

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique



Université A. MIRA – BEJAIA

Faculté de Technologie

Département de Génie des Procédés



Mémoire de fin de cycle

En vue de l'obtention du diplôme de

MASTER

En Génie des Procédés

Option : Génie Chimique

Présenté par :

M^{lle} YOUSFI Assia

M^{lle} SOUALAH Sabrina

Thème :

Etude expérimentale de l'effet de quelques méthodes d'injection sur les performances d'un système de pompage de type airlift

Soutenu le : 02 juillet 2018

devant le jury composé de :

M ^{me} BOUROUINA S.	Professeur (U. A. M. Béjaïa)	Présidente
M ^{me} KECHROUD N.	MCB (U. A. M. Béjaïa)	Examinatrice
M ^{me} HAMAI DI N.	MCB (U. A. M. Béjaïa)	Examinatrice
M ^r TIGHZERT H.	MCB (U. A. M. Béjaïa)	Promoteur

Juillet 2018

Dédicaces

Je dédie ce modeste travail à mes très chers parents qui ont tout fait pour assurer ma réussite dans mes études.

A ma chère sœur et mes chers frères que je trouve toujours à mes côtés.

Assia

DEDICACES

Je rends un grand hommage à travers ce modeste travail en signe de respect et de reconnaissance envers :

Ma très chère mère pour ces sacrifices afin d'atteindre mon but ; qu'elle trouve ici l'expression de ma tendre affection ;

Mon père qui a participé par tous les moyens pour me porter l'aide morale et matérielle ;

Mes très chers frères : Idir, Kamel, Nassim, Abdellah, Djamel ;

Mes très chères sœurs : Zakia, Nadia ;

Toute ma famille ;

Toute ma promotion. A tous les étudiants du département Génie des Procédés ;

Tous les enseignants qui ont contribué à ma formation;

Ainsi qu'à tous mes amis(es) qui n'ont cessé de me soutenir et de m'encourager au cours de mes années d'études et de m'avoir plus d'une fois remonté le moral.

Sabrina

Remerciements

Le travail présenté dans ce mémoire a été réalisé au laboratoire d'Hydrodynamique du département de Génie des Procédés, Université A. Mira de Béjaïa, sous la direction du Dr Tighzert Hamid.

Nous exprimons notre profonde gratitude et nos sincères remerciements à notre promoteur M. Tighzert Hamid qui nous a accordé sa confiance. Nous le remercions pour sa patience, son sens d'appréciation scientifique, ses suggestions pertinentes et ses conseils précieux qui nous ont servi de guide pour l'aboutissement de ce travail.

Nous adressons nos respectueux remerciements à Madame BOUROUINA Saliha pour avoir accepté de présider le jury de notre soutenance.

Nous remercions également Madame KECHROUD Nassima et Madame HAMAIDI Nassima pour avoir accepté d'examiner notre travail.

Nos remerciements vont aussi au responsable du Hall de Technologie, Rachid (Université Abderrahmane Mira de Béjaïa) pour le matériel qu'il a mis à notre disposition.

Nos remerciements vont également à tous ceux qui nous ont aidés de près ou de loin pour l'accomplissement de ce travail.

Sommaire

<i>Remerciements</i>	I
<i>Liste des figures</i>	VI
<i>Nomenclature</i>	VIII
<i>Introduction</i>	01

Chapitre I

Généralités sur les systèmes airlifts

I.1. Définition d'un système de pompage airlift.....	03
I.2. Principe de fonctionnement.....	03
I.3. Types de systèmes de pompage airlifts	03
a. Système de pompage airlift ordinaire.....	03
b. Système de pompage airlift à élargissement brusque.....	04
c. Système de pompage airlift en forme conique.....	05
d. Système de pompage airlift en forme S.....	05
I.4. Régimes d'écoulement diphasique.....	06
a. Régime à bulles (<i>bubbly flow</i>).....	07
b. Régime à poches (<i>slug flow</i>).....	07
c. Régime turbulent baratté (<i>churn flow</i>).....	08
d. Régime annulaire (<i>annular flow</i>).....	08
e. Autres régimes.....	09
• Régime à chapeaux de Taylor	09
• Régime brouillard ou dispersé	09
I.5 Paramètres influençant le fonctionnement d'un système de pompage airlift.....	09
I.6 Domaines d'applications.....	09
I.7 Les avantages d'un système de pompage airlift.....	10
I.8 Carte d'écoulement.....	11
I.9 Hauteur de plongée (<i>H_p</i>).....	11
I.10 Rendement (η).....	12
I.11 Efficacités (<i>E</i>).....	13
I.12 Taux de vide (ϵ).....	13
• Le taux de vide volumique.....	13

• Le taux de vide volumétrique.....	13
• Le taux de vide surfacique.....	13
I.13 Techniques de mesures du taux de vide.....	13
a. <i>Technique de vanne à fermeture rapide</i>	13
b. <i>Technique d'expansion du volume</i>	14
c. <i>Technique de sondes électriques</i>	14
d. <i>Technique acoustique</i>	14
e. <i>Technique radiatives</i>	14
I.14 Vitesses des phases et glissement.....	15
I.14.1 Vitesses superficielles	15
I.14.2 Vitesse interstitielle.....	15
I.14.3 Vitesse du mélange diphasique	15
I.14.4 Vitesse de glissement	15
I.15 Rapport de glissement (S)	16
I.16 Gradient de pression.....	16
I.17 Masse volumique du mélange diphasique.....	16

Chapitre II

Analyse bibliographique.....	17
------------------------------	----

Chapitre III

Dispositif expérimental et techniques de mesures

III.1 Présentation de l'installation.....	27
a. Colonne (riser).....	27
b. Vannes du taux de vide	29
c. Section de transit	30
d. Disperseur.....	30
e. Séparateur de phases.....	31
f. Downcomer	31
g. Bac coulissant.....	32
h. Alimentation en phase liquide.....	32
i. Alimentation en air.....	33
j. Débitmètres à air.....	33
k. Hauteur de plongée.....	33

III.2 Principe de fonctionnement de l'installation.....	34
III.3 Techniques de mesures.....	34
III.3.1 Mesure du débit minimum d'injection.....	34
III.3.2 Mesure du débit de la phase liquide.....	35
III.3.3 Mesure du taux vide.....	35
III.4 Caractérisation visuelle.....	36
III.5 Contraintes expérimentales.....	36

Chapitre IV

Résultats et Discussions

IV.1 Caractérisation des régimes d'écoulement.....	38
a. Régime à bulles	38
b. Régime à poches.....	40
c. Régime turbulent baratté.....	41
IV.2 Débit de la phase liquide.....	42
IV.2.1 Analyse pour la hauteur de plongée $H_p=0,7$	42
IV.2.2 Reproductibilité des résultats.....	43
IV.2.3 Effet de la hauteur de plongée.....	43
IV.2.4 Comparaison avec un système ordinaire.....	44
IV.3 Débit minimum d'injection.....	46
IV.3.1 Débit minimum d'injection de la présente étude.....	46
IV.3.2 Comparaison avec un système ordinaire.....	47
IV.4 Rendement (η).....	48
IV.4.1 Analyse du rendement pour $H_p=0,6$	48
IV.4.2 Effet de la hauteur de plongée.....	49
IV.4.3 Comparaison avec un système ordinaire.....	50
IV.5 Efficacité (E).....	52
IV.5.1 Analyse pour la hauteur de plongée $H_p=0,7$	52
IV.5.2 Effet de la hauteur de plongée.....	53
IV.5.3 Comparaison avec un système ordinaire.....	54
IV.6 Rapport de glissement (S).....	56
IV.6.1 Analyse pour la présente étude.....	56
IV.6.2 Comparaison avec un système ordinaire.....	57
IV.7 Taux de vide global (ϵ).....	58

IV.7.1 Analyse du taux de vide global.....	58
IV.7.2 Comparaison avec un système ordinaire.....	59
IV.8 Confrontation avec le modèle à écart de vitesses.....	60
Conclusion.....	62
Références bibliographiques.....	64

Liste des figures

Figure I.1: Système de pompage airlift ordinaire.....	04
Figure I.2: Système de pompage à élargissement brusque (Hanafizadeh et Ghorbani, 2012)	04
Figure I.3: Système de pompage airlift en forme conique (Kumar et al., 2003 ; Mahrous, 2013b).....	05
Figure I.4: Colonne en forme S d'un système pompage airlift (Fujimoto et al., 2004).....	06
Figure I.5: Régimes d'écoulement diphasique ascendant.....	08
Figure I.6: Exemple d'une carte d'écoulement (Samara et Margaris, 2005).....	11
Figure I.7: Schéma illustrant la hauteur de plongée.....	12
Figure II.1: Schéma dispositif du disperseur utilisé par Ahmed et al. (2016).....	18
Figure II.2: Dispositif utilisé par Kumar et al. (2003).....	18
Figure II.3: Régimes d'écoulements observés par Hanafizadeh et al. (2011a).....	20
Figure II.4: Dispositif expérimental de François et al. (1996).....	22
Figure III.1: Schéma de l'installation expérimentale.....	28
Figure III.2: Colonne (riser) du dispositif expérimental.....	29
Figure III.3: Vannes du taux de vide.....	29
Figure III.4: Section de transit.....	30
Figure III.5: Emplacement de la section de transit	30
Figure III.6: Disperseur utilisé dans la présente étude.....	31
Figure III.7: Séparateur de phases.....	31
Figure III.8: Bac coulissant.....	32
Figure III.9: Débitmètre à air placés en parallèle.....	33
Figure III.10: Bac gradué.....	35
Figure III.11: Photographie de l'installation expérimentale utilisée.....	37
Figure IV.1: Photographie de la visualisation du régime à bulles.....	39
Figure IV.2: Visualisation du régime à poches dans la moitié inférieure de la colonne.....	41
Figure IV.3: Visualisation du régime turbulent baratté.....	41

Figure IV.4: Evolution du débit de la phase liquide en fonction du débit de la phase gazeuse pour $H_p = 0,7$ 42

Figure IV.5: Reproductibilité des résultats expérimentaux pour $H_p = 0,7$ 43

Figure IV.6: Evolution du débit de la phase liquide en fonction du débit d'air pour diverses hauteurs de plongée.....44

Figure IV.7: Confrontation du débit de la phase liquide de la présente étude avec celui d'un système ordinaire.....45

Figure IV.8: Evolution du débit minimum d'injection en fonction des hauteurs de plongée.....46

Figure IV.9: Comparaison entre le débit minimum d'injection expérimentale avec celui de Saidi et Yahiaoui (2016).....47

Figure IV.10: Evolution du rendement en fonction du débit d'air pour $H_p = 0,6$ 49

Figure IV.11: Confrontation du rendement et du débit de la phase liquide pour une hauteur de plongée identique.....49

Figure IV.12: Evolution du rendement en fonction du débit d'air pour diverses hauteurs de plongée.....50

Figure IV.13: Confrontation du rendement de la présente étude avec celui d'un système ordinaire.....51

Figure IV.14: Evolution de l'efficacité en fonction du débit d'air pour $H_p = 0,7$53

Figure IV.15 : Evolution de l'efficacité en fonction du débit d'air.....54

Figure IV.16 : Confrontation de l'efficacité de la présente étude avec celui d'un système ordinaire (Saidi et Yahiaoui, 2016).....55

Figure IV.17 : Evolution du rapport de glissement (S) en fonction du débit d'air.....56

Figure IV.18 : Confrontation du rendement et du rapport de glissement pour une hauteur de plongée identique..... 56

Figure IV.19: Comparaison du rapport de glissement de la présente étude avec celui d'un système ordinaire.....57

Figure IV.20: Evolution du taux de vide en fonction du débit d'air.....59

Figure IV.21: Confrontation du taux de vide de la présente étude avec celui d'un système ordinaire.....59

Figure IV.22: Confrontation des résultats expérimentaux avec le modèle à écart de vitesses (partie en amont)61

Figure IV.23: Confrontation des résultats expérimentaux avec le modèle à écart de vitesse (partie en aval).....61

Nomenclature

➤ Les lettres latines

A :	Section de la colonne	(m^2)
A_d :	Section de downcomer	(m^2)
A_r :	Section du riser	(m^2)
C_0 :	Coefficient de distribution (modèle à écart de vitesses)	$(-)$
D :	Diamètre de la colonne	(m)
D_{ext} :	Diamètre extérieur	(m)
D_{int} :	Diamètre intérieur	(m)
E :	Efficacité d'un système de pompage airlift	$(-)$
g :	Accélération de la pesanteur	(m/s^2)
H :	Hauteur d'entraînement de la phase liquide	(m)
H_m :	Hauteur de mélange diphasique dans la colonne	(m)
H_p :	Hauteur de plongée	$(-)$
L :	Longueur de la colonne	(m)
P_a :	Pression atmosphérique	(P_a)
P_{inj} :	Pression d'injection d'air	(P_a)
Q_g :	Débit volumique de la phase gazeuse	(m^3/s)
Q_l :	Débit volumique de la phase liquide	(m^3/s)
S :	Rapport de glissement	$(-)$
U_g :	Vitesse superficielle de la phase gazeuse	(m/s)
u_g :	Vitesse interstitielle de la phase gazeuse	(m/s)

U_l : Vitesse superficielle de la phase liquide	(m/s)
u_l : Vitesse interstitielle de la phase liquide	(m/s)
U_s : Vitesse de glissement	(m/s)
U_{gl} : Vitesse de glissement (corrélation de Hills, 1976)	(m/s)
U_{gm} : Vitesse d'entraînement de la phase gazeuse (modèle à écart de vitesse)	(m/s)
U_m : Vitesse du mélange diphasique	(m/s)
V_g : Volume de la phase gazeuse	(m ³)
V_l : Volume de la phase liquide	(m ³)
V_m : Volume du mélange diphasique dans la colonne	(m ³)

➤ **Les lettres grecques**

ε : Taux de vide global	(-)
η : Rendement d'un système de pompage airlift	(-)
ρ : Masse volumique du liquide	(kg/m ³)
ρ_l : Masse volumique de la phase liquide	(kg/m ³)
ρ_g : Masse volumique de la phase gazeuse	(kg/m ³)
ρ_m : Masse volumique du mélange diphasique	(kg/m ³)
ΔP : Gradient de pression	(Pa)
ΔP_g : Gradient de pression dû à l'accélération	(Pa)
ΔP_{ac} : Gradient de pression dû à la gravité	(Pa)
ΔP_{fr} : Gradient de pression dû aux frottements	(Pa)

Introduction

Les systèmes de pompage airlifts de type ordinaire ont fait l'objet de diverses études expérimentales et numériques. Dans la littérature les auteurs les ont toujours présentés comme une alternative aux systèmes de pompage classiques en raison de leur simplicité de conception et de beaucoup d'autres avantages tels que l'absence de toute pièce mobile, ce qui permet d'éviter le phénomène d'abrasion et les problèmes d'étanchéité. Leur simple conception fait d'eux des systèmes moins coûteux pour la maintenance et leur donne l'aptitude d'être adaptés à diverses situations où les systèmes classiques échouent. Ils sont sollicités chaque fois qu'il s'agit de manipuler des fluides toxiques ou corrosifs et leur utilisation est assez fréquente dans l'industrie de pétrole dans le cas de l'exploitation des puits notamment de formes irrégulières ou en état d'épuisement. Les systèmes airlifts, en tant que système de pompage jouissent d'une grande importance puisque leurs applications s'étendent à des domaines variés en allant de l'exploitation de l'archéologie marine au domaine de l'aquaculture en passant par des applications purement environnementales comme par exemple la remontée des eaux dans les océans dans le but d'enrichir une zone pauvre en nutriments.

L'inconvénient dans l'utilisation des systèmes airlifts en général pour la fonction du pompage réside dans le fait qu'ils sont caractérisés par un rendement relativement faible quand on le compare à celui obtenu par les systèmes classiques. Du reste, la bibliographie révèle que l'axe principal de recherche concernant ces dispositifs est orienté actuellement beaucoup plus vers l'amélioration de ce rendement. La question récurrente est toujours la suivante : comment peut-on améliorer les performances de ces systèmes ? Pour répondre à cette question les chercheurs suggèrent diverses configurations et proposent maintes façons de jouer sur les paramètres opératoires et géométriques. De ce fait, la configuration géométrique de la colonne tient une place importante dans le volet de recherche. Dans quelques études récentes (Kumar et al., 2003 ; Fujimoto et al., 2004 ; Karimi et al., 2010 ; Mahrous, 2013 ; Zakari et al., 2016) la colonne a fait l'objet d'une modification géométrique en vue d'améliorer la performance. Ces modifications qui peuvent être un élargissement brusque, un élargissement progressif ou une déformation en forme S ont ajouté au vocabulaire des systèmes airlifts le concept *du système airlift non-ordinaire* par opposition aux systèmes composés d'une colonne d'un diamètre constant dit *systèmes ordinaires*. Cependant, il nous a été donné de constater que la plupart des études menées dans ce sens sont de nature numériques et sont loin de refléter réalité expérimentale.

Dans le peu de travaux expérimentaux (Kumar et al., 2003, Fujimoto et al., 2004 ; Zakari et al., 2016) réalisés sur les systèmes non-ordinaires, pour la comparaison, les auteurs

utilisent en guise de références des systèmes airlift ordinaires fonctionnant en des conditions différentes (hauteurs de la colonne, méthode d'injection...etc). C'est pourquoi dans la présente étude, on se propose d'étudier un système non-ordinaire comportant un élargissement brusque au milieu de la colonne avec un rapport de diamètre (64/33) avoisinant 2. L'ensemble des résultats seront confrontés à ceux obtenus dans le même système avec une colonne de diamètre constant (33 mm) c'est-à-dire un système ordinaire (Saidi et Yahiaoui (2016)).

Le présent mémoire est élaboré adoptant le plan suivant :

Le premier chapitre comporte les notions fondamentales qui caractérise et qui influent sur les systèmes de pompage de type airlifts.

Dans le second chapitre, nous avons présenté une synthèse bibliographique qui résume les principaux travaux de la littérature ayant étudié les systèmes de pompage airlift. Dans ce chapitre nous abordons les paramètres principaux qui influencent le fonctionnement de ces dispositifs tels que la géométrie de la colonne, les différents techniques d'injection et le taux de vide ainsi que la caractérisation des régimes d'écoulement diphasiques et notamment quelques travaux sur les systèmes non-ordinaires.

Dans le troisième chapitre nous présentons le dispositif expérimental ainsi que les techniques de mesure utilisées.

Le dernier chapitre est consacré à la présentation des résultats et leurs discussions. Dans ce chapitre nous confrontons les résultats de la présente étude à ceux obtenus par un système ordinaire (33mm) dans les mêmes conditions.

En fin nous terminons par une conclusion et quelques perspectives pour la suite du travail.

CHAPITRE I

Généralités sur les systèmes airlifts

I.1 Définition d'un système de pompage airlift

Le système airlift est un dispositif qui sert à soulever des liquides ou des mélanges de liquides solides à travers une colonne verticale partiellement ou totalement immergée dans le liquide au moyen d'air comprimé introduit à la base de la colonne (Kassab et al., 2009, Clarck et Dabolt., 1986, Khalil et al., 1999).

I.2 Principe de fonctionnement

L'injection de l'air comprimé à la base de la colonne permet de créer un écoulement diphasique ascendant ayant une faible densité par rapport à la phase liquide pure ce qui se traduit par une différence de pression entre les deux extrémités (en amont et en aval) entraînant la phase liquide d'une façon ascendante vers le haut. À la sortie de la colonne les deux phases peuvent être séparées et récupérées (Hanafizadeh et Ghorbani., 2012).

I.3 Types de système de pompage airlift

A travers la littérature nous avons recensé quatre types de systèmes de pompage airlift, proposés en général dans le but d'améliorer la performance de fonctionnement par rapport aux systèmes classiques (ordinaires). Ces types dits *non-ordinaires* se distinguent par les modifications géométriques apportées en général au niveau de la colonne principale (riser). Toutefois, ces types restent encore dans le cadre de la recherche, leur utilisation dans la pratique semble être rare.

a. Système de pompage airlift ordinaire

Ce type de pompage est le plus simple, il est composé d'une colonne verticale à une section constante le long de toute sa hauteur. Les différentes parties de ce système de pompage ordinaire sont schématisées sur la figure (I.1) (Hanafizadeh et Ghorbani, 2012).

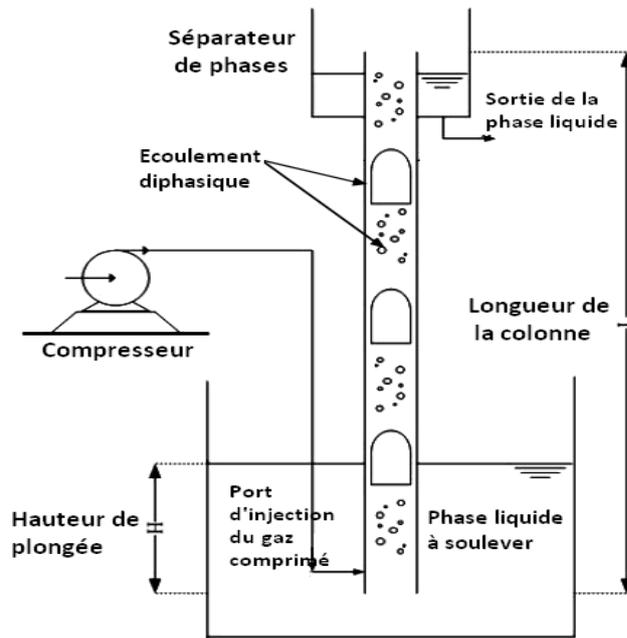


Figure I.1: Système de pompage airlift ordinaire

b. Système de pompage airlift à élargissement brusque

Selon Hanafizadeh et Ghorbani (2012), ce type de système a été introduit pour la première fois par Kumar et al. (2003). Par la suite il a été étudié par Karimi et al. (2010). Le long de la colonne un élargissement brusque est réalisé en vue d'augmenter la performance. Ce type de système est schématisé sur la figure (I.2)

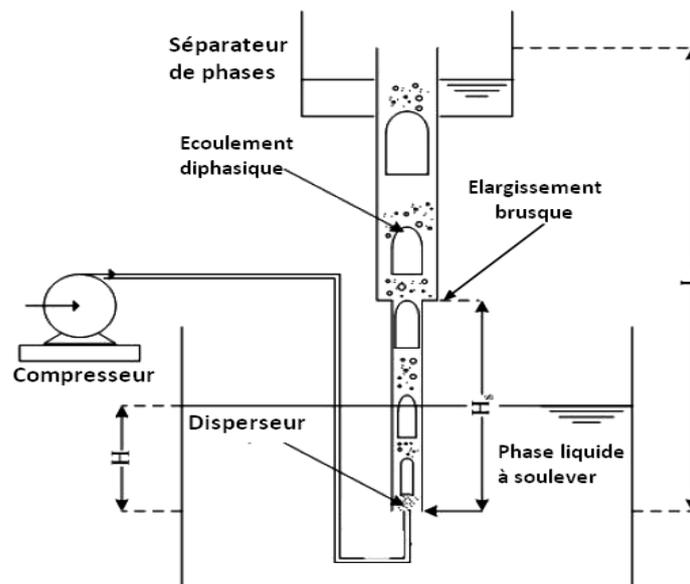


Figure I.2: Système de pompage à élargissement brusque (Hanafizadeh et Ghorbani, 2012)

c. *Système de pompage airlift en forme conique*

Ce type a également été introduit pour la première fois par Kumar et al. (2003) puis repris par la suite par Mahrous (2013b) qui soutient qu'une forme conique peut empêcher le régime annulaire de se produire et allonger la gamme du régime à poches ce qui pourrait améliorer la performance. D'autre part, cette configuration a été proposée pour pallier aux problèmes des pertes de charges supposées dans le cas d'un élargissement brusque (voir figure I.3).

