W. R. Rossen, J. Shi, and S. C. Zeilinger. Percolation modeling of foam generation in porous media. *AIChE Journal (American Institute of Chemical Engineers) ;(United States)*, 40(6), 1994.

[103] J.-L. Salager and L. Choplin. Mousses formation, formulation et propriétés. *Techniques de l'ingénieur. Génie des procédés*, (J2200) :J2200–1, 2008.

[104] I. Svorstoel, T. Blaker, S. Arneson, T. Holt, F. Vassenden, and L. Surguchev. Foam pilot evaluations for the snorre field, part 1 : Project and laboratory results. In *IOR 1995-8th European Symposium on Improved Oil Recovery*, pages cp–107. European Association of Geoscientists & Engineers, 1995.

[105] G.-Q. Tang and A. Kovscek. Trapped gas fraction during steady-state foam flow. *Transport in porous media*, 65(2) :287–307, 2006.

[106] J. Tang, S. Vincent-Bonnieu, and W. R. Rossen. Ct coreflood study of foam flow for enhanced oil recovery : The effect of oil type and saturation. *Energy*, 188 :116022, 2019.

[107] F. Tapias and A. Hutin. *Les milieux poreux en ingénierie de réservoir : Perméabilité*. 03 2022.

[108] D. Truzzolillo, S. Mora, C. Dupas, and L. Cipelletti. Off-equilibrium surface tension in colloidal suspensions. *Physical Review Letters*, 112(12) :128303, 2014.

[109] A. S. d. Vries and K. Wit. Rheology of gas/water foam in the quality range relevant to steam foam. *SPE Reservoir Engineering*, 5(02) :185–192, 1990.

[110] C. Wang, H. Fang, Q. Gong, Z. Xu, Z. Liu, L. Zhang, L. Zhang, and S. Zhao. Roles of catanionic surfactant mixtures on the stability of foams in the presence of oil. *Energy & Fuels*, 30(8) :6355–6364, 2016.

[111] N. Yekeen, M. A. Manan, A. K. Idris, E. Padmanabhan, R. Junin, A. M. Samin, A. O. Gbadamosi, and I. Oguamah. A comprehensive review of experimental studies of nanoparticles-stabilized foam for enhanced oil recovery. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 164 :43–74, 2018.

[112] Y. Zeng, R. Farajzadeh, A. A. Eftekhari, S. Vincent-Bonnieu, A. Muthuswamy, W. R. Rossen, G. J. Hirasaki, and S. L. Biswal. Role of gas type on foam transport in porous media. *Langmuir*, 32(25) :6239–6245, 2016.

[113] Y. Zeng, A. Muthuswamy, K. Ma, L. Wang, R. Farajzadeh, M. Puerto, S. Vincent-Bonnieu, A. A. Eftekhari, Y. Wang, C. Da, et al. Insights on foam transport from a texture-implicit local-equilibrium model with an improved parameter estimation algorithm. *Industrial & Engineering Chemistry Research*, 55(28) :7819–7829, 2016.

[114] M. Zerhboub, K. Ben-Naceur, E. Touboul, and R. Thomas. Matrix acidizing : a novel approach to foam diversion. *SPE Production & Facilities*, 9(02) :121–126, 1994.

[115] Y. S. Zhao, Y. Su, J. R. Lian, H. F. Wang, L. L. Li, and C. Y. Qin. Insights on flow behavior of foam in unsaturated porous media during soil flushing. *Water Environment Research*, 88(11) :2132–2141, 2016.

[116] Z. Zhou, X. Liu, K. Sun, C. Lin, J. Ma, M. He, and W. Ouyang. Persulfate-based advanced oxidation processes (aops) for organic-contaminated soil remediation : A review. *Chemical Engineering Journal*, 372 :836–851, 2019.

[117] Z. Zhou and W. Rossen. Applying fractional-flow theory to foam processes at the limiting capillary pressure. *SPE Advanced Technology Series*, 3(01) :154–162, 1995.