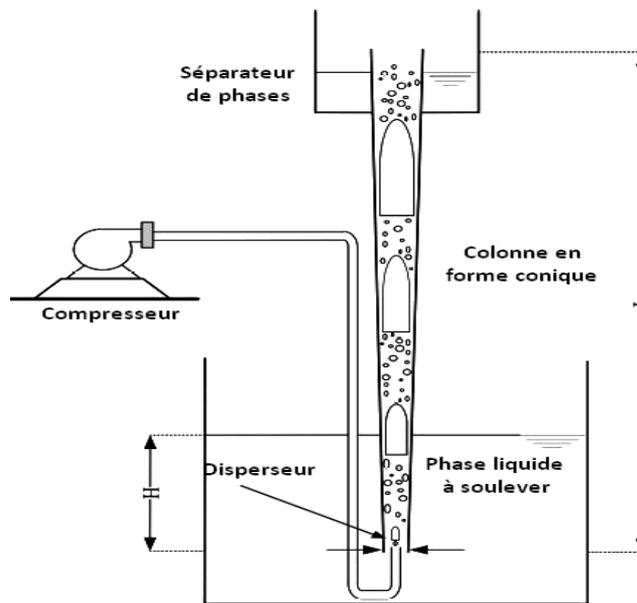


Figure I.3: Système de pompage airlift en forme conique
(Kumar et al., 2003 ; Mahrous, 2013b)

d. *Système de pompage airlift en forme S*

C'est une configuration dont l'utilisation est assez rare, elle a été introduite pour la première fois par Fujimoto et al. (2004) puis par Mahrous (2013a). Ils ont introduit une déformation en forme S dans la partie inférieure de la colonne (voir la figure I.4).

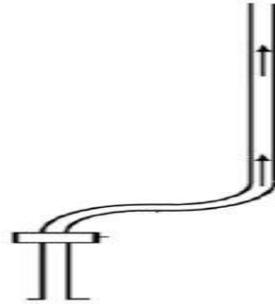


Figure I.4: Colonne en forme S d'un système pompage airlift (Fujimoto et al., 2004)

I.4 Régimes d'écoulement diphasique

La caractérisation des régimes d'écoulement s'impose chaque fois qu'on veut étudier un écoulement diphasique gaz-liquide. Il est primordial de connaître le régime d'écoulement et les paramètres influençant les transitions (Cheng et al., 1998). Le choix d'un régime pour le fonctionnement d'un système airlift dépend de l'objectif à atteindre. Par exemple, le régime à poches a été présenté comme étant le plus convenable pour la fonction du pompage comme l'est le régime à bulles dans les réacteurs destinés aux tâches biologiques. Le turbulent baratté serait le meilleur pour améliorer le mélange et favoriser les transferts (Tighzert., 2016).

Traditionnellement pour l'identification d'un régime on recourt à des observations visuelles ou à l'utilisation des cartes d'écoulement. Cette méthode d'identification dépend grandement de la subjectivité de l'observateur. L'emploi des autres techniques, comme l'analyse des signaux ou le traitement numérique d'images pour ne citer que ces deux exemples, ne peuvent venir à bout du problème. Les difficultés rencontrées dans la caractérisation et l'analyse de la structure de l'écoulement, notamment en phases transitoires, sont liées à l'interface existante entre les deux phases et la discontinuité qui leur sont associée. La variété de mécanismes de transferts entre le mélange diphasique et la paroi ; entre les phases-même, dépend beaucoup de la configuration de l'écoulement et les facteurs qui affectent cette configuration sont assez nombreux et complexes (Mishima et Ishii, 1984).

La définition d'un régime en écoulement diphasique ne fait pas toujours consensus. Quelques configurations décrites par certains auteurs comme structure d'écoulement à part entière ont été contestées par d'autres. Aussi certains décrivent-ils l'écoulement par

quatre configurations quand d'autres en perçoivent six ou sept. Dans le cas de certaines études relatives aux colonnes à bulles le nombre des régimes est même réduit à deux. Ainsi, le régime à poches et le turbulent baratté sont parfois confondus sous la même appellation: écoulement écumeux (*froth flow*), écoulement intermittent, régime hétérogène, régime à bouchons (*plug flow*) et beaucoup d'autres façons de désignation (Godbole, 2004).

Les Régimes d'écoulements diphasiques sont généralement divisés en quatre configurations principales : le régime à bulles (*bubbly flow*), le régime à poches (*slug flow*), le régime turbulent baratté (*churn flow*) et le régime annulaire (*annular flow*) (kassab et al., 2001 et Mahrous, 2013). Ils peuvent être déterminés par différentes méthodes :

- Méthode visuelle : elle est réalisée par observation à l'œil nu, photographie et vidéos.
- Méthode graphique (exploitation des cartes d'écoulements). La carte d'écoulement est une représentation graphique de différents modèles d'écoulement. L'ensemble des coordonnées qui peuvent être utilisés pour tracer une carte d'écoulement pour représenter les transitions du modèle d'écoulement peuvent consister en le débit massique des phases, les vitesses superficielles et les nombres adimensionnels tels que le nombre de Reynolds ou le nombre de Froude (Baghawat, 2008).
- Traitement de signaux : signaux de pression, température et champs de vitesse.

a. Régime à bulles (*bubbly flow*)

Il apparaît à faible débits de gaz. Il est caractérisé par la dispersion homogène des bulles dans la phase liquide. Il est assimilé à un écoulement homogène où les bulles de gaz sont de taille approximativement uniforme. Ce régime est le plus fréquent en pratique lorsque le système est utilisé comme technique d'aération (Pochet, 2012 ; Utiger, 1998).

b. Régime à poches (*slug flow*)

Si le débit de gaz augmente, les chapeaux de Taylor continuent à croître par coalescence, en formant des bulles plus grandes, dont les dimensions atteignent la dimension du diamètre de la colonne dans certaines conditions. Les bulles peuvent

croître par coalescence et par la diminution de la pression jusqu'à atteindre une taille critique, dépendante notamment de la physique de l'écoulement, au-delà de laquelle elles ne sont plus stables (Cheng et al., 1998 ; Clark et Dabolt, 1986 ; Kassab et al., 2009 ; Nakaryakov et al., 1986 ; Utiger, 1998).

c. Régime turbulent baratté (*churn flow*)

C'est un régime typique à l'écoulement diphasique ascendant. Il ressemble au régime à poches mais avec un aspect chaotique, il est caractérisé par un mouvement oscillatoire, irrégulier et sans structure précise. Le liquide s'écoule dans les deux sens, vers le haut et vers le bas. Il se produit à l'établissement du régime à poche : l'augmentation de la vitesse du gaz au-delà d'une valeur critique provoque la destruction des poches. Le régime turbulent baratté est la configuration la plus complexe en écoulement diphasique (Brauner et Barnea, 1986 ; Arthur et al., 2012 ; Azzopardi et Wrent, 2004).

d. Régime annulaire (*annular flow*)

Il se produit à grands débit d'air et il est caractérisé par l'écoulement du gaz sous forme d'un tube occupant le milieu de la colonne. Le film liquide s'écoule sur la paroi de cette colonne sous forme mince. On le rencontre en général dans les échangeurs thermiques, les générateurs de vapeur et les systèmes de réfrigération.

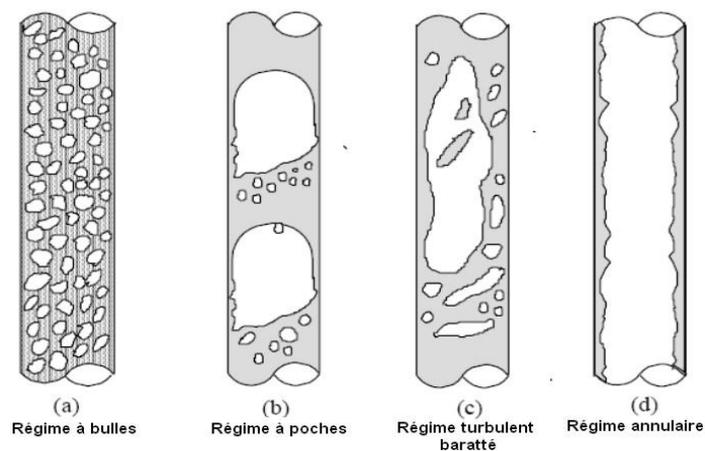


Figure I.5: Régimes d'écoulement diphasique ascendant

e. Autres régimes

Parfois dans la littérature, il est fréquent de rencontrer d'autres structures d'écoulements définissant d'autres types des régimes.

- **Régime à chapeaux de Taylor**

A partir d'un certain débit d'air, la proximité des bulles augmente de façon telle que les phénomènes de coalescence se multiplient. On voit ainsi apparaître des bulles plus grosses qui ne sont plus sphériques, appelées chapeaux de Taylor, dont le sommet est arrondi et la base plus émoussée.

- **Régime brouillard ou dispersé**

Pour des débits de gaz encore plus importants, le film liquide est aminci par le cisaillement du gaz sur l'interface, jusqu'à ce que cette dernière devienne instable et disparaisse. Tout le liquide est alors entraîné sous forme de gouttelettes dans une phase gazeuse continue. Cette configuration correspond en quelque sorte à l'inverse de la configuration à bulles. Les gouttes de liquide sont souvent trop petites pour pouvoir être visualisées sans un dispositif d'observation adapté (Monmarson, 2015).

I.5 Paramètres influençant le fonctionnement d'un système de pompage airlift

Les performances d'un système de pompage airlift dépendent principalement de différents paramètres qui sont de type opératoire ou géométrique comme :

- ❖ la hauteur de plongée (la fraction de la partie immergée de la colonne)
- ❖ la méthode d'injection du gaz (axiale, radiale, combinée).
- ❖ le débit de la phase gazeuse.
- ❖ la configuration géométrique de la colonne (le diamètre, la longueur,...etc.).

I.6 Domaines d'applications

Le système de pompage airlift utilise un gaz comprimé (généralement de l'air) pour soulever les liquides, il est généralement utilisé dans l'exploitation sous marine, dans la production pétrolière sous le nom de la technique *gaz-lift* et dans les procédés de pompage des matières corrosives, toxiques ou explosives (Ahmed et al., 2016).

Le système de pompage airlift est aussi utilisé dans la recirculation dans le domaine de l'aquaculture pour l'absence du taux cisaillement qu'il offre comme un avantage par rapport à aux autres systèmes. Au milieu aquacole, un système d'aération a plusieurs fonctions : apporter aux organismes aérobies, permettre le stripage d'éléments volatil inhibiteur et induire un brassage suffisant des bassins pour assurer un environnement optimal au milieu (Barrut, 2011).

Récemment, certains chercheurs considèrent que la technique gaz-lift offre une perspective prometteuse pour améliorer le fonctionnement de la pile combustible à carbone direct (*Direct Carbon Fuel Cell*) (Kim et al., 2014). Par ailleurs, Hanafizadeh et Ghorbani (2012) rapportent que l'application des systèmes de pompage airlift s'est étendue au domaine médical comme méthode pour préserver par perfusion des organes en attente d'une transplantation. Comme réacteurs, leur utilisation est assez répandue dans les bioprocédés (fermentation, aération, culture de micro-organismes). De tels systèmes sont préférés puisqu'ils ont la particularité de ne pas agresser les micro-organismes en l'épargnant des champs de cisaillement (Parker et Suttle, 1987 ; Reinemann et Timmons, 1989 ; Vial et al., 2000).

I.7 Les avantages d'un système de pompage airlift

Les systèmes de pompage airlift présentent plusieurs avantages par rapport aux autres types de pompes, parmi lesquels on peut citer (Kassab et al., 2001 ; Ahmed et al., 2016) :

- ✓ Simplicité mécanique
- ✓ Flexibilité dans la conception : adaptable à beaucoup de situations.
- ✓ Dépourvus de pièces mobiles : ils ne nécessitent pas de lubrification, donc pas de problèmes d'usure.
- ✓ Utilisables dans un environnement corrosif et toxique.
- ✓ Facile à utiliser dans des puits de forme irrégulière où d'autres types de pompes sont inefficaces.
- ✓ Maintenance à faible cout et une fiabilité plus élevée.
- ✓ Favorisent les transferts et le contact entre phases.

I.8 Carte d'écoulement

La carte d'écoulement est une représentation graphique qui permet de situer les régimes d'écoulement en fonction des paramètres opératoires qui figurent comme coordonnées et abscisses sur les axes de la carte. Comme coordonnées il est fréquent d'utiliser les vitesses superficielles des phases, les nombres adimensionnels (les nombres de Reynolds, de Froude, de Bond...etc.) et parfois le taux de vide ou le diamètre de la colonne. Toutefois, à travers la littérature, il semble qu'une carte universelle ne peut exister (Tighzert, 2016).

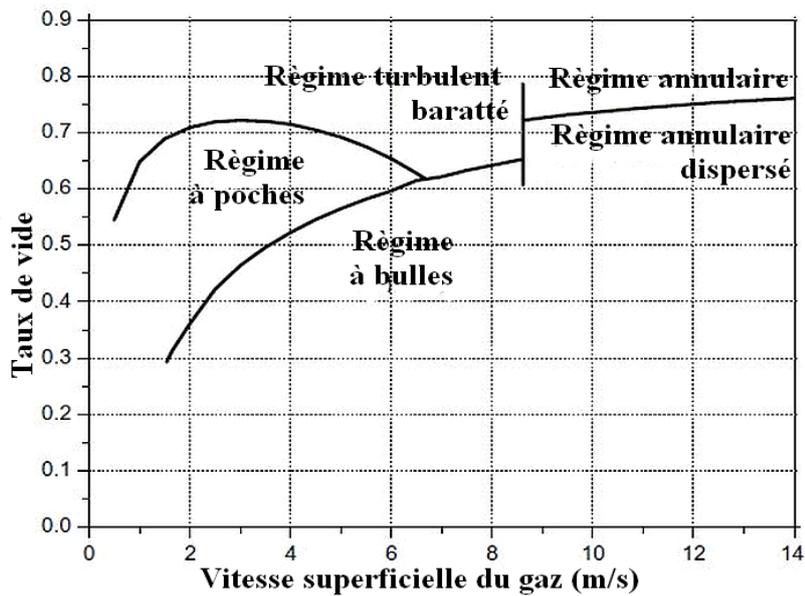


Figure I.6: Exemple d'une carte d'écoulement (Samara et Margaris, 2005)

I.9 Hauteur de plongée (H_p)

La hauteur de plongée est définie comme étant le rapport entre la partie immergée de la colonne (H) et sa hauteur totale (L) (voir la figure I.7).

$$H_p = \frac{H}{L} \quad (\text{I.1})$$

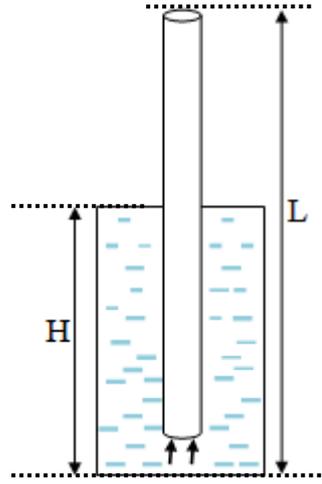


Figure I.7: Schéma illustrant la hauteur de plongée

I.10 Rendement (η)

Le rendement d'un système de pompage airlift (η) est défini comme le rapport du travail mécanique nécessaire pour soulever une quantité du liquide (Q_L) à une hauteur ($L - H$) au travail mécanique fourni par le compresseur suivant une détente isotherme de la pression d'injection à la pression atmosphérique (Nicklin, 1963).

$$\eta = \frac{\rho_l g Q_L (L - H)}{P_a Q_g \ln\left(\frac{P_{inj}}{P_a}\right)} \quad (I.2)$$

Où

Q_L : Débit de la phase liquide (m^3/s) ;

Q_g : Débit d'air injecté à la base de la colonne (m^3/s) ;

P_{inj} : Pression de l'air injecté (Pa)

ρ_l : Masse volumique de la phase liquide (kg/m^3) ;

P_a : Pression atmosphérique (Pa);

H : Hauteur d'entraînement (m) ;

L : Longueur de la colonne (m).

I.11 Efficacité (E)

L'efficacité est définie comme le rapport entre le débit massique de la phase liquide et le débit massique de la phase gazeuse.

$$E = \frac{\rho_l Q_l}{\rho_g Q_g} \quad (I.3)$$

I.12 Taux de vide (ϵ)

C'est la fraction occupée par la phase gazeuse dans le mélange diphasique. Elle est aussi appelée « rétention gazeuse ». On distingue plusieurs notions du taux vide, à savoir :

- **Le taux de vide volumique** : C'est la fraction volumique occupée par la phase gazeuse dans le mélange diphasique.
- **Le taux de vide volumétrique** : C'est la fraction du débit volumique de la phase gazeuse rapportée à la somme des débits volumiques des deux phases.
- **Le taux de vide surfacique** : C'est la fraction surfacique de la phase gazeuse rapportée à la somme des aires occupées par les deux phases.

I.13 Techniques de mesures du taux de vide

On distingue plusieurs techniques de mesures du taux de vide parmi lesquelles on cite :

a. *Technique de vanne à fermeture rapide*

Elle consiste à piéger le mélange diphasique entre deux sections par la fermeture de deux vannes d'une façon simultanée. Le taux de vide est mesuré en déterminant le volume occupé par le gaz entre les deux sections. Cette technique est la plus fréquente et la plus précise. Un dispositif mécanique serait préférable pour synchroniser les fermetures des deux vannes. Elle est en général utilisée quand il s'agit de colonne à petits diamètres. Dans les colonnes à larges diamètres la fermeture nécessite plus de temps, par conséquent les mesures peuvent être faussées. La plupart des expériences réalisées par cette méthode ont été effectuées à basses pressions afin d'éviter le problème de serrage des vannes. Comme inconvénient, cette technique requiert l'arrêt de l'écoulement pour chaque mesure (Bhagawat et Ghajar, 2012 ; Kawanishi et al., 1990).

b. Technique d'expansion du volume

L'utilisation de cette technique généralement dans les colonnes à bulles de section uniforme où il n'y a pas de recirculation de la phase liquide. Elle consiste de mesurer le volume du mélange diphasique, le volume mouillé en expansion (V_m) et le volume du liquide seul non aéré (V_l). Comme la section est uniforme, les mesures peuvent être rapportées respectivement à la hauteur du mélange diphasique (H_m) et à la hauteur de la phase liquide non aéré (H_l). Le taux de vide global est obtenu en soustrayant la fraction liquide de l'unité comme suit :

$$\mathcal{E} = 1 - \frac{V_l}{V_m} = 1 - \frac{H_l}{H_m} \quad (\text{I.4})$$

c. Technique de sondes électriques

L'utilisation de sondes électriques est basée sur la variation de l'impédance due à la variation de la conductivité du mélange. La conductivité d'un liquide n'étant pas la même qu'un gaz, il est possible de déterminer le taux de vide en mesurant la conductivité du fluide diphasique en un point donné de l'écoulement. La variation du champ électrique dépend de l'état du fluide circulant entre les électrodes et est interprétée comme une mesure du taux de vide local de l'écoulement (Pochet, 2012).

d. Technique acoustique

La technique acoustique se base sur le fait que la vitesse du son diffère selon le milieu de propagation de l'onde. En l'occurrence, lorsqu'un ultrason est émis et rencontre une interface gaz-liquide, il se produit un phénomène de réflexion dû à la différence d'impédance du milieu. La mesure du taux de vide se base sur l'exploitation des propriétés acoustiques des deux phases (Pochet, 2012).

e. Technique radiatives

C'est une technique qui repose sur l'exploitation des propriétés d'absorption des rayonnements de la phase gazeuse et la phase liquide. Les rayonnements utilisés sont les rayons X, gamma, β et les neutrons. En général les plus fréquents sont les rayons X, gamma (Pochet, 2012).

I.14 Vitesses des phases et glissement

I.14.1 Vitesses superficielles

C'est le rapport du débit volumique à la section de la colonne (A). Ainsi, pour la phase gazeuse et la phase liquide, ces vitesses sont respectivement définies comme suit :

$$U_g = \frac{Q_g}{A} \quad (\text{I.5})$$

$$U_l = \frac{Q_l}{A} \quad (\text{I.6})$$

I.14.2 Vitesse interstitielle

Elle est définie par le rapport de la vitesse superficielle à la fraction occupée par la phase dans le mélange diphasique (Bhagawat et Ghajar, 2012). Les vitesses interstitielles des deux phases sont données par :

$$u_g = \frac{U_g}{\varepsilon} \quad (\text{I.7})$$

$$u_l = \frac{U_l}{1-\varepsilon} \quad (\text{I.8})$$

I.14.3 Vitesse du mélange diphasique

Elle est donnée par la somme des vitesses superficielles de la phase gazeuse et la phase liquide (Reinemann et al., 1990) :

$$U_m = U_g + U_l \quad (\text{I.9})$$

I.14.4 Vitesse de glissement

C'est la vitesse relative de la phase gazeuse par rapport à la phase liquide (Hills, 1976). Elle est donnée par :

$$U_s = u_g - u_l = \frac{U_g}{\varepsilon} - \frac{U_l}{(1-\varepsilon)} \quad (\text{I.10})$$

I.15 Rapport de glissement (S)

Le rapport de glissement est défini comme le rapport des vitesses superficielles des deux phases.

$$S = \frac{U_g}{U_l} \quad (\text{I.11})$$

I.16 Gradient de pression

Pour un écoulement diphasique vertical le gradient de pression est donné par la somme de trois composantes dont la première est liée au poids du fluides (ΔP_g), la seconde à l'accélération du fluide (ΔP_{ac}) et la troisième aux frottements entre les deux phases et avec la paroi (ΔP_{fr}) (De Cachard et Delhayé, 1996) :

$$\Delta P = \Delta P_g + \Delta P_{ac} + \Delta P_{fr} \quad (\text{I.12})$$

I.17 Masse volumique du mélange diphasique

C'est la moyenne des masses volumiques de la phase gazeuse et la phase liquide rapportée aux fractions occupées par chaque phase (Reinemann et al., 1990) :

$$\rho_m = \varepsilon \rho_g + (1 - \varepsilon) \rho_l \quad (\text{I.13})$$

ρ_m : La masse volumique du mélange diphasique ;

ε : Le taux de vide global ;

ρ_g et ρ_l : Les masses volumiques de la phase gazeuse et la phase liquide respectivement.

CHAPITRE II

Analyse bibliographique

Dans ce chapitre, on a présenté une synthèse bibliographique qui englobe les principaux travaux de la littérature concernant les différents paramètres qui influent sur le fonctionnement d'un système de pompage airlift tels que, les méthodes d'injection de gaz, la configuration géométrique, la hauteur de plongée, le taux de vide et les propriétés physiques des phases.

Parker (1980) compte parmi les premiers auteurs ayant étudié l'effet du disperseur sur la performance d'un système de pompage airlift. Dans son étude deux techniques d'injection ont été abordées: une injection axiale et une injection radiale. L'auteur a utilisé des disperseurs de différents diamètres avec des nombres de trous variés. A l'issue de son étude il a constaté que le plus grand débit de la phase liquide est obtenu avec le disperseur correspondant au plus faible diamètre mais avec un rendement assez faible.

Khalil et al. (1999) ont étudié expérimentalement l'effet de la méthode d'injection sur les performances d'un système de pompage airlift. Pour ce faire, une surface perforée de 10 mm^2 a été fixée pour réaliser plusieurs disperseurs de diamètre et de nombre de trous différents. Le nombre de trous a été varié de 1 jusqu'à 48. Quant au diamètre, il a été varié de 0,5 à 3,5 mm. Les tests ont été effectués sur quatre hauteurs de plongée pour différents débits d'air. Les travaux de ces auteurs ont abouti au fait qu'il n'existe pas de disperseur idéal. Pour des conditions données (hauteur de plongée, débit d'air) il est toujours possible de trouver le disperseur aux performances optimales qui convient seulement à ces conditions.

Récemment Ahmed et al. (2016) dans leur étude expérimentale du système de pompage de type airlift ont abordé quatre méthodes d'injection à savoir : le mode axial, le mode radial, combinaison de ces deux modes et une autre technique dite hélicoïdale. Les quatre techniques ont été étudiées avec deux mode d'injection: Mode d'injection stable et mode d'injection à pulsations (c'est-à-dire par intermittence) (figure II.1). L'ensemble des expériences ont été réalisées pour une seule hauteur de plongée fixe, égale à 0,5. A l'issue de leurs travaux ils trouvent que la méthode d'injection combinée se traduit par une meilleure performance par rapport à la méthode axiale et à la méthode radiale. D'autre part, la méthode hélicoïdale semble n'avoir aucun effet sur la performance même avec la variation d'angle. Les résultats ont montré aussi que pour la méthode axiale à pulsation le maximum du rendement augmente de 60% par rapport à la méthode axiale stable (sans pulsation) et de 24% par rapport à la méthode combinée. Ils concluent que le mode d'injection avec pulsation est plus indiqué pour augmenter la performance d'un système de pompage airlift.

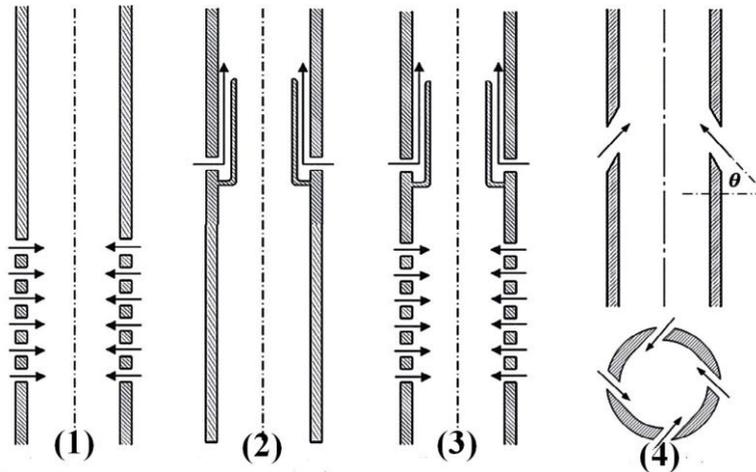


Figure II.1: Schéma dispositif de disperser utilisé par Ahmed et al. (2016).

(1) : Axial, (2) : radial, (3) : Combinée, (4) : Hélicoïdale.

Kumar et al. (2003) ont mené une étude expérimentale sur un système de pompage de type airlift avec une colonne de forme conique. Ils ont opté pour 3 angles de conicité, à savoir 0° , $0,5^\circ$ et 1° . Les auteurs trouvent que la colonne conique à faible diamètre est d'une meilleure performance par rapport à un système ordinaire.

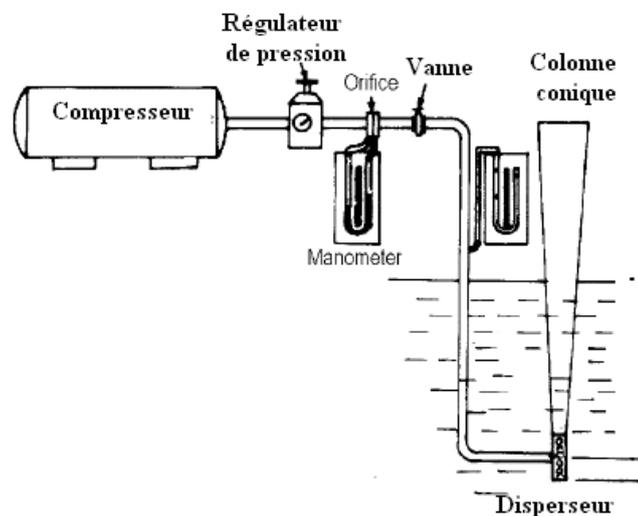


Figure II.2: Dispositif utilisé par Kumar et al. (2003)

Mahrous (2013a) a étudié l'effet de la configuration géométrique du riser sur la performance d'un système airlift. L'auteur a proposé un modèle numérique dans lequel il a tenté de démontrer qu'il est possible d'améliorer les performances d'un système de pompage airlift en introduisant une déformation le long du riser qui consiste en un coude en forme de S.

Afin de réduire les pertes de charge dues à ce coude, dans son modèle il propose l'élargissement progressif de la section. Il souligne que la position de ce coude par rapport au point d'injection ne présente aucun effet. Fujimoto et al. (2004), dans le même objectif, ont mené une étude expérimentale dans laquelle le riser est doté d'un coude de même forme. Il a été conclu qu'une telle déformation influe négativement sur la performance du système d'autant plus que celle si est installée au-dessous du point d'injection.

Zakari et al., (2016), ont effectué une étude expérimentale sur un système airlift avec une colonne de forme conique (élargissement progressif). Ils ont utilisé une colonne sous forme conique d'une hauteur de 6 m et des diamètres d'entrée et de sortie de 60 mm et 200 mm respectivement, pour différentes hauteurs de plongées allant de 0,55 à 0,82. Les auteurs ont comparé leurs résultats avec ceux obtenus par Tighzert et al. (2013) avec une colonne de diamètre constant de 33 mm. Les auteurs ont constaté que le rendement des systèmes de type conique est de 40 % plus supérieur à celui de type ordinaire.

Mahrous (2014) a abordé une autre technique d'injection appelée « injection multi-étage ». Elle consiste à injecter de l'air à des positions différentes le long de la colonne. L'auteur a montré que la technique favorise le régime à bulles et le régime à poches. L'auteur pense qu'il est possible d'étendre la gamme opératoire optimale du système.

Ahmed et Badr (2012) ont réalisé une étude expérimentale et analytique sur le fonctionnement d'un système de pompage en s'intéressant à une technique à double injection axiale et radiale. Les auteurs ont montré que leur nouveau système d'injection améliore le rendement de 30 % par rapport aux dispositifs d'injection classiques. Les auteurs ont également proposé un modèle analytique en mesure de prédire le débit de la phase liquide. Les auteurs estiment que le modèle est efficace puisque l'écart avec les résultats expérimentaux est estimé à 15 %.

Kassab et al. (2010) dans leur étude sur les techniques d'injection, ils testèrent huit méthodes : injection radiale, injection à disque perforé de trous identiques, injection à disque perforé de trous variés, injection à disque perforé rotatif, injection à disque perforé rotatif à des vitesses différentes, injection tourbillonnaire radiale, injection à ailette tourbillonnaire et injection à disque équipé d'un ventilateur. L'ensemble des résultats furent confrontés à la littérature sans pour autant fournir une suggestion sur la meilleure technique. Par ailleurs

Akita et al. (1988) ont rapporté que le disperseur à orifice unique donne le même taux de vide qu'un disperseur un multiple orifice.

Dans le même sillage, Hanafizadeh et al. (2011a) ont utilisé la technique d'analyse par imagerie en procédant à l'étude expérimentale d'un système de pompage airlift opérant avec une colonne de 50 mm de diamètre et 6 m de hauteur. Les auteurs ont utilisé une caméra ultra-rapide (1200 images par seconde) pour caractériser les régimes. Des constatations et conclusions similaires à celles de Kassab et al. (2009) ont été rapportées. Balayant une gamme de hauteurs de plongée allant de 0,25 à 0,75, les quatre régimes cités ci-haut sont observés et décrits. Cependant cette étude d'analyse par imagerie n'enrichit que l'aspect qualitatif. Les conclusions tirées au sujet de la performance ne sont pas liés aux résultats de la technique.

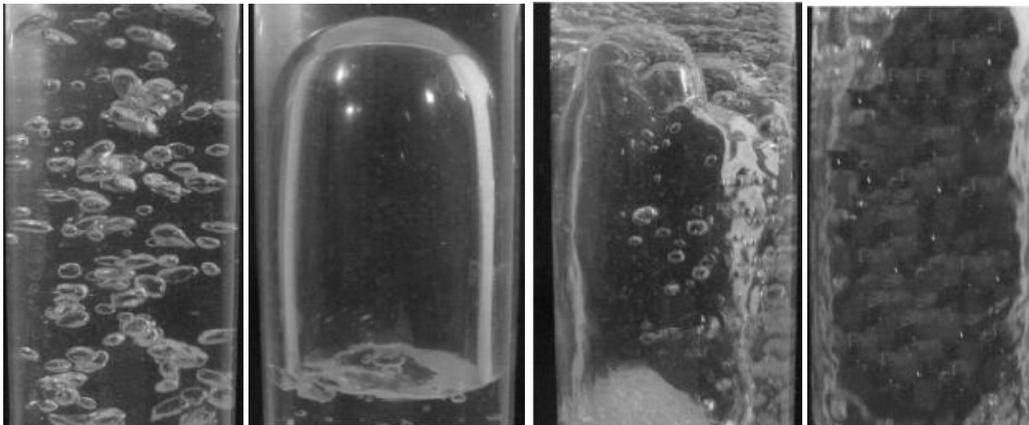


Figure II.3: Régimes d'écoulements observés par Hanafizadeh et al. (2011a)

Richardson et Higson (1962) ont étudié les pertes d'énergie liées aux oscillations qui se produisent dans un système de pompage airlift. Ils ont montré que ces oscillations peuvent être éliminées et qu'un rendement du pompage au-delà de 54 % peut être atteint à une hauteur de plongée égale à 0,5 en réalisant un rétrécissement au niveau de l'alimentation en eau. Ces auteurs affirment que les pertes d'énergies sont liées à la vitesse de glissement des deux phases. Par ailleurs, Apazidis (1985) explique que le comportement oscillatoire de l'écoulement est produit par la compressibilité du gaz. Pour ce faire, il développe un modèle dans lequel il impose un diamètre initial et uniforme aux bulles en négligeant le frottement avec la paroi. Dans le même contexte, De Chachard et Delhay (1997), pensent qu'en plus de la compressibilité du gaz, le caractère instable et oscillatoire serait dû à l'inertie du liquide et au terme de la friction. Ces derniers qualifient d'irréalistes les hypothèses d'Apazidis (1985).

Fukano et Furukawa (1998), ont étudié les effets de la viscosité et le comportement du gradient de pression sur l'épaisseur du film liquide dans le cas d'un régime annulaire. Comme phases liquides les auteurs ont utilisé de l'eau la solution de glycérine à différents niveaux de dilution. Les auteurs ont conclu que la l'interface gaz-liquide et le coefficient de frottement dépendent fortement de la viscosité. Pour ce faire, les auteurs ont proposé une corrélation pour la prédiction de l'épaisseur du film liquide dans le cas du régime annulaire et une méthode pour prédire les pertes de charge.

Ohnuki et Akimoto (1996) dans leur étude expérimentale sur le développement de l'écoulement diphasique dans une colonne de large diamètre (environ 4 fois le rapport longueur/diamètre) ont constaté que l'écoulement passe du régime à bulles au turbulent baratté. Ils expliquent que malgré l'utilisation de deux méthodes d'injection différentes, l'écoulement à poches n'a pas pu être observé.

Dans le même sillage, Furukawa et Fukano (2001), ont étudié expérimentalement l'effet de la viscosité sur les régimes d'écoulement dans une colonne verticale de 19,2 mm de diamètre et 5,4 m de longueur. Comme phase liquide, l'eau une solution de glycérine 15 fois plus visqueuse que l'eau) ont été utilisées. Les auteurs ont conclu que la viscosité de la phase liquide affecte significativement la structure du film liquide entourant les poches d'air en régime à poches. Elle affecte aussi la structure des films liquide adulateur formée en régime annulaire. A l'issue de leur étude, les auteurs ont proposé une carte d'écoulement dont les lignes de transitions sont fortement dépendantes de la viscosité.

Dans l'étude expérimentale de Kassab et al. (2009) menée sur un système de pompage airlift, composé d'une colonne transparente d'un diamètre intérieur de 25 mm, il a été confirmé que le débit d'entraînement de la phase liquide est fortement lié au débit de l'air injecté pour une hauteur de plongée variée de 0,2 à 0,75. L'augmentation du débit d'injection entraîne l'augmentation du débit d'eau jusqu'à un point supposé optimal, au-delà duquel l'augmentation du débit d'air devient inutile, puisque la quantité d'eau transportée devient de plus en plus faible. Dans la même étude, les auteurs ont abordé le rendement du système et ont constaté que ce dernier se caractérise par un pic qui ne correspond pas à un débit maximal d'entraînement. Parmi les différents régimes d'écoulement observés, le régime à poches et le régime turbulent baratté correspondent à la meilleure gamme du rendement obtenu. Les

auteurs ont également procédé à l'étude de l'effet de la longueur du riser et ont remarqué que ce paramètre influe sur les performances du système.

Samaras et Margaris (2005) ont procédé à la modification de la carte de Hewitt et Robert (1969). Les auteurs ont rendu la carte plus pratique en transformant les coordonnées originales en vitesses superficielles des deux phases. Samaras et Margaris (2005), en s'appuyant sur les équations de Wallis (1969) ont établi une nouvelle carte pour la caractérisation des régimes en utilisant le taux de vide global. Les cartes établies ont été testées et confrontées aux données de la littérature.

François et al. (1996) ont mené une étude expérimentale et analytique sur un système de pompage airlift de grandes dimensions ($L = 21\text{ m}$ et $D = 14\text{ cm}$). L'objectif recherché était de concevoir un système efficace pouvant être utilisé pour décontaminer les eaux souterraines des composés organiques volatils. La confrontation de leurs résultats expérimentaux avec les modèles existant dans la littérature (Stenning et Martin, 1968 ; Clark et Dabolt, 1986 ; Reinemann et al., 1990 ; Nicklin, 1963) s'est avérée infructueuse. C'est pourquoi les auteurs ont établi un nouveau modèle analytique inspiré des équations de l'écoulement diphasique et du modèle à écart de vitesses. Le modèle tient compte de tous les termes qui interviennent dans l'expression du gradient de pression. Les auteurs soutiennent que leur modèle est validé pour le pallier inférieur au maximum du rendement mais requiert certaines conditions opératoires pour son application, à savoir diamètre de la colonne qui doit être compris entre 10 et 25 cm et une gamme de hauteur de plongée allant de 0,3 à 0,7.

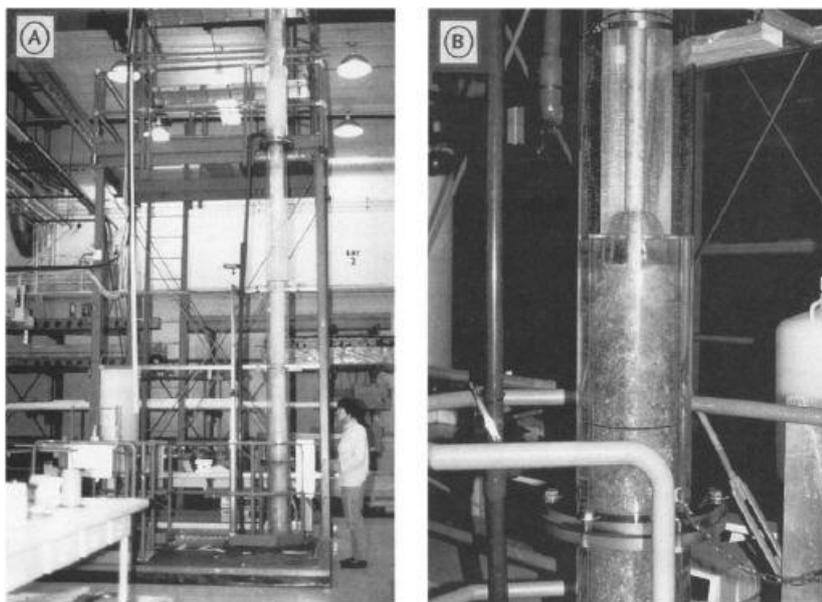


Figure II.4: Dispositif expérimental de François et al.(1996)

L'utilisation du système airlift pour le pompage de l'eau en profondeur dans l'océan ou dans un lac permet de remonter en surface une eau froide riche en nutriments. Cette application nécessite des dispositifs de plusieurs dizaines de mètres de long au minimum, dont les diamètres feront généralement quelques dizaines de centimètres, afin de garantir des capacités de pompage importantes les couches supérieures de l'océan ou d'un lac. Fan *et al.* [2013] présentent des résultats expérimentaux d'un tel dispositif. Dans leur configuration, la hauteur de plongée est négative, autrement dit la sortie système airlift est située légèrement sous la surface de l'eau, le but étant de créer un processus de circulation de l'eau du fond vers la surface.

Nicklin (1963) propose un modèle théorique reposant sur l'hypothèse qui consiste à négliger les effets d'entrée. Il suppose un écoulement à poches dans la colonne et utilise la théorie classique des écoulements diphasiques. Selon cet auteur, l'augmentation du rendement s'obtient en utilisant les colonnes de faibles diamètres. L'auteur introduit dans son étude le concept du point de rendement et propose une corrélation issue du modèle à écart de vitesses (*drift-flux model*) pour prédire le taux de vide global. Cependant, dans la littérature, on suppose que le modèle de Nicklin (1963) convient au système de pompage airlift de petites hauteurs du moment que la variation de la densité n'a pas été prise en compte et les pertes de charges deviennent significatives pour des diamètres inférieurs à 10 mm.

Reinemann *et al.* (1990) dans leurs recherches sur les performances d'un système de pompage airlift, se sont intéressés à l'effet du diamètre. Ils rapportent que la tension superficielle produit un effet lorsque le diamètre de la colonne est inférieur à 20 mm. Ils ont conclu que pour un nombre de Reynolds inférieur à 500, le bouchon liquide se caractérise par un profil turbulent et que la théorie de Nicklin (1963) peut être étendue à une gamme allant de 3 à 20 mm en tenant compte de l'effet de la tension superficielle.

Par ailleurs, Clark et Dabolt (1986) ont publié un modèle général d'équations pour prédire la hauteur à laquelle un système airlift, opérant en régime à poches, peut soulever une quantité de liquide avec la connaissance préalable du débit de la phase gazeuse et la pression à l'entrée de la colonne. Dans ce modèle, les pertes de charge dues aux frottements ont été négligées devant le gradient de pression global le long de la colonne. Bien que ce modèle soit une référence largement reprise dans la littérature, De Cachard et Delhaye (1996) ont formulé des critiques au sujet de son domaine de validité. Les auteurs stipulent

que l'approche du modèle de Clark et Dabolt (1986) n'est valable que pour leurs propres systèmes. De Cachard et Delhaye (1996) ont insisté sur la nécessité de prendre en compte le terme de friction pour les colonnes de diamètres inférieur à 40 mm. Dans l'étude de Kassab et al. (2009), il a été montré expérimentalement qu'un tel modèle ne peut être appliqué qu'à un écoulement en régime à poches.

Selon Clark et Dabolt (1986), le rendement d'un système airlift varie de 35 à 55 %, contrairement au rendement des pompes classiques qui atteint 70 %. Riglin (2011) rapporte que le faible rendement dans ces systèmes est lié au rapport de glissement et au faible transfert de quantité de mouvement entre les deux phases. L'auteur explique que les forces de cisaillement et les forces d'Archimède tentent d'entraîner le liquide vers le haut, d'où la nécessité de la verticalité du système afin de maximiser les forces agissant vers le haut.

Hills (1976) se basant sur l'étude de quantité de mouvement et s'inspirant du modèle à écart de vitesses propose une corrélation pour la prédiction du taux de vide qui a eu impact favorable dans littérature :

$$\frac{U_g}{\varepsilon} = 0,24 + 1,35(U_g + U_l)^{0,93} \quad \text{pour } U_l > 0,3m/s$$

$$U_{gl} = 0,25 + 4 \cdot \varepsilon^{1,72} \quad \text{pour } U_l < 0,3m/s.$$

Hills (1976) a confronté sa corrélation aux résultats expérimentaux qu'il avait obtenus avec une colonne de 150 mm de diamètre et une hauteur de 10,5 m.

Selon Snape et al (1992), le taux de vide dépend de la vitesse superficielle du gaz, la vitesse de circulation de la phase liquide, la taille des bulles et des propriétés physiques des deux phases telles que : la densité, la viscosité, la tension superficielle et les caractéristiques de coalescence du liquide.

Liu (1993) a conclu que plus la vitesse de la phase liquide est grande plus le profile radial du taux de vide devient uniforme et moins est l'effet de la taille des bulles à l'entrée. En contraste, une grande vitesse de la phase gazeuse caractérise le profile du taux de vide par une forme parabolique. Le même auteur pense que les bulles de petites tailles uniformisent le taux de vide radial. L'augmentation du diamètre se traduit par une forme convexe du profile de

taux de vide. Liu (1993) propose une valeur critique du diamètre de la bulle pour laquelle la forme du profile est déformée. Ce diamètre critique varie de 5 à 6 mm.

Kantarci et al. (2005) rapportent que la méthode d'injection du gaz influe sur les caractéristiques des bulles et par conséquent, elle produit un effet sur le taux de vide la nature du disperseur détermine la taille de ces bulles. Plus l'orifice d'injection est petit plus le taux de vide est important.

Selon Yamashita (1985), il existe une hauteur critique au-delà de laquelle le taux de vide reste constant. L'auteur explique qu'au-delà de ce seuil, l'effet de la coalescence des bulles apparait. Pour Wilkinson et al. (1992), cité par Aloufi (2011), le taux de vide est indépendant de la hauteur statique lorsque le rapport longueur /diamètre (L/D) est supérieur à 5. Au-delà de ce rapport le taux de vide décroît avec la hauteur statique.

Bennajah (2007) rapporte qu'il est difficile de prédire le taux de vide en l'absence de données expérimentales. En effet le taux de vide dépend de nombreux facteurs dont le disperseur du gaz, les propriétés de la phase liquide, la présence d'impuretés, les dimensions de la colonne et de la vitesse superficielle du gaz. Tous les auteurs s'accordent à dire que la rétention de gaz dans le riser et le downcomer est une fonction de la vitesse superficielle de gaz et le rapport (A_d/A_r).

Modèle à écart de vitesses

Le modèle à écart de vitesses (*drift-flux model*) est essentiellement un modèle à écoulements séparés dans lequel l'attention est portée sur le mouvement relatif qu'individuel des phases. Il peut être appliqué à tous les écoulements diphasiques (gaz-liquide, gaz-solide ou liquide-solide) pourvu que ce mélange diphasique soit supposé d'une certaine manière homogène. En écoulement gaz-liquide, l'application de la théorie de l'écart de vitesse (*drift-flux*) est fréquemment utilisée pour modéliser le taux de vide notamment quand il s'agit du régime à bulles et du régime à poches voire du turbulent baratté (Wallis 1969). En régime annulaire, la vitesse locale relative étant presque nulle, par conséquent l'utilisation du modèle s'avère inefficace (Xu et Fang, 2014).

Le concept a été introduit pour la première fois par Zuber et Findlay (1965) développé par la suite par Wallis (1969) et Ishii (1977). Le modèle tient essentiellement compte de deux facteurs : la vitesse d'entraînement de la phase gazeuse ($U_{gm} = U_g - \varepsilon(U_m)$) par rapport à la

vitesse du mélange diphasique (U_m) et la non-uniformité du profil de taux de vide à travers la section de la colonne. Cette non-uniformité est caractérisée par le paramètre de distribution (C_0) (Guet et al., 2004 ; Xu et Fang, 2014; Bhagwat et Ghajar, 2014). La forme générale du modèle est donnée par :

$$\varepsilon = \frac{U_g}{C_0 U_m + U_{gm}} \quad (\text{II.1})$$

Lorsque l'écoulement est homogène, c'est-à-dire, les deux phases se déplacent à la même vitesse, alors, $U_{gm} = 0$ et le paramètre de distribution est égal à l'unité ($C_0 = 1$). Dans le cas d'un régime turbulent, le paramètre de distribution C_0 est fréquemment pris égal à 1,2. Toutefois, il n'est pas exclu qu'il soit exprimé différemment. Pour ne citer qu'un exemple, la vitesse relative (U_{gm}) est donnée par Nicklin (1963) par le terme suivant: $0,35\sqrt{gD}$ La vitesse relative (U_{gm}) est pratiquement difficile à déterminer en raison de sa dépendance des champs des cisaillements, de la quantité de mouvement et de l'énergie transférée entre les deux phases. Aussi, peut-on trouver dans la littérature beaucoup de variantes du modèle où le coefficient (C_0) et la vitesse relative (U_{gm}) sont exprimés de diverses manières (Xu et Fang, 2014).

CHAPITRE III

Dispositif expérimental et techniques de mesures

Dans cette partie, nous présentons l'installation expérimentale ainsi que les différentes techniques de mesures utilisées.

III.1 Présentation de l'installation

Le présent travail est réalisé au niveau du laboratoire d'Hydrodynamique à l'université Abderrahmane Mira de Bejaïa. Le dispositif expérimental en place consiste au préalable en un système de pompage de type airlift dit « ordinaire ». C'est-à-dire un système composé d'une colonne de diamètre uniforme (33 mm). Pour répondre aux objectifs fixés dans cette étude, nous avons procédé à la modification de la colonne pour en faire un système non-ordinaire, comportant un élargissement brusque. Le dispositif expérimental est schématisé sur la figure (III.1).

Le dispositif expérimental utilisé a dû répondre à deux critères, à savoir la possibilité de visualiser l'écoulement et la possibilité de pouvoir varier à notre gré la hauteur de plongée. Le dispositif est monté sur une structure métallique rigide fixée par des chevilles au sol et au plafond. L'ensemble des éléments qui le constituent sont détaillés ci-après comme suit :

a. Colonne (riser)

C'est une colonne verticale d'une longueur totale de 3 m (comptée à partir du disperseur jusqu'au séparateur de phases) d'une forme cylindrique en plexiglas dont la transparence permet la visualisation de l'écoulement. Elle est composée de deux tubes de diamètres différents (33mm et 64 mm). Les deux tubes sont reliés entre eux par des pièces en téflon ; ces pièces comportent un diamètre d'entrée permettant l'insertion du tube de 33 mm et un diamètre de sortie permettant l'insertion du tube de 64 mm. C'est une jonction en téflon qui se présente sous forme d'un élargissement brusque placé au milieu de la colonne (voir figure III.2).

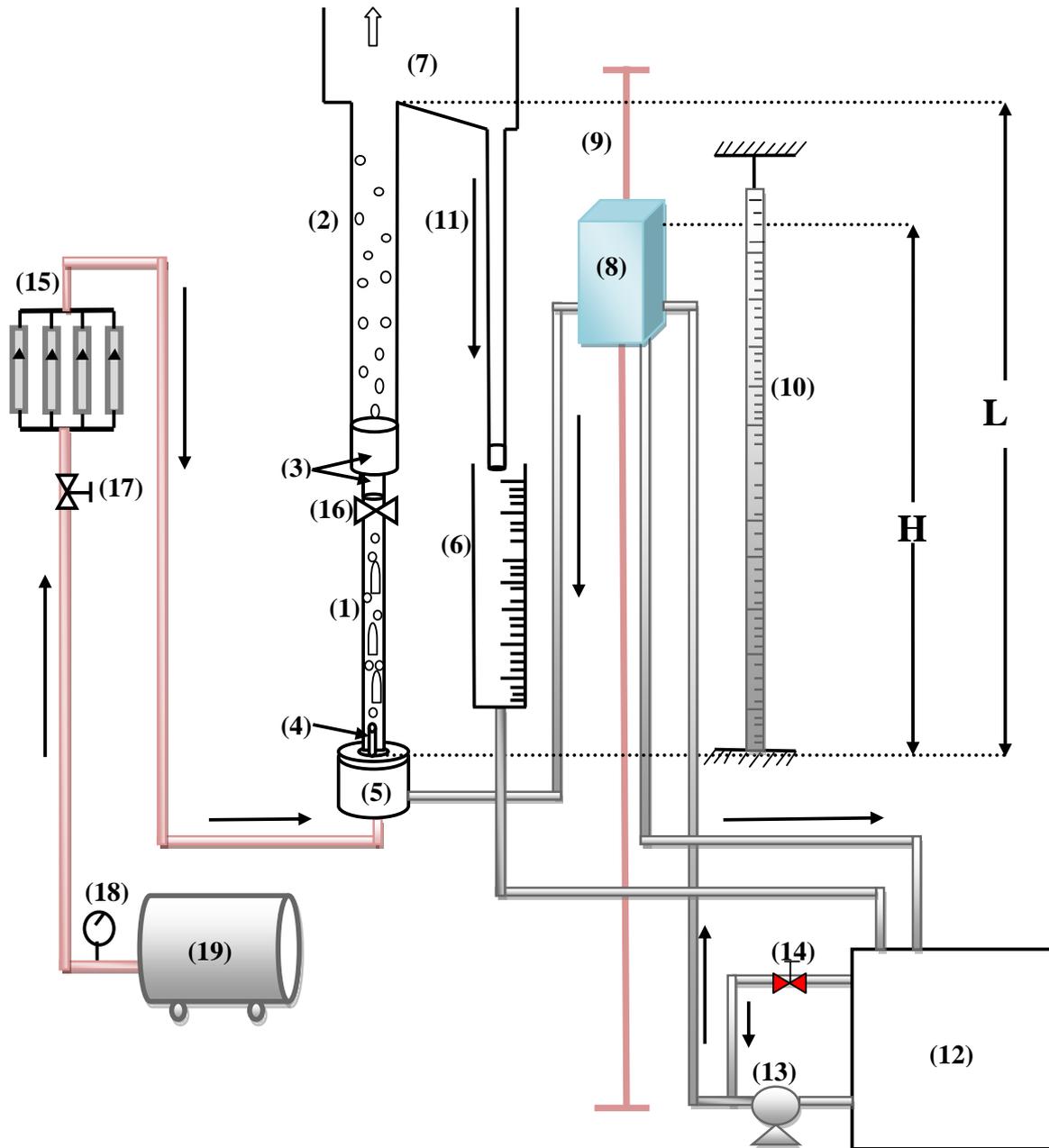


Figure III.1 : Schéma de l'installation expérimental.

(1): Tube (33mm) ; (2): Tube (64mm) ; (3): Elargissement brusque ; (4): Disperser ; (5): Section de transit ; (6): Bac gradué ; (7): Séparateur de phases ; (8): Bac coulissant ; (9): Support ; (10): Règle graduée ; (11): Downcomer ; (12): Réservoir d'eau ; (13): Pompe à eau ; (14): By pass ; (15): Débitmètres à air ; (16): Vanne du taux de vide ; (17): Vanne à air ; (18): Régulateur de pression ; (19): Compresseur.

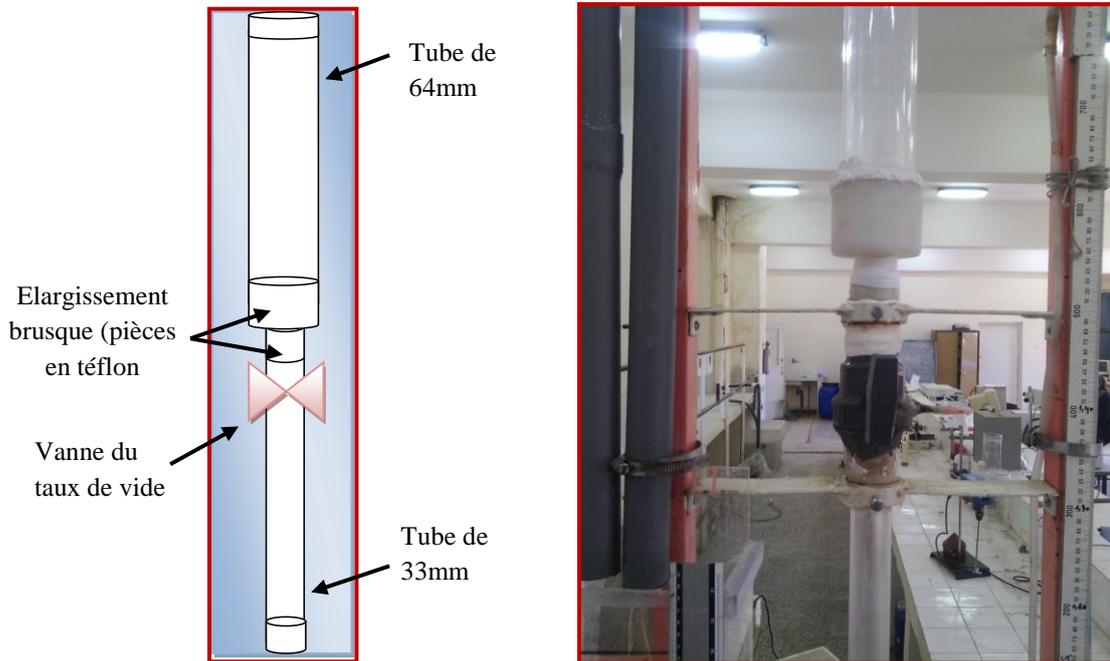


Figure III.2 : Colonne (riser) du dispositif expérimental

b. Vannes du taux de vide

La mesure du taux de vide global par la technique de vanne à fermeture rapide consiste à fermer simultanément et instantanément la vanne d'alimentation en air (17) et la vanne installée au milieu de la colonne (16). Les deux vannes se ferment à demi-tour (voir figure III.1 et Figure III.3).

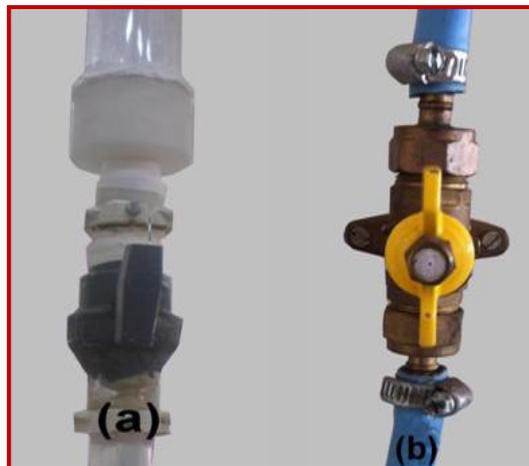


Figure III.3: Vannes du taux de vide

(a): Vanne coupant l'écoulement diphasique ; (b): Vanne coupant l'alimentation en air

c. Section de transit

C'est un dispositif cylindrique en téflon de diamètre extérieur 12 mm et un diamètre intérieur 10 mm installé sur le support de la structure métallique sur laquelle la colonne est montée (figure III.5). C'est une pièce qui sert de transit pour la phase liquide lors de remplissage de la colonne. Il se compose de trois entrées dont les deux premières sont conçues pour alimenter la colonne en phase liquide provenant du bac coulissant et la troisième, située à la base, sert à alimenter la colonne en air provenant du compresseur à travers le disperseur. Une sortie est conçue pour la vidange de la colonne et son nettoyage.

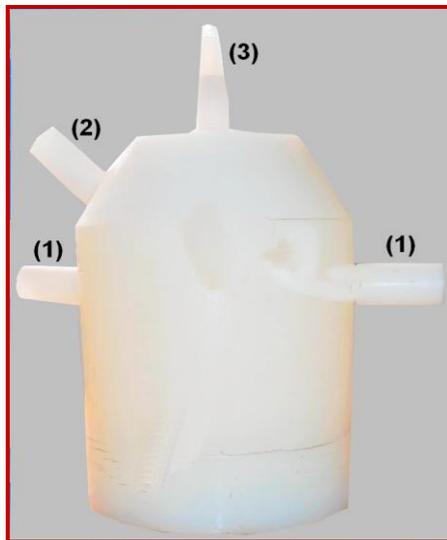


Figure III.4 : Section de transit.

(1) : Alimentation en phase liquide ; (2) : Vidange ; (3) : Alimentation en air

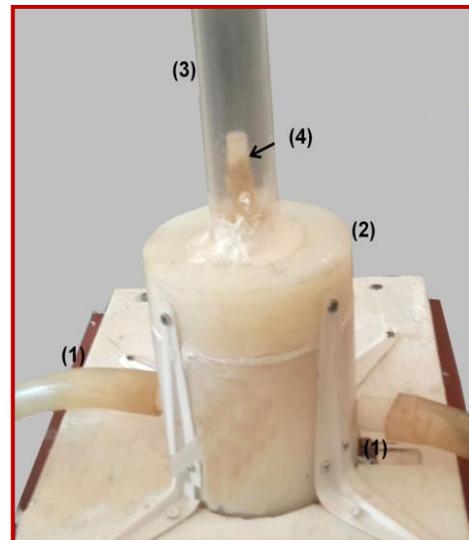


Figure III.5 : Emplacement de la section de transit.

(1): Alimentation en phase liquide ; (2) : Section de transit ; (3) : Colonne ; (4) : Disperseur

d. Disperseur

C'est un tube cylindrique en téflon de 10 mm de diamètre et 22 cm de longueur, placé au fond de la section de transit et relié au compresseur par un tuyau à gaz. L'extrémité du tube est fermée et sur sa surface latérale on a réalisé 54 trous de 1 mm de diamètre moyen. Le même disperseur a été utilisé par Saidi et Yahiaoui (2016) dont les résultats seront utilisés pour la comparaison avec la présente étude (figure III.6).



Figure III.6: Disperseur utilisé dans la présente étude.

e. Séparateur de phases

C'est un bac parallélépipédique transparent, fabriqué en plexiglas, disposé à la sortie de la colonne où les deux phases se séparent avec l'évacuation de l'air vers l'extérieur. Il est doté d'un fond incliné pour éviter l'entraînement du liquide vers l'extérieur et pour faciliter le drainage du liquide à travers un tube (downcomer) qui l'achemine au bac conçu pour la mesure du débit de la phase liquide (Figure III.7).



Figure III.7: Séparateur de phases

f. Downcomer

C'est le tube lié au séparateur de phases qui permet de récupérer la phase liquide (11). Le sens de l'écoulement dans cet élément est vers le bas.

g. Bac coulissant

C'est un bac de forme parallélépipédique, fabriqué en zinc et utilisé pour varier la hauteur de plongée. Le bac est fixé sur une tige métallique verticale sur la structure d'une façon parallèle à une règle graduée (10). La variation de la hauteur de plongée se fait par le glissement du bac à la position choisie. La colonne se remplit au même niveau que cette position. Le bac dispose d'une entrée pour son alimentation en phase liquide et deux sorties pour alimenter la section de transit et la colonne. Le niveau du liquide dans la colonne est contrôlé et ajusté par un indicateur de niveau qui accompagne le bac coulissant. Pour immobiliser le bac un système de fixation est attaché à la tige métallique (voir figure III.8)

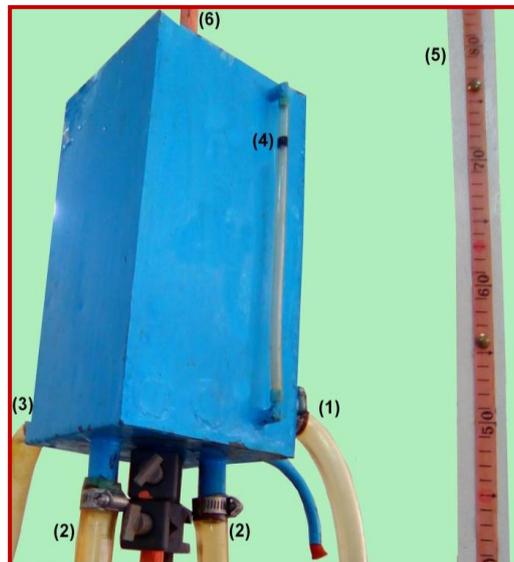


Figure III.8 : Bac coulissant

(1) : Alimentation de bac coulissant ; (2) : Alimentation de la colonne ; (3) : Evacuation de l'excès du liquide ; (4) : Indicateur de niveau ; (5) : Règle graduée ; (6) : Tige servant comme support.

h. Alimentation en phase liquide

Une pompe aspire de l'eau à partir d'un réservoir. L'eau est refoulée à travers des conduites jusqu'au bac coulissant et l'envoie vers la section de transit (5). A la sortie de la pompe un by pass (14) est installé pour éviter à un éventuel excès de débit d'alimentation. Au niveau du bac coulissant, une sortie est prévue pour le renvoi de l'eau au réservoir sous forme de trop-plein. L'eau circule en boucle, traversant le riser

jusqu'au séparateur de phases et le downcomer pour finir dans le réservoir du départ de sorte à ce qu'elle forme un circuit fermé.

i. Alimentation en air

Elle se fait par le biais d'un compresseur à air de marque Iuowei, ayant une capacité de 100 litres et une pression maximale de 8 bars. Le compresseur est muni d'un manomètre permettant de manipuler facilement la pression opératoire. Durant nos expériences la pression d'injection a été variée de 1,2 à 2,5 bars. L'air sortant du compresseur est acheminé à travers un tuyau à gaz, traversant quatre débitmètres pour alimenter le disperseur. Nous avons veillé à ce que la conduite à air soit au-dessus du séparateur de phases afin d'éviter le retour d'eau au compresseur.

j. Débitmètres à air

Quatre débitmètres à flotteurs de type Krohne sont installés en parallèle. Le débit total d'air qui alimente la colonne est contrôlé par ces quatre débitmètres en faisant la somme des valeurs affichées par chaque débitmètre.



Figure III.9 : Débitmètres à air placés en parallèle

k. Hauteur de plongée

C'est la fraction immergée de la colonne. La hauteur de plongée est donnée par le rapport (H) à la longueur totale (L). La variation de ce paramètre est réalisée par la variation de la position du bac coulissant sur la tige verticale.

III.2 Principe de fonctionnement de l'installation

La première étape consiste à allumer la pompe (13). L'eau commence à remplir la colonne jusqu'au niveau de la hauteur de plongée fixée par la hauteur du bac coulissant (8) (principe de vase communications). Dans ce travail la pompe permet seulement de remplir la colonne et d'assurer un fonctionnement en continu. Une fois la colonne est remplie jusqu' à la hauteur statique désirée, la phase liquide reste stagnante et aucun écoulement ne se produit dans la colonne puisque nous n'avons pas encore injecté de l'air. L'excès l'eau dans le bac coulissant est renvoyé à travers une conduite vers le réservoir principal. L'étape suivante est la mise en marche du compresseur. Une fois le compresseur (19) est chargé on fixe la pression d'injection d'air et on ajuste le débit avec les quatre débitmètres à gaz (15). A partir d'un certain débit d'air, on obtient un écoulement diphasique qui se développe le long de la colonne jusqu'à l'entraînement de la phase liquide. L'augmentation du débit d'air en fonction de la hauteur de plongée fait que l'écoulement diphasique atteint le séparateur de phases et que la phase liquide y est entraînée et peut être récupérée. C'est à ce niveau qu'on parle de la fonction du pompage avec la possibilité de mesurer le débit son débit. Au cours du fonctionnement, il faut s'assurer que la quantité débitée par la pompe soit suffisamment supérieure à celle recueillie dans le bac gradué (6). Pour éviter tout débordement ou débit insuffisant au niveau du bac coulissant un by-pass est placé à la sortie de la pompe permettant une meilleure alimentation en liquide.

Pendant nos expériences, nous avons mesuré le débit minimum d'air injection, le débit de la phase liquide, le taux de vide global et on a procédé à la caractérisation visuellement des régimes d'écoulement pour différentes hauteurs de plongées.

III.3 Techniques de mesures

III.3.1 Mesure du débit minimum d'injection

Le débit minimum d'injection consiste à déterminer le débit d'air qui correspond à l'arrivée des premières gouttes au bac gradué. Les débits sont mesurés pour une gamme de la hauteur de plongée variée de 0,3 jusqu'à 0,9.

III.3.2 Mesure du débit de la phase liquide

C'est la quantité d'eau entraînée à travers la colonne par unité de temps. Pour cette mesure nous avons utilisé un bac gradué (6) relié au downcomer. Le bac a une capacité assez large pour couvrir le maximum du débit d'air.

$$Q_l = \frac{V}{t} \quad (\text{III.1})$$

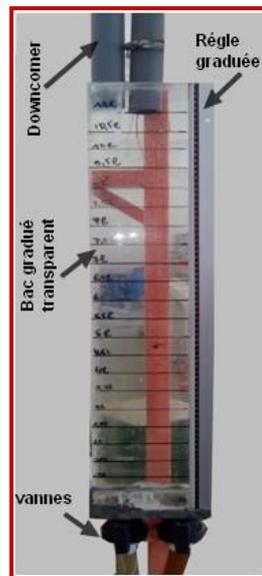


Figure III.10 : Bac gradué pour la mesure du débit

III.3.3 Mesure du taux de vide

Pour la mesure du taux de vide global, on a utilisé la technique de vanne à fermeture rapide. En raison de sa disponibilité et vue la fiabilité rapportée dans la littérature (Kawanishi et al. (1990) ; Yijun et Rezkallah, (1993) (cités par Ghajar et Bagawat, 2012). Cette technique de vanne à fermeture rapide consiste donc à fermer les deux vannes (a) et (b) (figure III.3) simultanément. A l'instant qui suit la fermeture des deux vannes, le volume retenu dans la colonne en amont est noté. La mesure du taux de vide a concerné uniquement la partie inférieure de la colonne (en amont).

Comme le taux de vide correspond à la fraction volumique de la phase gazeuse dans le mélange diphasique à l'intérieur de la colonne, on a mesuré d'abord la fraction

liquide puis on déduit la fraction du gaz dans le mélange en la calculant par la relation suivante :

$$\varepsilon = 1 - \frac{H_l}{H_m} \quad (\text{III.2})$$

H_l : Hauteur de la phase liquide (hauteur notée après la fermeture des deux vannes).

H_m : Hauteur mouillée (hauteur occupée par le mélange diphasique).

III.4 Caractérisation visuelle

Pendant nos expériences, nous avons caractérisé visuellement les régimes de l'écoulement pour chaque hauteur de plongée et chaque débit d'air. Cette observation visuelle est menée par des photographies et des vidéos.

III.5 Contraintes expérimentales

- ❖ Pour ne pas courir le risque d'endommager le dispositif et aussi en raison des problèmes de débordement, nous avons opté pour une gamme de débit d'air variée de 50 à 5000 l/h.
- ❖ En raison de non la disponibilité des fluides, il n'a été possible que d'étudier le cas de la phase liquide eau dans la présente étude.
- ❖ Pour la caractérisation des régimes il aurait fallu utiliser une caméra ultra rapide pour une qualité meilleure. Les appareils standards utilisés nous ont fourni uniquement des images et des vidéos de faible qualité insuffisante pour l'analyse.



Figure III.11: Photographie de l'installation expérimentale utilisée

CHAPITRE IV

Résultats et discussions

Dans ce chapitre nous présentons l'ensemble de nos résultats et discussions obtenus avec un système de pompage airlift non-ordinaire tel qu'il a été présenté dans le chapitre II. Nous rappelons que la déformation géométrique dans notre cas consiste en un élargissement brusque réalisé au milieu de la colonne avec un rapport de diamètre avoisinant 2, soit 64/33.

Dans la suite de cette partie, il s'agira de présenter l'évolution du débit de la phase liquide, le rendement, l'analyse du taux de vide global et sa confrontation avec le modèle à écart de vitesses (*drift flux model*), l'efficacité ainsi que le rapport de glissement pour diverses hauteurs de plongée. L'ensemble de ces résultats seront discutés et confrontés à un système ordinaire approprié à la comparaison. Il s'agit des résultats de Saidi et Yahiaoui (2016) issus d'un travail expérimental réalisé avec le même dispositif de la présente étude mais avec une colonne à diamètre constant (33 mm). L'ensemble des mesures ont été effectuées dans les mêmes conditions opératoires (hauteur de plongée, disperseur, bac coulissant, pompe, vannes, bac du débit de la phase liquide, débitmètres à air... etc.).

IV.1 Caractérisation des régimes d'écoulement

En vue de caractériser les régimes de l'écoulement, au cours de l'ensemble des expériences nous avons suivi visuellement l'écoulement diphasique obtenu le long de la colonne. Nous avons également procédé à la prise de plusieurs photographies et plusieurs vidéos. Ceci nous a permis de constater que la structure de l'écoulement est affectée par la modification géométrique introduite au milieu de la colonne sous forme d'un élargissement brusque. Les structures de l'écoulement sont nettement différentes dans la partie inférieure (33 mm) et la partie supérieure de la colonne (64 mm). Dans la partie inférieure, trois régimes ont été observés : le régime à bulles, le régime à poches et le turbulent baratté avec les transitions qui leur sont associées. Il est important de dire que nous avons noté l'absence du régime à poches dans la partie supérieure (64 mm).

a. Régime à bulles

Pour cette partie de la colonne, le régime à bulles apparaît à de faibles débits d'air et ceci pour toutes les hauteurs de plongées. Mais il est à noter que ce régime apparaît d'autant plus tôt que la hauteur de plongée augmente. A titre d'exemple, aux

hauteurs de plongée $H_p = 0,4$ et $0,8$ le régime à bulles apparaît à des débits d'air égaux respectivement à 150 et 200 l/h .

Pendant la visualisation de ce régime (voir la figure IV.1), on a constaté que ce régime change d'aspect et se développe le long de la moitié de la colonne. Au fur et à mesure que les bulles s'éloignent du disperser elles entrent en collision et le phénomène de la coalescence fait que des petites poches aux contours irréguliers commencent à se former avec de petites bulles dispersées toujours dans le bouchon liquide : c'est la transition vers le régime à poches. A la traversée de la jonction de l'élargissement brusque, nous avons constaté que la structure de l'écoulement change. Quoique le régime à bulles soit toujours là, son aspect diffère de celui en amont. En effet, la dispersion des bulles devient plus dense et plus fine.

Il est à noter que la transition est observée sur une gamme du débit d'air allant de 200 jusqu'à 400 l/h pour les hauteurs de plongées $H_p = 0,4 ; 0,6$ et $0,8$.



Moitié supérieure de la colonne
en amont (**33 mm**)



Moitié inférieure de la
colonne (**64 mm**)

Figure IV.1 : Photographie de la visualisation du régime à bulles

b. Régime à poches

Dans la moitié inférieure de la colonne ($D = 33 \text{ mm}$), c'est-à-dire celle qui précède l'élargissement brusque, avec l'augmentation de débit d'air, la coalescence s'accroît et favorise la formation des poches. Les poches sont de géométrie relativement régulière. Elles se caractérisent par une forme de calotte sphérique en aval et une queue plus au moins aplatie en amont. Cette dernière est siège d'une zone tourbillonnaire, formant un sillage qui suit cette poche long de son déplacement vers le haut. Entre la paroi et la poche un film liquide s'écoule vers le bas. Nous avons remarqué que la taille des poches dépend du débit d'air. Les poches s'allongent et s'élargissent avec l'augmentation du débit d'air jusqu'à ce qu'elles occupent presque la totalité du diamètre de la colonne. Concernant l'effet de la hauteur de plongée, il nous est apparu que les dimensions des poches deviennent plus importantes avec la diminution de la hauteur de plongée. Nous avons constaté que les poches les plus longues correspondent aux hauteurs de plongée les plus faibles.

A la traversée de la jonction de l'élargissement brusque (3), la structure de l'écoulement change. Les poches formées en amont se détruisent et le régime à poches disparaît pour donner naissance un régime à bulles finement dispersées. Le phénomène de coalescence moins accentué par rapport à la partie aval, fait apparaître de grosses bulles ayant une forme de calotte sphérique en aval et plates en amont appelées dans la littérature *les chapeaux de Taylor*. Ces grosses bulles dont les dimensions sont relativement loin du diamètre de la colonne se déplacent d'une façon presque ondulatoire.

L'augmentation du débit d'air fait que les chapeaux de Taylor tentent se transformer en poches. Mais La formation des poches n'aboutit pas. Les pseudo-poches formées sont de géométries irrégulièrement différentes à celles qu'on a définies dans le cas de moitié inférieure. Le régime à poches ne s'établit pas donc. Nous avons constaté que quelque soit le débit d'air, leur dimensions restent relativement faible, ne dépassant pas 10 cm environ et sans aucune régularité. En outre, nous avons constaté que ces poches sont, sporadiques, instables et sont éloignées les unes des autres d'une façon assez considérable. L'espace entre elles est caractérisé par des bouchons liquides parsemés de bulles fines.

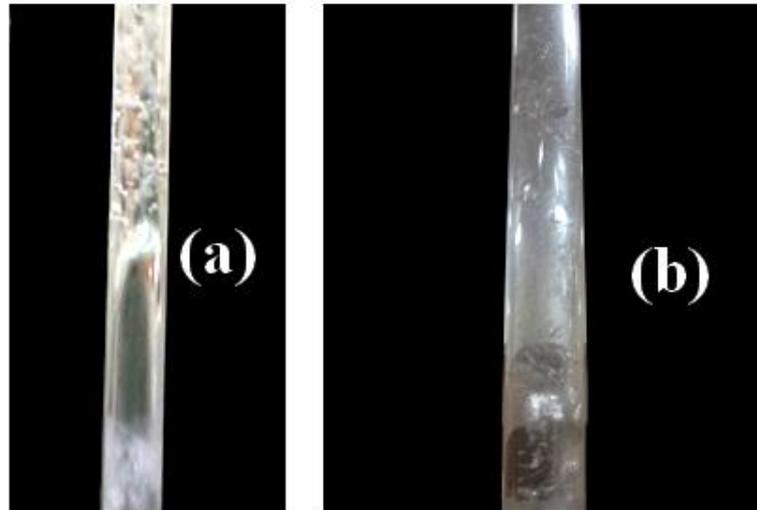


Figure IV.2 : Visualisation du régime à poches dans la moitié inférieure de la colonne

c. Régime turbulent baratté

Dans la partie inférieure de la colonne ($D = 33 \text{ mm}$) après l'établissement du régime à poches, l'augmentation du débit d'air détruit les poches et l'écoulement devient complètement désorganisé et aléatoire (figure IV.3-a). L'aspect aléatoire s'accroît au fur et à mesure que le débit d'air augmente. Dans la partie supérieure de la colonne (64 mm) le régime turbulent baratté se produit au même temps que la partie inférieure avec la même configuration et un aspect plus écumeux (figure IV.3-b).

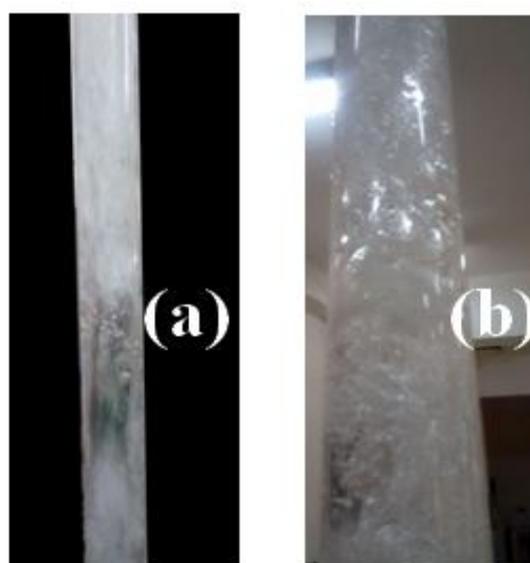


Figure IV.3 : Visualisation du régime turbulent baratté (a): En amont ; (b) : En aval

Remarque : le régime annulaire n'a pas été atteint. Il aurait fallu utiliser de très grands débits d'air ce qui risque d'endommager le dispositif.

IV.2 Débit de la phase liquide

IV.2.1 Analyse pour la hauteur de plongée $H_p = 0,7$

Sur la figure (IV.4) nous avons représenté l'évolution du débit de la phase liquide en fonction du débit d'air injecté pour la hauteur de plongée $H_p = 0,7$. La présente figure montre que l'évolution du débit de la phase liquide se fait suivant trois phases distinctes. La première phase (1) correspond à la gamme des débits d'injection d'air qui n'ont pas produit de pompage. Dans cette phase, la phase liquide n'atteint pas le séparateur de phases. La seconde (2), correspond à la gamme des débits d'air où le pompage a eu lieu. Dans cette étape, on constate que le débit de la phase liquide augmente d'une façon assez sensible avec le débit de la phase gazeuse. Nous avons constaté visuellement que cette phase est associée au régime à bulles et au régime à poches. A la troisième phase, le débit de la phase liquide continue de augmenter avec l'augmentation du débit d'air mais d'une façon moins sensible avec une tendance à se stabiliser.

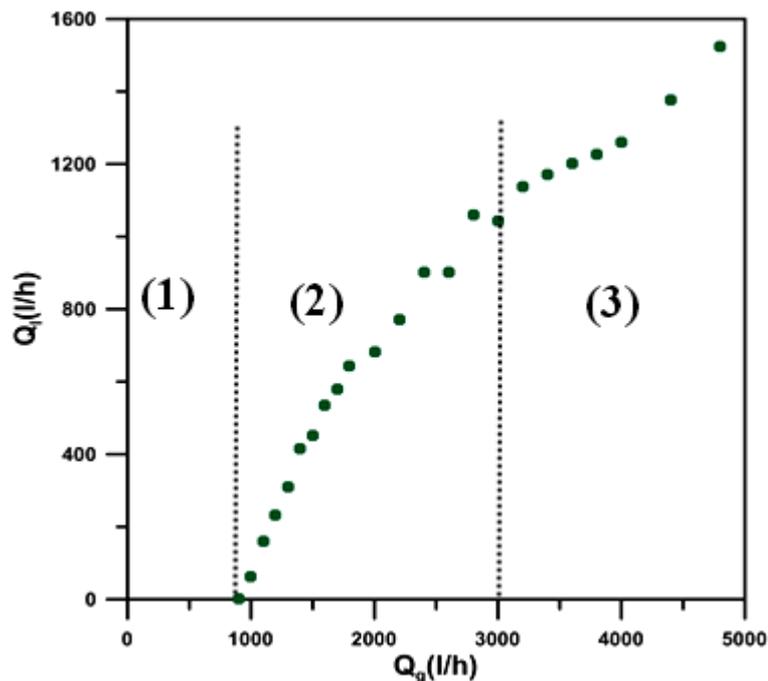


Figure IV.4: Evolution du débit de la phase liquide en fonction du débit de la phase gazeuse pour $H_p = 0,7$

IV.2.2 Reproductibilité des résultats

En vue de vérifier la reproductibilité de nos mesures expérimentales, nous avons procédé à plusieurs séries de mesures pour des hauteurs de plongées identiques. Sur la figure (IV.5), nous avons représenté les quatre séries de mesures du débit de la phase liquide obtenues avec la hauteur de plongée $H_p = 0,7$. La présente figure met globalement en clair la reproductibilité des résultats. Les valeurs sont presque identiques notamment pour la gamme des débits d'air faibles. Cependant, pour la gamme des débits d'air importants, quelques écarts insignifiants sont enregistrés. Ceci est dû au fait qu'à grands débits d'air, le bac (6) se remplit si rapidement que la mesure du débit (volume/temps) s'avère d'une certaine manière difficile par rapport au reste des mesures.

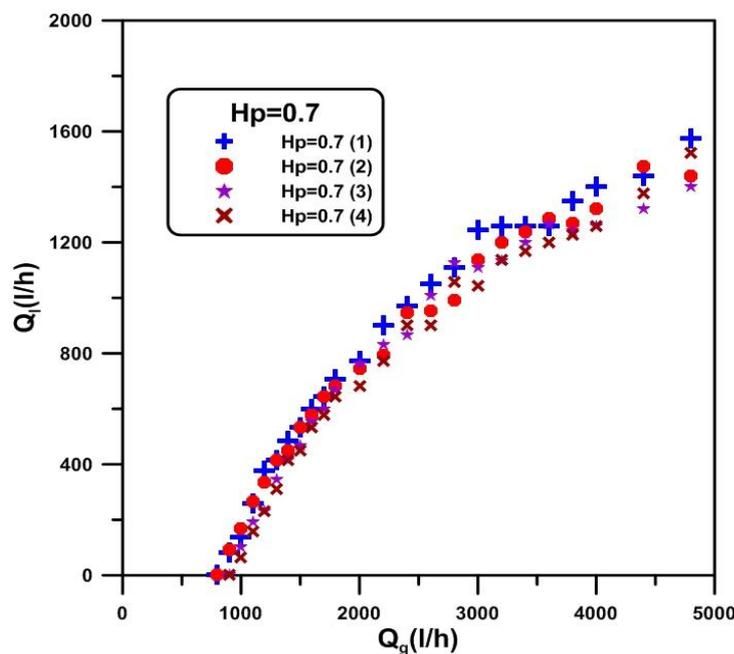


Figure IV.5: Reproductibilité des résultats expérimentaux pour $H_p = 0,7$

IV.2.3 Effet de la hauteur de plongée

Pour l'étude de l'effet de la hauteur de plongée nous avons représenté sur la figure (IV.6) l'évolution du débit de la phase liquide en fonction du débit d'air pour une gamme allant de $H_p = 0,4$ à $H_p = 0,9$. La figure montre qu'en plus de l'allure qui est similaire à celle de $H_p = 0,7$, la hauteur de plongée produit un effet positif sur le débit de la phase liquide. Plus la hauteur de plongée augmente, plus le débit de la phase liquide augmente. Le présent résultat concorde avec les travaux de la littérature (Kassab

et al., 2009 ; Hanafizadeh et al., 2011, Tighzert et al., 2013). Nous soulignons que des expériences ont été également effectuées pour des hauteurs de plongée inférieures à 0,4 cependant pour cette gamme, le pompage se produit à des débits d'air relativement très grands ($> 6000 \text{ l/h}$).

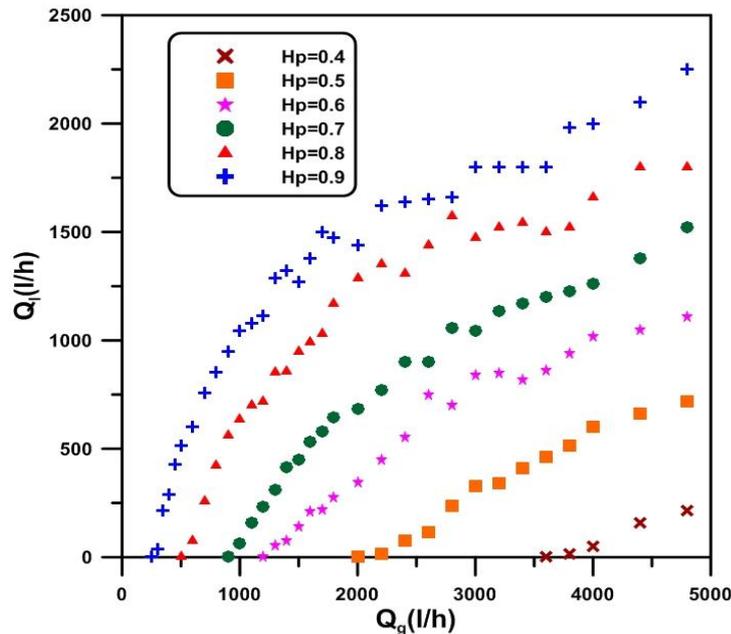


Figure IV.6 : Evolution du débit de la phase liquide en fonction du débit d'air pour diverses hauteurs de plongée

IV.2.4 Comparaison avec un système ordinaire

Il s'agit de confronter l'évolution du débit de la phase liquide obtenu dans la présente étude avec les résultats de Saidi et Yahiaoui (2016) obtenus avec un système ordinaire de diamètre uniforme (33 mm). Pour cela, pour les mêmes hauteurs de plongées (0,4 ; 0,5 ; 0,6 ; 0,7) nous avons représenté sur la figure (IV.7) l'évolution de du débit de la phase liquide en fonction du débit d'air. On constate que les courbes des deux études ont des allures similaires : c'est-à-dire que le débit d'eau augmente avec l'augmentation du débit d'air d'une façon progressive avec les étapes que nous avons décrites précédemment. La différence est à noter au niveau de l'ordre d grandeur du débit. En effet, les quatre figures montrent que le débit obtenu avec le système ordinaire est nettement supérieur à celui obtenu dans la présente étude. Cette différence serait due à l'absence du régime à poches dans la partie supérieure de la colonne. A titre illustratif,

nous reproduisons dans le tableau (IV.1) quelques valeurs pour situer les ordres de grandeurs des études.

Tableau IV.1: Quelques valeurs illustratives pour la comparaison entre les deux systèmes

Q_g (l/h)	H_p	Q_l (l/h)	Résultats de Saidi et Yahiaoui Q_l (l/h)
4000	0,4	51.43	545.806
2000	0,5	0	490,909
1800	0,6	273,91	932,142
2800	0,7	1107,7	1311,111

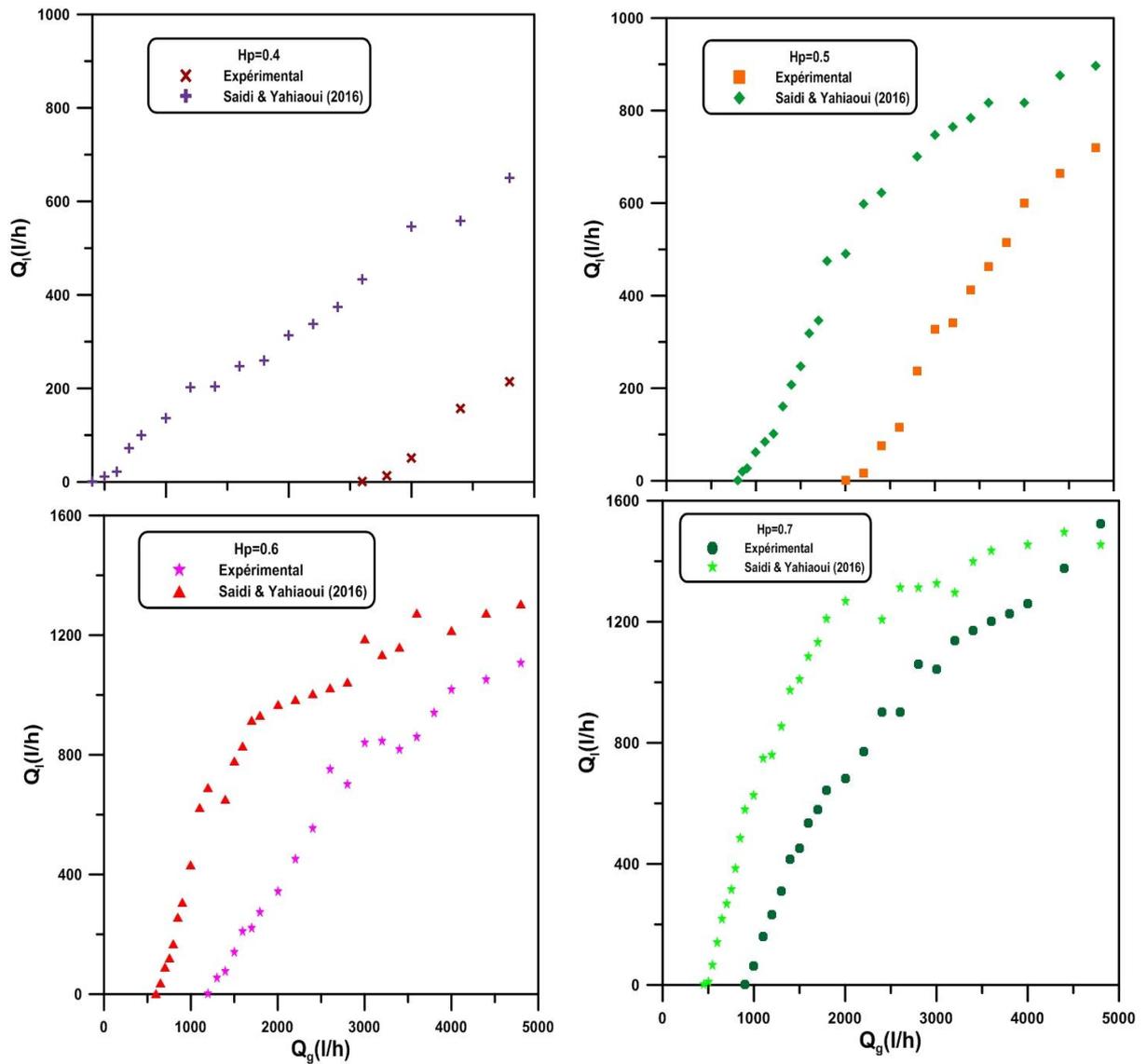


Figure IV.7: Confrontation du débit de la phase liquide de la présente étude avec celui d'un système ordinaire

IV.3 Débit minimum d'injection

IV.3.1 Débit minimum d'injection de la présente étude

Nous rappelons que le débit minimum d'injection est défini comme étant le débit du gaz qui correspond à la récupération des premières gouttes de la phase liquide passant du séparateur de phases au bac (6). Sur la figure (IV.8) nous présentons l'évolution du débit minimum d'injection en fonction de la hauteur de plongée variée de 0,4 à 0,9 avec un pas de 0,1. La présente figure montre que l'évolution du débit minimum nécessaire pour amorcer le pompage se présente sous forme de deux étapes différentes. La première s'étale de 0,4 jusqu'à 0,53. La seconde s'étale au-delà de 0,53. Concernant la première étape le débit minimum évolue d'une façon relativement sensible. Par exemple pour les hauteurs de plongée 0,3 et 0,4 la valeur du débit minimum passe respectivement de 6000 à 3800 l/h. Au cours de la deuxième étape, l'évolution présente un aspect presque linéaire avec rapprochement des valeurs qui s'accroît avec l'augmentation de H_p .

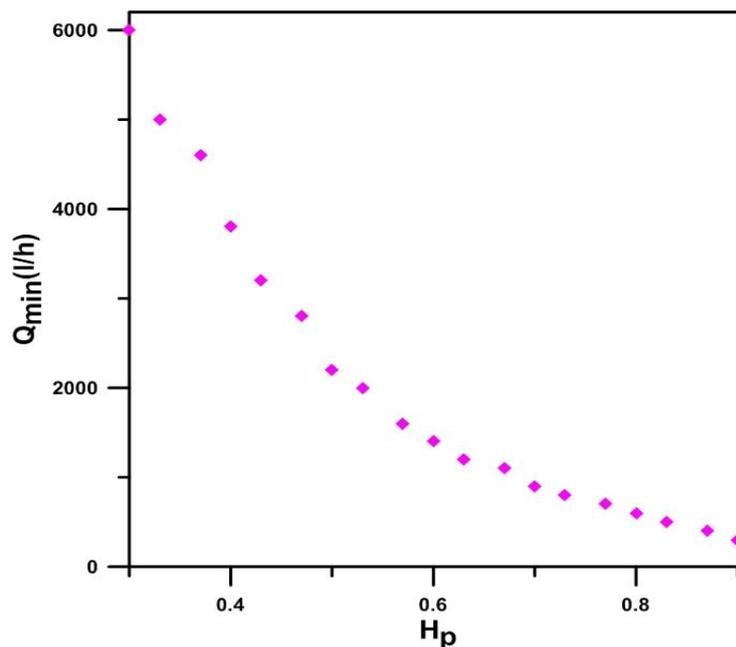


Figure IV.8: Evolution du débit minimum d'injection en fonction des hauteurs de plongée.

IV.3.2 Comparaison avec un système ordinaire

La confrontation du débit minimum d'injection avec celui obtenu avec un système ordinaire par Saidi et Yahiaoui (2016) est présentée sur la figure (IV.9). La figure montre que ce paramètre évolue d'une façon similaire. C'est-à-dire avec une allure identique en termes de variation. La figure (IV.9) montre que pour les faibles hauteurs de plongée, notamment la gamme correspondant à $H_p < 0,5$, pour une hauteur de plongée identique le débit minimum d'injection est nettement différent. Les valeurs sont d'autant plus éloignées que la hauteur de plongée est faible. A titre d'exemple, dans le cas de la présente étude, pour $H_p = 0,4$, le débit minimum d'injection est de 3800 l/h. Pour la même hauteur, ce débit est de 1150 l/h, dans le cas du système ordinaire de Saidi et Yahiaoui (2016).

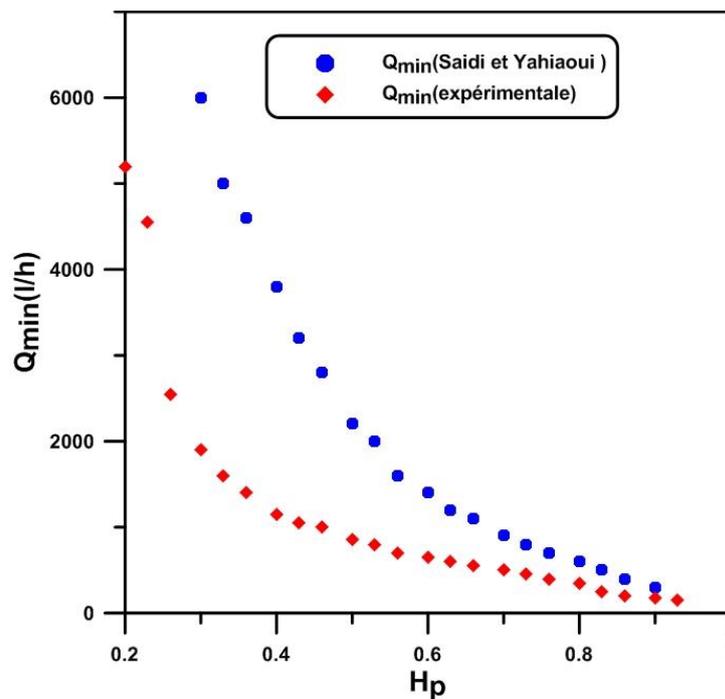


Figure IV.9: Comparaison entre le débit minimum d'injection expérimentale avec celui de Saidi et Yahiaoui

La même représentation montre qu'avec l'augmentation de la hauteur de plongée, les débits minimums d'injections ont tendance à se rapprocher. Ce rapprochement qui devient visible aux alentours de $H_p = 0,6$ s'accroît au fur et à mesure que la hauteur de plongée augmente. Nous pensons que pour la gamme ($H_p < 0,5$), la hauteur statique de la colonne remplie, ne dépassant pas le point de la

déformation géométrique (l'élargissement brusque) et pour cette raison, l'arrivée de la phase liquide dans le grand diamètre fait qu'il faut plus d'énergie pour soulever le liquide. D'où la nécessité d'atteindre de plus forts débits d'air pour amorcer le pompage. Concernant la gamme ($H_p > 0,5$), la hauteur statique dépasse l'élargissement brusque, c'est-à-dire la partie située en aval de la vanne du taux de vide ($D = 64 \text{ mm}$) est partiellement occupée par la phase liquide, d'où, le travail mécanique nécessaire pour soulever le liquide est moins important que dans le premier cas. Donc le pompage est atteint à des débits inférieurs.

IV. 4 Rendement

IV.4.1 Analyse du rendement pour $H_p = 0,6$

Nous rappelons que le rendement du système airlift utilisé est calculé par la formule de Nicklin (1963) qui le définit comme étant le rapport du travail mécanique nécessaire pour soulever la quantité du liquide à une hauteur égale à $(L - H)$ au travail mécanique développé par le compresseur suivant une détente isotherme allant de la pression d'injection à la pression atmosphérique :

$$\eta = \frac{\rho_l g Q_l (L-H)}{P_a Q_g \ln\left(\frac{P_{inj}}{P_a}\right)} \quad (\text{IV.1})$$

Sur la figure IV.10, nous avons représenté l'évolution de rendement (η) en fonction du débit d'air pour une hauteur de plongée égale à $H_p = 0,6$. On constate que l'évolution du rendement passe par trois phases distinctes. Dans la première étape, le rendement augmente sensiblement en fonction du débit d'air injecté jusqu'à atteindre un maximum de 19,23%. La deuxième étape commence à partir de ce maximum et elle s'étale sur une gamme de débit d'air (allant de 3200 à 4800 l/h). Cette phase est associée au fonctionnement optimal du système avec un régime à poches et la transition vers le turbulent baratté. Ceci concorde fort bien avec ce qui a été rapporté dans la littérature (Kassab et al., 2009, Khalil et al., 1999). Une fois la gamme optimale est atteinte, l'augmentation du débit d'air fait décroître le rendement d'une manière brusque pour atteindre des valeurs assez faibles (2,83%). Le maximum du rendement ne correspond jamais au maximum du débit de la phase liquide. La figure (IV.11) illustre bien ce constat.

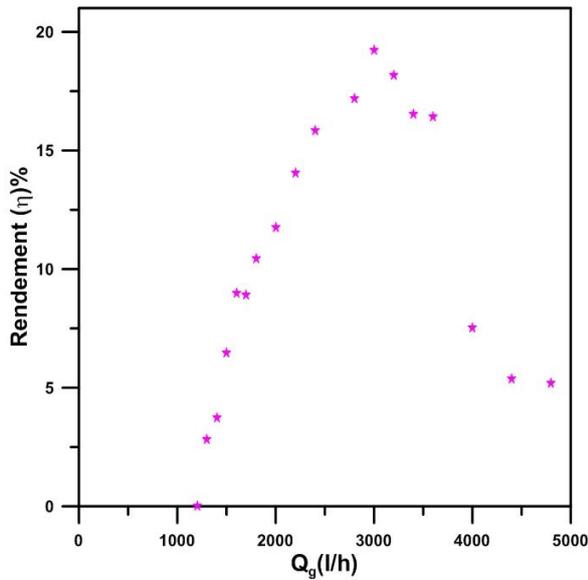


Figure IV.10: Evolution du rendement en fonction du débit d'air pour $H_p = 0,6$

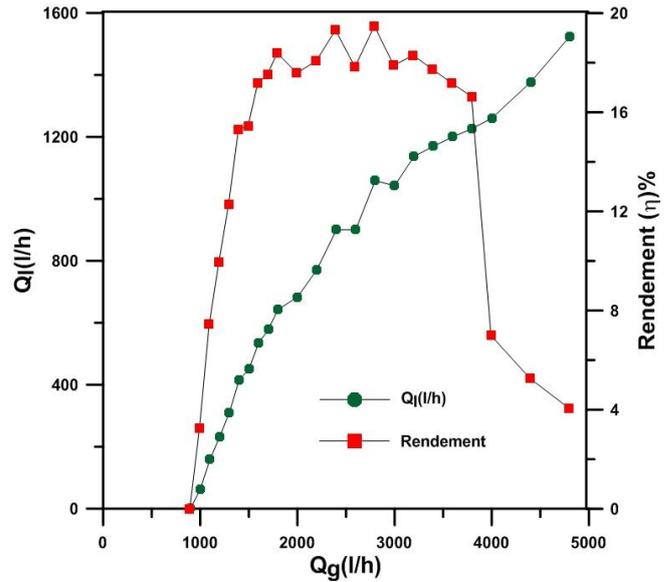


Figure IV.11: Confrontation du rendement et du débit de la phase liquide pour une hauteur de plongée identique.

IV.4.2 Effet de la hauteur de plongée

Sur la figure IV.12, on a représenté l'évolution de rendement en fonction du débit d'air pour différentes hauteurs de plongée allant de 0,4 jusqu'à 0,9 avec un pas de 0,1. Le rendement augmente avec l'augmentation de débit d'air d'une façon significative jusqu'à atteindre un maximum de 22,52% pour la hauteur de plongée 0,8. Lorsque le maximum est atteint le rendement s'étale sur un certain nombre de points : c'est la zone optimale du fonctionnement du système. La même figure montre que l'augmentation du débit d'air fait décroître le rendement d'une manière assez sensible. La confrontation du rendement avec le débit de la phase liquide dans le même repère (figure IV.11) montre clairement que le maximum du rendement ne correspond pas au maximum du débit de la phase liquide. La figure IV.12 nous confirme aussi qu'au-delà d'une certaine hauteur de plongée qui avoisine $H_p = 0.8$ que l'ordre de grandeur du rendement diminue avec l'augmentation de la hauteur de plongée ; ce ci confirme ce qui a été rapporté dans les travaux de Tighzert et al. (2013).

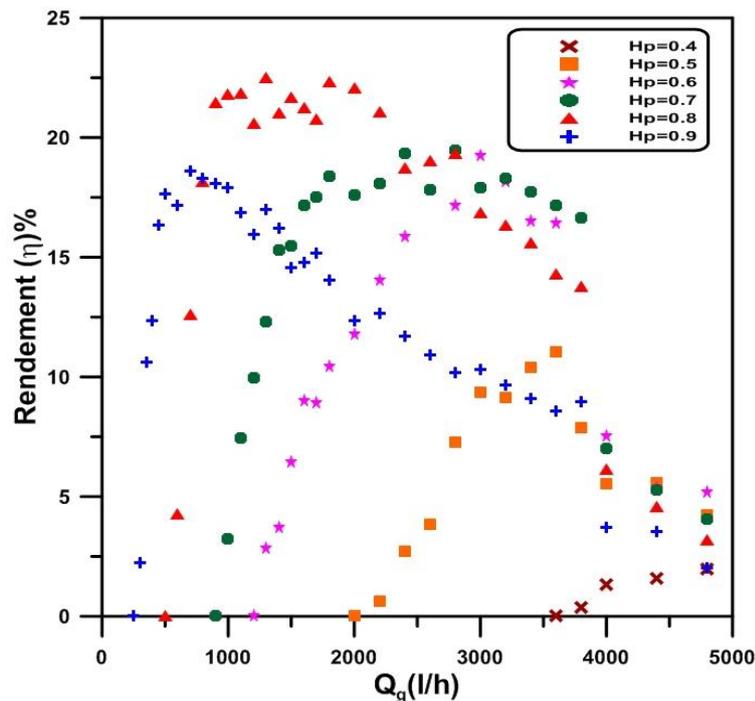


Figure IV.12: Evolution du rendement en fonction du débit d'air pour diverses hauteurs de plongée

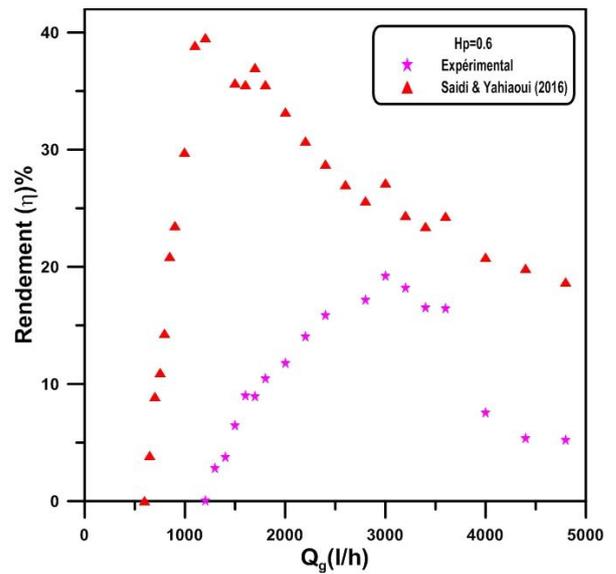
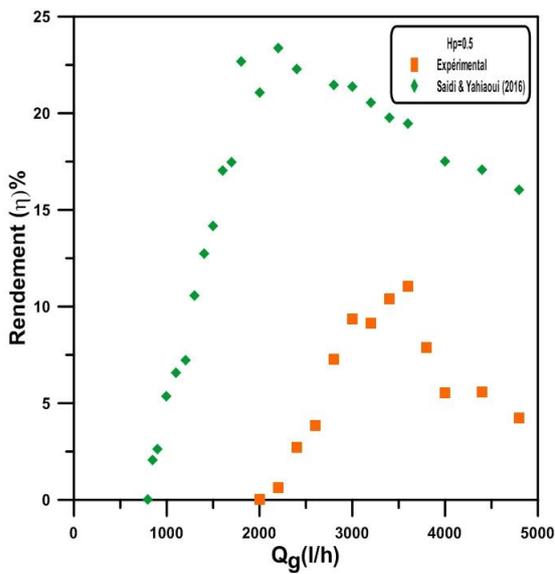
IV.4.3 Comparaison avec un système ordinaire

La confrontation de nos résultats avec ceux de Saidi et Yahiaoui (2016) pour les mêmes hauteurs de plongées : 0,5 ; 0,6 ; 0,7 ; 0,8 présentées sur la figure (IV.13) fait état d'un écart significatif en termes d'ordre de grandeurs. Avec les deux dispositifs, l'allure de l'évolution du rendement est similaire. De même, comme nous l'avons souligné avec le débit de la phase liquide, le rendement obtenu avec le dispositif expérimental de type ordinaire est nettement supérieur à celui de la présente étude avec élargissement brusque. A titre illustratif, nous donnons dans le tableau (IV.2) quelques valeurs pour quantifier la différence. Dans la littérature certains auteurs (Mahrous et al., 2013 ; Kumar et al., 2003 ; Zakari et al., 2016) se sont proposées d'augmenter la performance du système avec la réalisation de déformations au niveau de la colonne (forme conique, élargissement brusque et la forme S). Toutefois, la présente étude ne va pas dans le même sillage que les conclusions de ces auteurs qui stipulent l'amélioration des performances lorsque les déformations sont apportées. Nos expériences réalisées avec un élargissement brusque introduit au milieu de la colonne, avec un rapport de diamètres avoisinant 2, montre que la performance diminue en comparaison avec un

système ordinaire. La dégradation du rendement serait due l'absence du régime à poches constatée dans la partie supérieure de la colonne. Les pertes de charges créées au niveau de la jonction qui sépare les deux diamètres seraient en partie responsables de la diminution du rendement enregistrée.

Tableau IV.2: Quelques valeurs illustratives pour la comparaison entre les deux systèmes.

Hp	Elargissement brusque	Système ordinaire
0,5	11,03%	23,34%
0,6	19,23%	39,53%
0,7	19,47%	35,72%
0,8	22,52%	34%



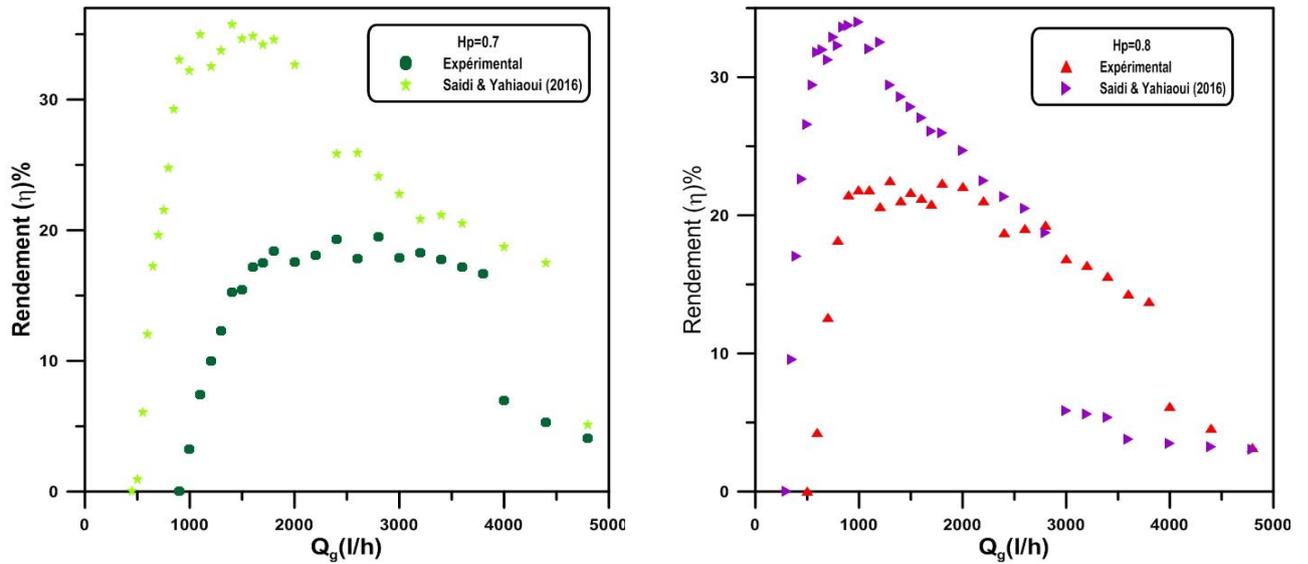


Figure IV.13: Confrontation du rendement de la présente étude avec celui d'un système ordinaire

IV.5 Efficacité

IV.5.1 Analyse pour la hauteur de plongée $H_p = 0,7$

L'efficacité est l'un des paramètres utilisé souvent pour évaluer les performances d'un système de pompage airlift. Elle est définie comme étant le rapport du débit massique de la phase liquide et le débit massique de la phase gazeuse.

$$E = \frac{\rho_l Q_l}{\rho_g Q_g} \tag{IV.2}$$

Sur la figure (IV.14) nous avons représenté l'évolution de l'efficacité en fonction du débit d'air pour la hauteur de plongée $H_p = 0,7$. Avant le pompage l'efficacité est nulle. Mais dès que le pompage s'amorce, l'efficacité augmente d'une façon sensible jusqu'à atteindre une valeur maximale de 317,23. Après ce maximum, l'efficacité diminue progressivement. La phase de progression a été associée visuellement au régime à poches et au régime à bulles. La gamme du débit d'air où l'efficacité augmente coïncide avec celle du rendement dans sa phase de progression. L'aspect d'évolution de l'efficacité est similaire à celui du rendement.

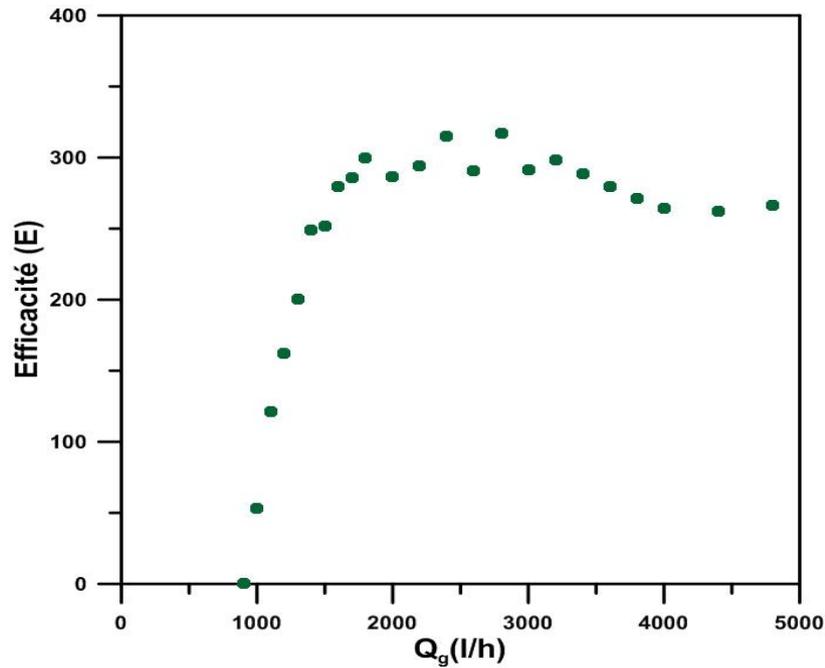


Figure IV.14: Evolution de l'efficacité en fonction du débit d'air pour $H_p = 0,7$

IV.5.2 Effet de la hauteur de plongée

Concernant l'effet de la hauteur de plongée, on a remarqué qu'en termes d'allure l'efficacité évolue de la même manière pour toute les hauteurs de plongées étudiées ($H_p = 0,4 ; 0,5 ; 0,6 ; 0,7 ; 0,8$ et $0,9$). Une augmentation sensible jusqu'à atteindre un maximum avec un régime à bulles et un régime à poches puis une décroissance avec le régime turbulent. En termes d'ordre de grandeur, ce paramètre augmente avec l'augmentation de la hauteur de plongée. Il est bien visible que les plus grandes valeurs correspondent à la hauteur de plongée $H_p = 0,9$ et les plus faibles à $H_p = 0,4$. Les débits d'air qui correspondent aux maximums sont d'autant plus faibles que la hauteur de plongée augmente.

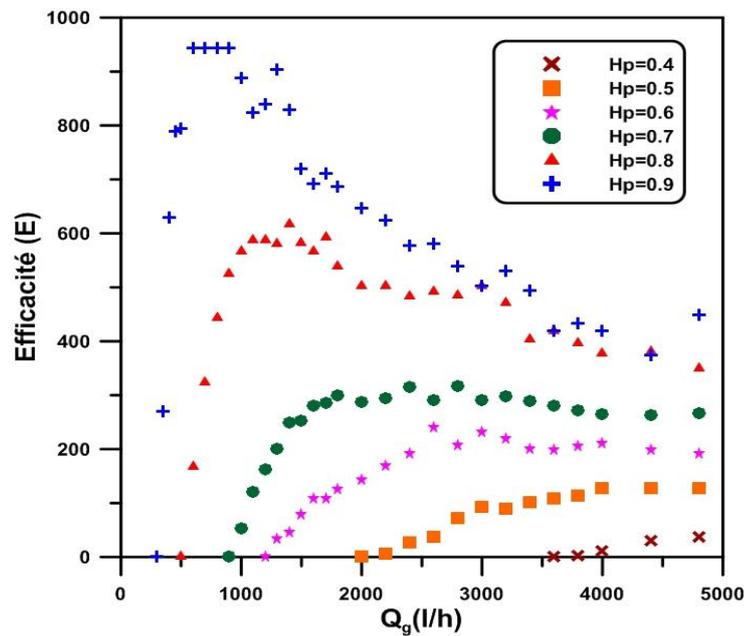


Figure IV.15: Evolution de l'efficacité en fonction du débit d'air
Pour diverses hauteurs de plongée

IV.5.3 Comparaison avec un système ordinaire

La confrontation des résultats obtenus expérimentalement avec ceux obtenus par Saidi et Yahiaoui (2016) correspondant à un système ordinaire de 33 mm de diamètre, donnée sur la figure (IV.16) pour les hauteurs de plongées : 0,5 ; 0,6 ; 0,7 et 0,9, montre que les deux courbes évoluent de même manière mais elle se différencie en termes valeur. A titre d'exemple, pour un même débit d'air (2000 l/h), la valeur de l'efficacité est de 286,39 pour la présente étude contre 525 avec le système ordinaire de Saidi et Yahiaoui (2016). Les explications données pour le rendement peuvent être valables pour le cas de l'efficacité.

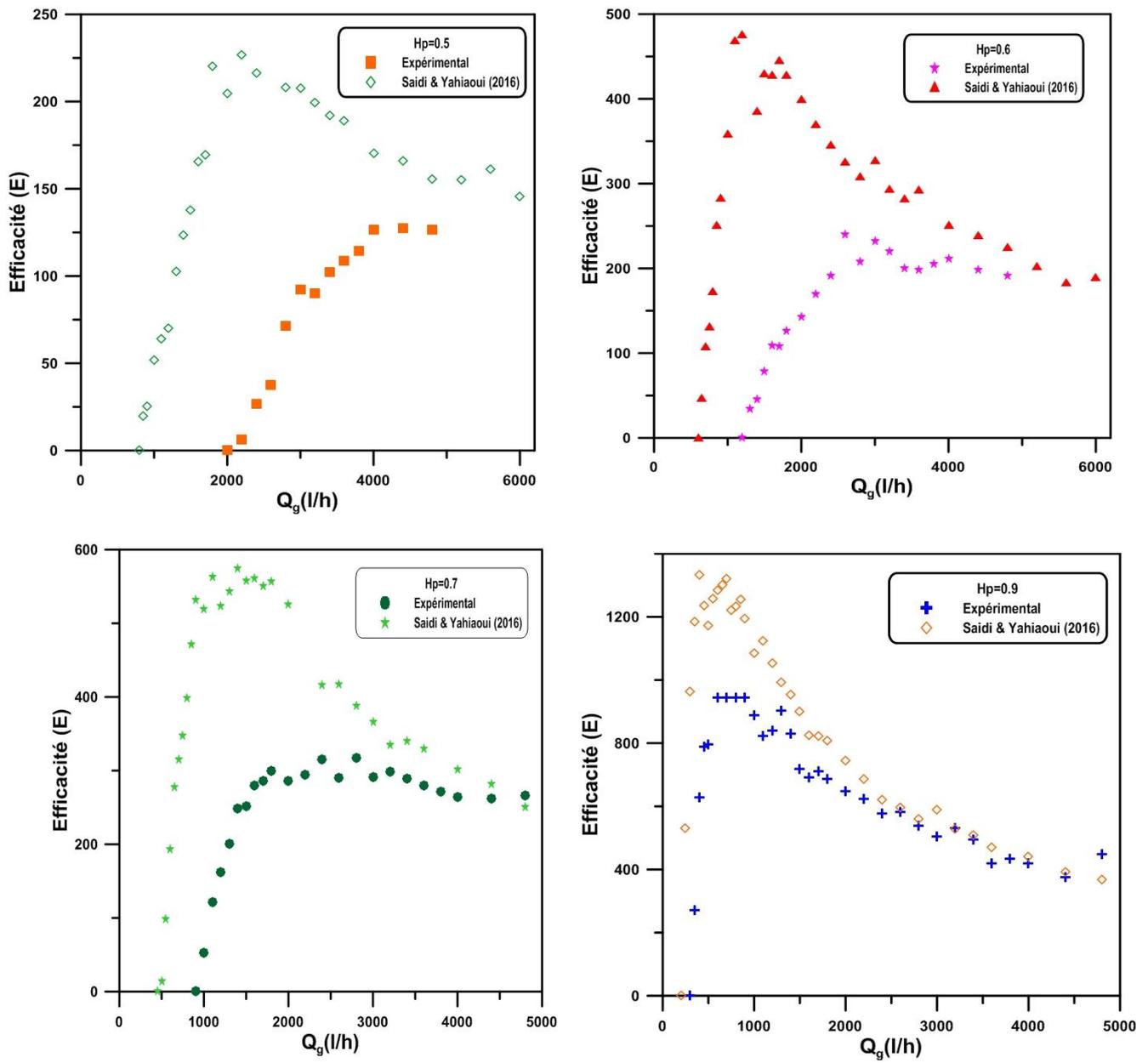


Figure IV.16: Confrontation de l'efficacité de la présente étude avec celui d'un système ordinaire (Saidi et Yahiaoui, 2016)

IV.6 Rapport de glissement (S)

IV.6.1 Analyse pour la présente étude

Le rapport de glissement (S) traduit le mouvement relatif entre les deux phases liquide et gazeuse. Il est donné par le rapport des vitesses superficielles des deux phases :

$$S = \frac{U_g}{U_l} \quad (\text{IV.3})$$

Sur la figure (IV.17) nous avons représenté l'évolution du rapport de glissement en fonction du débit d'air pour la gamme de la hauteur de plongée étudiée. D'après cette figure on constate que le rapport de glissement se caractérise par une décroissance significative pour toutes les hauteurs de plongées élucidées. La décroissance se poursuit jusqu'à atteindre un minimum. Une fois le minimum est atteint, le rapport a tendance à augmenter légèrement. Visuellement la phase de décroissance est associée au régime à bulles et aux régimes à poches. Ceci montre que le glissement entre phases est plus accentué dans la gamme des faibles débits d'air. Pour les grands débits, le glissement a tendance à se stabiliser. La confrontation du rapport de glissement avec le rendement pour une hauteur de plongée identique montre que le minimum du rapport de glissement correspond à la zone optimale du fonctionnement. C'est-à-dire au maximum du rendement. Ceci laisse confirmer l'utilité du rapport de glissement pour une éventuelle utilisation d'un critère de performance.

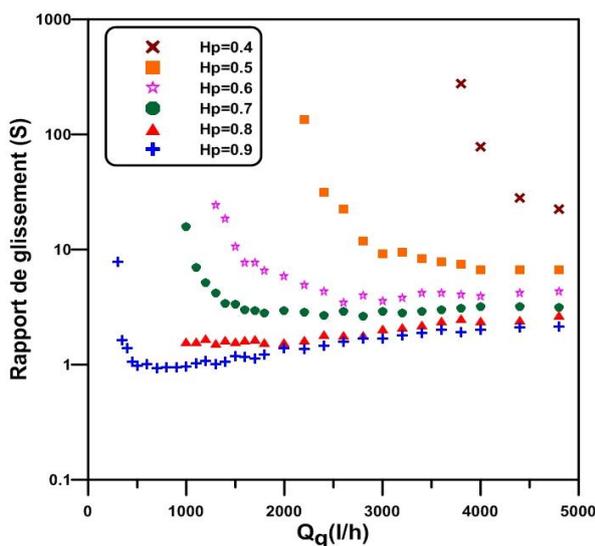


Figure IV.17: Evolution du rapport de glissement (S) en fonction du débit d'air

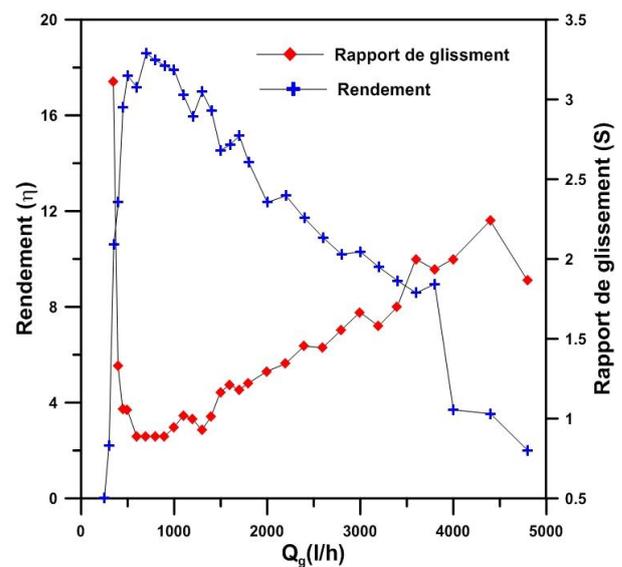
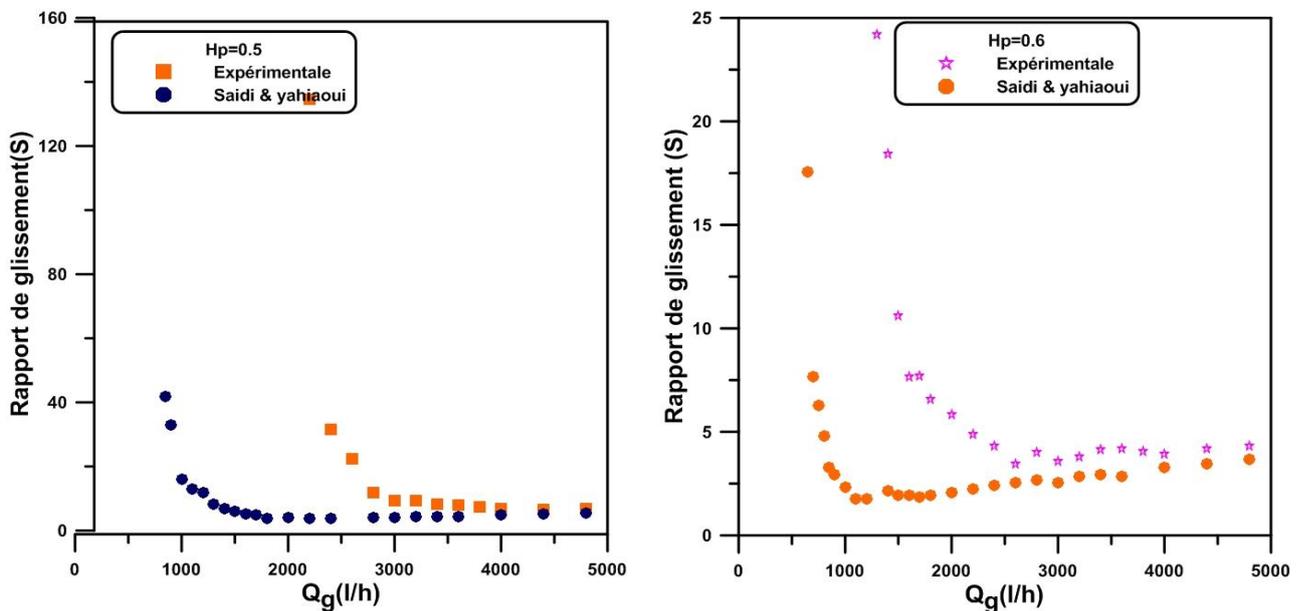


Figure IV.18: Confrontation du rendement et du rapport de glissement pour une hauteur de plongée identique

IV.6.2 Comparaison avec un système ordinaire

La confrontation avec les travaux de Saidi et Yahiaoui (2016) les résultats correspondant à un système ordinaire est représentée sur la figure (IV.19). La représentation montre que le rapport de glissement garde la même allure d'évolution comme celle présentée ci-dessus relatives aux hauteurs de plongée (0,5 ; 0,6 ; 0,7 et 0,8), Concernant la gamme de débits d'air associée aux régimes à bulles et au régime à poches, la figure montre que le glissement entre phases est beaucoup plus important dans le cas du dispositif à élargissement brusque que dans celui de la colonne à diamètre constant. Il est clair que minimum du rapport de glissement est directement lié à la zone optimale du fonctionnement. Pour une hauteur de plongée identique, le minimum le plus faible correspond au système ordinaire et il est atteint à des débits d'air relativement faibles. Comme ce minimum correspond au fonctionnement optimal du système et dans ce cas, il montre clairement que le système ordinaire auquel nous avons fait la comparaison est plus performant. Pour des débits d'air relativement importants le rapprochement entre les deux courbes de chaque hauteur de plongée montre que le glissement entre phase est assez faible dans cette gamme.



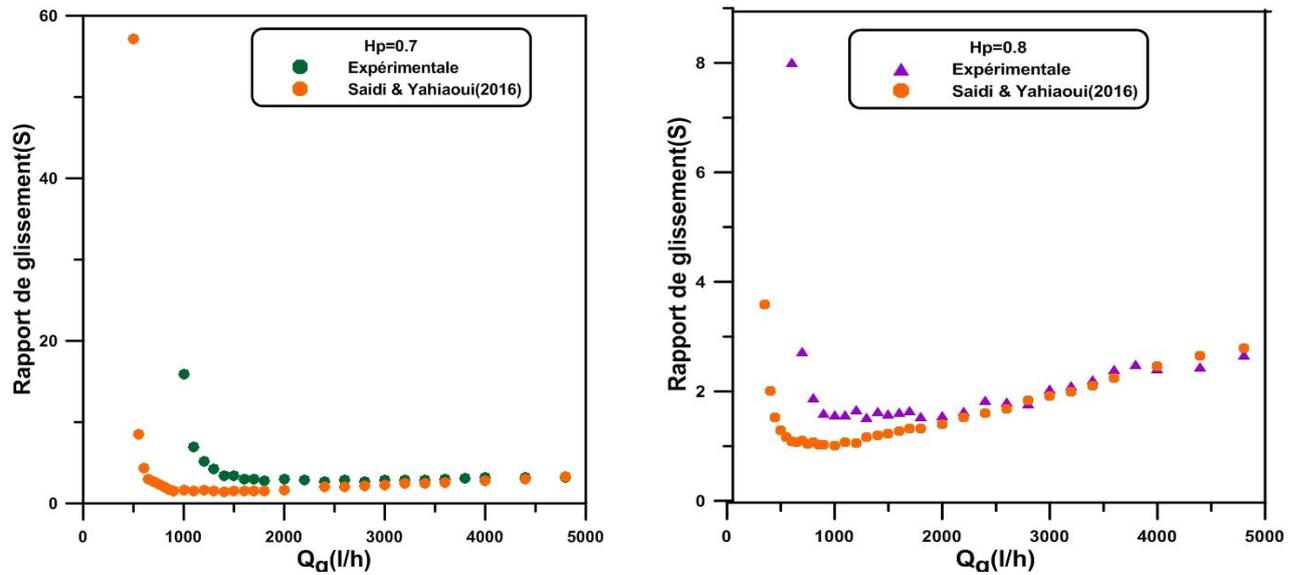


Figure IV.19: Comparaison du rapport de glissement de la présente étude avec celui d'un système ordinaire

IV.7 Taux de vide global (ϵ)

IV.7.1 Analyse du taux de vide global

Nous rappelons dans cette section que le taux de vide global a été mesuré par la technique de vannes à fermeture rapide dans la partie inférieure du dispositif (en aval de la vanne (16)). L'ensemble des mesures ont été effectuées pour cinq hauteurs de plongée ($H_p = 0,5 ; 0,6 ; 0,7 ; 0,8$ et $0,9$). Nous soulignons également que la mesure du taux de vide n'a pas été mesurée pour les hauteurs de plongée inférieures à 0,5 et cela pour des raisons techniques. A première vue, l'effet de la hauteur de plongée est bien visible. Plus la hauteur de plongée augmente plus le taux de vide diminue. Les courbes prises individuellement, pour chaque hauteur de plongée, le taux de vide évolue suivant deux étapes différentes : il augmente avec l'augmentation du débit d'air d'une façon quasi linéaire ensuite il continue à augmenter légèrement tout en fluctuant.

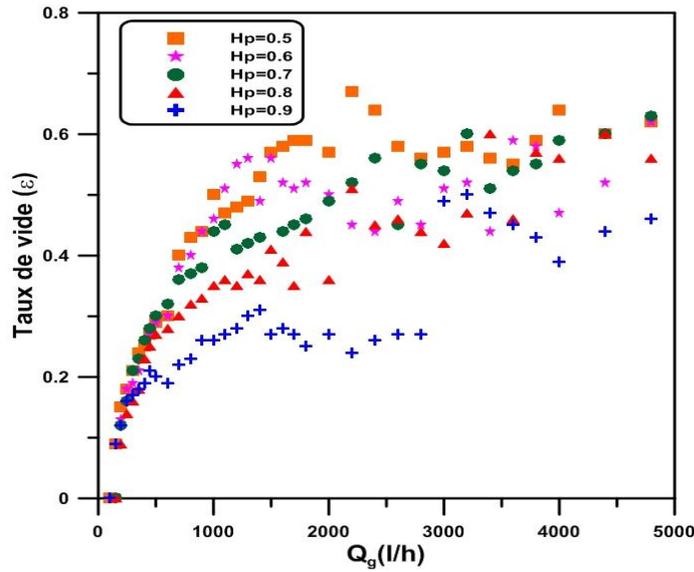
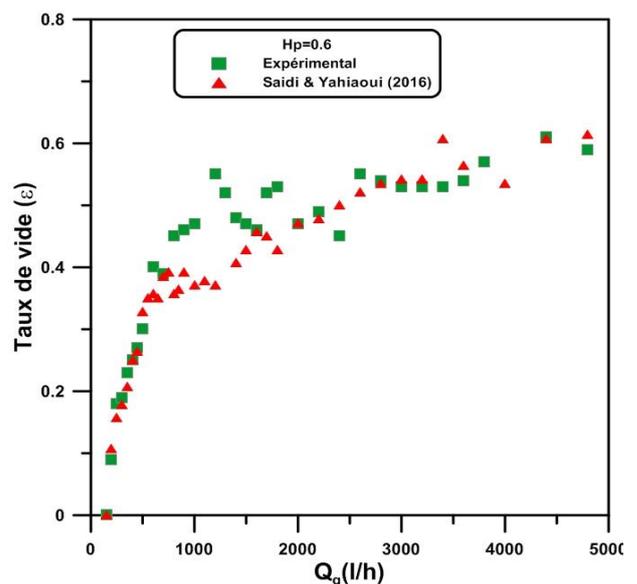
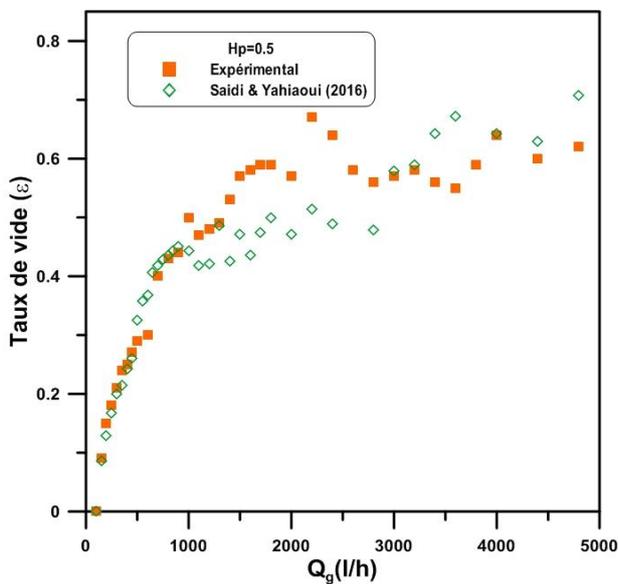


Figure IV.20: Evolution du taux de vide en fonction du débit d'air.

IV.7.2 Comparaison avec un système ordinaire

La comparaison du taux de vide global de la présente étude avec celui de Saidi et Yahiaoui (2016) donné sur la figure (IV.21) montre que la déformation géométrique réalisée au milieu de la colonne ne produit aucun effet sur son évolution.



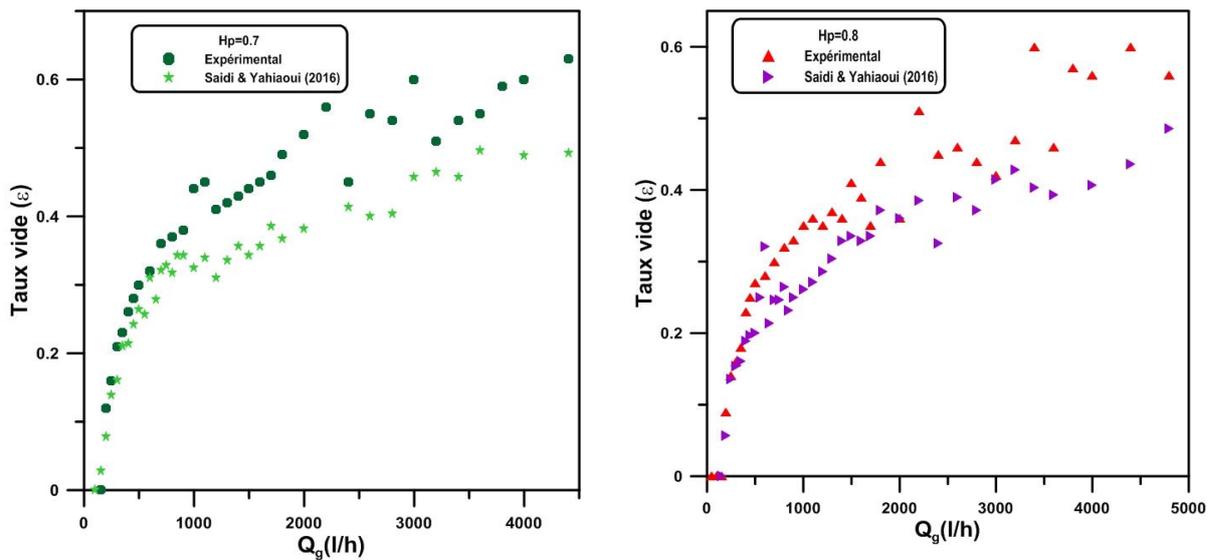


Figure IV.21: Confrontation du taux de vide de la présente étude avec celui d'un système ordinaire

IV.8 Confrontation avec le modèle à écart de vitesses

Le modèle à écart de vitesses (*drift flux model*) est donné par l'équation suivante (voir chapitre II) :

$$\frac{U_g}{\varepsilon} = 1,2(U_g + U_l) + 0,35\sqrt{gD} \quad \text{Avec les coefficients de Nicklin (1963) sont :}$$

$C_0 = 1,2$: Le coefficient de distribution et $0,35\sqrt{gD}$: la vitesse d'entraînement.

Sur la figure (IV.22), nous avons présenté pour la partie amont de la colonne la confrontation du taux de vide expérimental avec le modèle à écart de vitesses (*drift flux model*) avec la version Nicklin (1963). Cette figure montre que les points expérimentaux s'écartent de la droite de Nicklin (1963) dans les gammes de la vitesse de la phase gazeuse correspond au régime à bulles et au régime turbulent baratté. Le rapprochement est plus significatif dans la gamme qui correspond au régime à poches. Ceci concorde fort bien avec les hypothèses de Nicklin (1963) qui suppose l'établissement du régime à poches pour l'élaboration de son modèle. Néanmoins, dans le cas de la partie aval de la colonne, la figure (VI.23) traduit un écart relativement significatif par rapport à la droite de Nicklin (1963). Nous pensons que cet écart est lié au changement de diamètre.

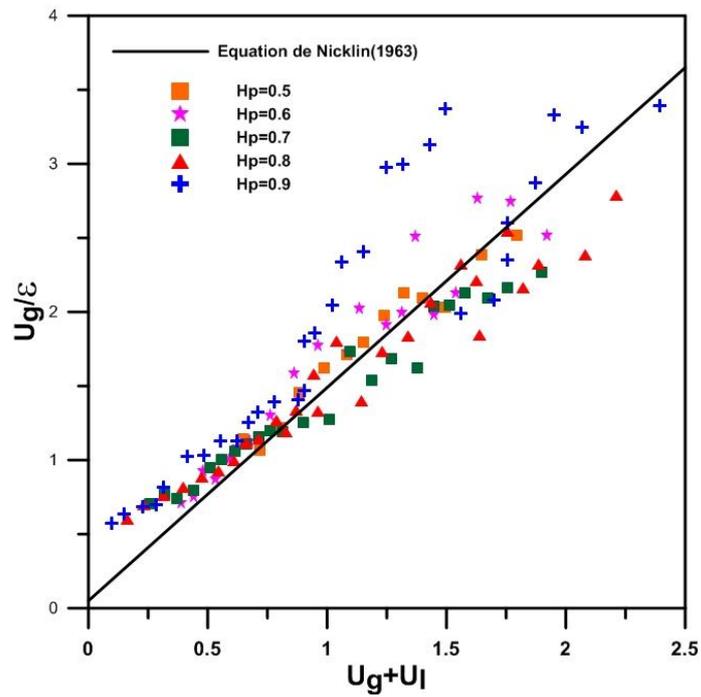


Figure IV.22: Confrontation des résultats expérimentaux avec le modèle à écart de vitesse (partie en amont)

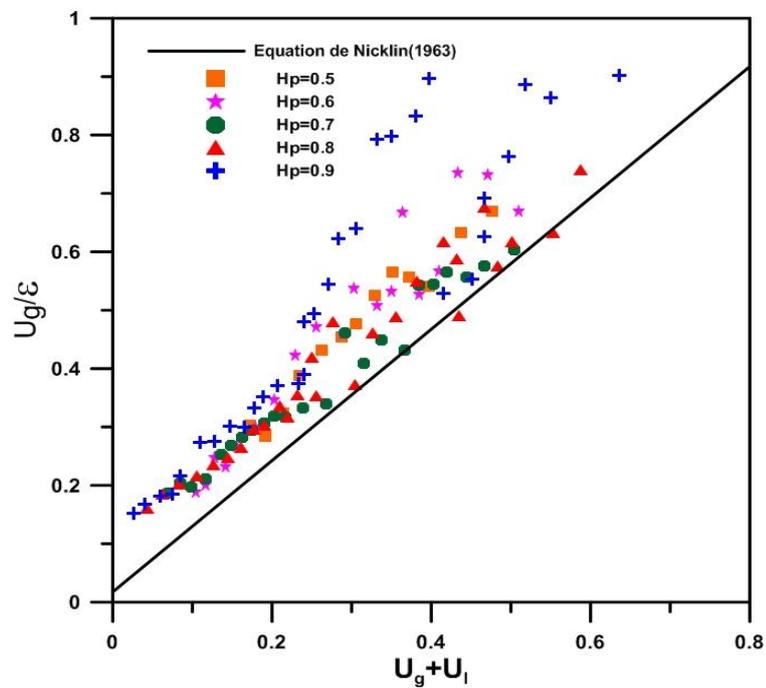


Figure IV.23: Confrontation des résultats expérimentaux avec le modèle à écart de vitesse (partie en aval).

Conclusion

Dans ce présent travail nous avons abordé expérimentalement l'étude d'un système de pompage airlift de type non-ordinaire comportant un élargissement brusque au milieu de colonne avec un rapport de diamètre (33/64). L'ensemble du travail effectué consiste en la mesure du débit de la phase liquide, le débit minimum d'injection, le taux de vide tout en variant la hauteur de plongée de 0,4 à 0,9. Le calcul du rendement, l'efficacité, et le rapport de glissement. Les résultats obtenus sont ensuite confrontés à ceux d'un système ordinaire de diamètre 33 *mm*.

Au terme de cette étude, nous pouvons tirer les conclusions suivantes :

- La modification géométrique apportée modifie la structure de l'écoulement. Si le régime à bulles et le turbulent baratté sont les deux régimes communs pour les deux parties de la colonne, le régime à poches n'a pas été observé dans la partie supérieure de diamètre 64 *mm*.
- Le débit d'air injecté et la hauteur de plongée produisent le même effet sur le débit de la phase liquide qu'un système ordinaire. Toutefois en termes d'ordre de grandeurs, avec le système non-ordinaire de la présente étude, le débit de la phase liquide diminue sensiblement par rapport au système ordinaire.
- Pour les faibles hauteurs de plongée le débit minimum d'injection est affecté. L'effet de la hauteur de plongée sur ce paramètre diminue avec l'augmentation de cette dernière.
- Le fonctionnement optimal a été associé visuellement au régime à poches et à la transition vers le turbulent baratté. En termes de valeur, le rendement obtenu avec un système ordinaire est meilleur que celui de la présente étude.
- L'efficacité du système ordinaire utilisée comme référence est supérieure à celle de la présente étude.
- La comparaison du taux de vide global obtenu par un système non ordinaire avec celui d'un système ordinaire étudié par Saidi et Yahiaoui (2016) montre que la déformation

géométrique réalisée au milieu de la colonne ne produit aucun effet sur l'évolution du taux de vide global.

- Le taux de vide expérimental est mieux modélisé par le modèle à écart de vitesses (drift-flux) dans le régime d'écoulement à poches.
- Concernant le régime à bulles et le régime à poches, le rapport de glissement entre deux phases est plus important dans le cas du dispositif à élargissement brusque que celui de la colonne à diamètre uniforme étudié par Saidi et Yahiaoui (2016) par contre dans le cas d'un régime turbulent baratté le glissement entre phases dans les deux cas a tendance à s'égaliser.
- La mesure du débit de la phase liquide, le calcul du rendement, l'efficacité montrent qu'une déformation géométrique sous forme d'un élargissement réalisée au milieu de la colonne diminue la performance du système.
- La diminution de la performance serait due à l'absence du régime à poches dans la partie en aval et éventuellement aux pertes de charge liée à la singularité.
- En guise de perspectives, afin d'approfondir la présente étude, nous recommandons d'effectuer la même étude expérimentale en variant la position de l'élargissement brusque. Il serait également judicieux d'entreprendre expérimentalement une étude comparative avec un système ordinaire de diamètre 64.

Références bibliographiques

- Ahmed, W. H., Badr, H. M., 2012. *Dual-injection airlift pumps: an enhance performance*. Particulate Science and Technology 30, 497-516.
- Ahmed, W. H., Badr, H. M., Al-Qutub, A. M., 2016. *Air injection methods: The key to a better performance of airlift pumps*. Experimental Thermal and Fluid Science 70-354-365.
- Akita, K., Okazaki, T., Koyama, H., 1988. *Gas holdups and friction factors of gas-liquid two phase flow in an air-lift bubble column*. J. Chem. Eng. Japan 21, 476-482.
- Aloufi, F.M., 2011. *An investigation of gas void fraction and transition conditions for two-phase flow in an annular gap bubble column*. Thesis. Loughborough University.
- Arthur, F. G., Andrea, E. N., Cristiane, C., Fausto Arinos, A. B., Rigoberto, E. M. M., 2012. *Slug to churn transition analysis in upward vertical two-phase flow*. 14th Brazilian Congress of Thermal Sciences and Engineering. November 18-22, 2012, Rio de Janeiro, Brazil.
- Apazidis, N., 1985. *Influence of bubble expansion and relative velocity on the performance and stability of an air lift pump*. Int. J. Multiph. Flow 11, 459-479.
- Azzopardi, B. J., Wren, E., 2004. *What is entrainment in vertical two-phase churn flow?* Int. J. Multiphase Flow 30, 89-103.
- Barrut, B., 2011. *Étude et optimisation du fonctionnement d'une colonne airlift à dépression-Application à l'aquaculture. Thèse de doctorat*. Université Montpellier II.
- Bennajah. M., 2007. *Traitement des rejets industriels liquide par électroagulation/électrolocation en réacteur airlift*. Thèse de doctorat en Génie des procédés et de l'environnement. Institut national polytechnique de Toulouse (France).
- Bhagwat, S.M., 2008. *Study of flow patterns and void fraction in vertical downward two phase flow*. Thesis. Université Amravati (Inde).
- Bhagwat, S. M., Ghajar, A. J., 2012. *Similarities and differences in the flow patterns and Void fraction in vertical upward and downward two phase flow*. Exper. Therm. Fluid Sci. 39, 213–227.
- Bhagwat, S. M., Ghajar, A. J., 2014. *A flow pattern independent drift flux model based void fraction correlation for a wide range of gas-liquid two phase flow*. Int. J. Multiph. Flow 59, 186–205.
- Brauner, N., Barnea, D., 1986. *Slug/churn transition in upward gas-liquid flow*. Chem. Eng. Sci. 41, 159-163.
- Cheng, H., Hills, J. H., Azzopardi, B. J., 1998. *A study of the bubble-to-slug transition in vertical gas-liquid flow in columns of different diameter*. Int. J. Multiph. Flow 24, 431-452,
- Clark, N.N., Dabolt, R.J., 1986. *A general design equation for air lift pumps operating in slug flow*. Aiche J. 32, 56-63.
- De Cachard, F., Delhayé, J.M., 1996. *A slug-churn flow model for small diameter air lift pumps*. Int. J. Multiphase Flow 22, 627–649.

- De Cachard, F., Delhaye, J.M., 1997. *Stability of small diameter airlift pump*. Int. J. Multiphase Flow 24, 17-34.
- Fan, W., Chen J., Pan, Y. C., Huang, H., Chen, C. A., Chen, Y., 2013. *Experimental study on the performance of an airlift pump for artificial upwelling*. Ocean Engineering 59, 47–57.
- François. O., Gilmore.T., Pinto.M.J., Gorelick.M.S., 1996. *A physically based model for airlift pumping*. Water resources research, VOL. 32, NO. 8, pages 2383-2399.
- Fujimoto, H., Murakami, S., Omura, A., Takuda, H., 2004. *Effect of local pipe bends on pump performance of a small air-lift system in transporting solid particles*. Int. J. Heat and Fluid Flow 25, 996-1005.
- Fukano. T., Furukawa. T., 1998. *Prediction of the effects of liquid viscosity on interfacial shear stress and frictional pressure drop in vertical upward gas-liquid annular flow*. Int. J. Multiphase Flow Vol. 24, No. 4, pp. 587-603.
- Furukawa,T., Fukano, T., 2001. *Effects of liquid viscosity on flow patterns in vertical upward gas-liquid two-phase flow*. Int. J. Multiph. Flow 27, 1109–1126.
- Godbole, P. V., 2004. *Study of flow patterns and void fraction in vertical upward two phase flow*. Master of Science Memory.Universtiy of Pune (India).
- Guet, S., Ooms G., Oliemans R.V.A., Mudde R.F., 2004. *Bubble size effect on low liquid input drift-flux parameters*. Chem. Eng. Sci. 59, 3315–3329.
- Hanafizadeh, P., Ghanbarzadeh, S., Saidi, M. H., 2011a. *Visual technique for detection of gas-liquid two-phase flow regime in the air -lift pump*. J. of Petroleum Sci. Eng. 75, 327–335.
- Hanafizadeh, P., Saidi, M.H. Nouri Gheimasi, A., Ghanbarzadeh, S., 2011b. *Experimental investigation of air–water, two-phase flow regimes in vertical mini pipe*. Scientia Iranica 18, 923–929.
- Hanafizadeh, P., Ghorbani, B., 2012. *Review study on airlift pumping systems*. Multiphase Science and Technology 24, 323-362.
- Hills, J. H., 1976. *The operation of a bubble column at high throughputs. I. Gas hold-up measurements*. Chem. Eng. J. 12, 89-99.
- Ishii, M., 1977. *One dimensional drift flux model and constitutive equations for relative motion between phases in various two phase flow regimes*. Argonne National Laboratory, Illinois, 77–47.
- Kantarci, N., Borak, F., Ulgen, K. O., 2005. *Bubble column reactors*. Process Biochemistry 40, 2263–2283
- Karimi, A., Hanafizadeh, P., Ghanbarzadeh, S. Saidi, M. H., 2010. *Augmentation of air-lift pump performance in step geometry*. ICMF 2010: 7th International Conference on Multiphase Flow ICMF 2010, Tampa, FL USA, May 30-June 4.

- Kassab, S. Z., Kandil, H. A., Warda, H. A., Ahmed, W. H., 2001. *Performance of an air lift pump operating in two-phase flow*. The Seventh International Congress on Fluid Dynamics & Propulsion, December 18-20, 2001, Cairo, Egypt.
- Kassab, S. Z., Kandil, H. A., Warda, H.A., Ahmed, W. H., 2009. *Air-lift pumps characteristics under two-phase flow conditions*. Int. J. Heat Fluid Flow 30, 88- 98.
- Kassab, S. Z., Adam, I. G., El Gohary, H. A., *Influence of the air injection method on the performance of an air lift pump*. Proceedings of ICFD 10th International Congress of Fluid Dynamics Dec 16-19, 2010, Egypt.
- Kawanishi, K., Hirao, Y., Tsuge, A., 1990. *An experimental study on drift flux parameters for two phase flow in vertical round tubes*. Nuclear Eng. and Design 120, 447-458.
- Khalil, M.F., Elshorbagy, K.A., Kassab, S.Z., Fahmy, R.I., 1999. *Effect of air injection method on the performance of an air lift pump*. Int. J. Heat Fluid Flow 20, 598-604.
- Kim, S.H., Sohn, C.H., Hwang, J.Y., 2014. *Effects of tube diameter and submergence ratio on bubble pattern and performance of air-lift pump*. Int. J. Multiph. Flow 58, 195–204.
- Kumar, E. A., Kumar, K. R.V., Ramayya, A. V., 2003. *Augmentation of airlift pump performance with Tapered upriser pipe: An experimental study*. J. Inst. Eng. 84, 114–119.
- Liu, T.J., 1993. *Bubble size and entrance length effect on void development in a vertical channel*., Int. J. Multiph. Flow 19, 99–113.
- Mahrous, A.F., 2013a. *Performance study of an airlift pump with bent riser tube*. Wseas Transactions on Applied and Theoretical Mechanics 8, 136-145.
- Mahrous, A.F., 2013b. *Airlift pump with a gradually enlarged segment in the riser tube*. ASME J. Fluids Eng. 135-146.
- Mahrous, A.F., 2014. *Performance of Airlift Pumps: single-Stage vs. Multistage air injection*. American J. Mech. Eng. 2, 28-33.
- Mishima, K., Ishii, I., 1984. *Flow regime transition criteria for two-phase flow in vertical tubes*. Int. J. Heat Mass Transfer 27, 723-734.
- Monmarson, B., 2015. *Simulation en présence d'incertitude d'un gazosiphon de grande échelle. Application à l'optimisation d'un nouveau système géothermique urbain*. Thèse de doctotrat, Université Grenoble Alpes.
- Nakoryakov, V. E., Kashinsky, O. N., Kozmenko, B. K., 1986. *Experimental study of gas-liquid slug flow in a small diameter vertical pipe*. Int. J. Multiph. flow 12, 337-355.
- Nakoryakov, V. E., Kashinsky, O. N., 1986. *Local characteristics of upward gas-liquid flows*. Int. J. Multiph. flow 7, 63-81.
- Nicklin, D. J., 1963. *The air-lift pump theory and optimization*. Int. Chem. Eng. 4, 29-39.

- Ohnuki, A., Akimoto, H., 1996. *An experimental study on developing air-water two phase flow along a large vertical pipe: effect of air injection method*. Int. J. Multiph. Flow 22, 1143-1154.
- Parker, G. J., 1980. *The effect of footpiece design on the performance of a small air lift pump*. Inter. J. Heat Fluid Flow 2, 245-252.
- Parker, N. C., Suttle, M.A., 1987. *Design of air-lift pump for water circulation and aeration in aquaculture*. Aquacultural Engineering 6, 97-110.
- Pochet, S., 2012. *Développement d'un système pour la mesure du taux de vide dans un écoulement diphasique par une méthode utilisant des micro-ondes*. Mémoire de maîtrise en Sciences Appliquées. Université de Montréal.
- Reinemann D. J., Timmons, M.B., 1989. *Prediction of oxygen transfer and total dissolved gas pressure in airlift pumping*. Aquacultural Eng. 8, 29-46.
- Reinemann, D. J., Patrlange, J.Y., Timmons, M.B., 1990. *Theory of small diameter airlift pump*. Int. J. Multiph. flow 16, 113-122.
- Richardson, J. F., Higson, D. J., 1962. *A Study of the energy losses associated with the operation of an air-lift pump*. Transactions of the Institution of Chemical Engineers 40, 169-182.
- Riglin, J., 2011. *Performance characteristics of airlift pumps with vortex induced by tangential fluid injection*. Thesis. Bucknell University.
- Saidi, S., Yahiaoui, F., 2016. *Effet de la viscosité de la phase liquide sur quelques caractéristiques hydrodynamiques d'un système airlift*. Mémoire de master. Université A. Mira de Béjaia.
- Samaras, V. C., Margaris, D. P., 2005. *Two-phase flow regime maps for air lift pump vertical upward gas-liquid flow*. Int. J. Multiph. Flow 31, 757-766.
- Snape, J. B., Fialovaz, M., Zahradnik., J., Thomas, N.H., 1992. *Hydrodynamic studies in an external loop airlift reactor containing aqueous electrolyte and sugar solution*. Chem. Eng. Sci. 47, 3387-3394.
- Stenning, A.H., Martin, C.B., 1968. *Analytical and experimental studies of air lift pump performance*. J. Eng. Power Trans. ASME 90, 106-110.
- Tighzert, H., Brahimi, M., Kechroud, N., Benabbas, F., 2013. *Effect of submergence ratio on the liquid phase velocity, efficiency and void fraction in an air-lift pump*. J. of Petroleum Sc. Eng. 110, 155-161.
- Tighzert, H., 2016. *Contribution à l'étude expérimentale de la structure d'un écoulement diphasique de type airlift*. Thèse de doctorat en science. Université Abderrahmane Mira de Béjaia.

Utiger, M., 1998. *Etude de l'hydrodynamique locale d'un réacteur airlift à boucle externe par Anémométrie à film chaud. Thèse de maîtrise en science appliquée.* Ecole Polytechnique de Montréal (Canada).

Vial C., Camarasa E., Poncin, S., Midoux, N., Wild G., 2000. *Study of the hydrodynamic behavior in bubble columns and external loop air-lift reactors through analysis of pressure fluctuations.* Chem. Eng. Sci. 55, 2957-2973.

Wallis, G.B., 1969. *One dimensional two phase flow.* McGraw-Hill, New York.

Wilkinson, P., Spek, A., Van Dierendonck, L., 1992. *Design parameters estimation for scale-up of high-pressure bubble-columns.* Aiche J., 38, 544-554.

Xu, Y., Fang, X., 2014. *Correlations of void fraction for two-phase refrigerant flow in pipes.* Applied Thermal Engineering 64, 242-251

Yamashita, F., 1985. *Effect of liquid depth, column inclination and baffle plates on gas holdup in bubble-columns.* J. Chem. Eng. Japan 18, 349-353.

Yijun, J., Kameil, S., Rezkallah, K., 1993. *A study on void fraction in vertical co-current upward and downward two-phase gas-liquid flow.* Chem. Eng. Communication 126, 221-243.

Zaraki, H. E, Abadshapoori, M. H., Mohammad Saidi, M. H., 2016. *Experimental investigation of flow regime and efficiency of airlift pumps with tapered upriser pipe.* Multiphase Science and Technology, 28, 135–152.

Zuber, N., Findlay, J. A., 1965. *Average volumetric concentration in two-phase flow systems.* J. Heat Transfer Transactions of the ASME 87, 453–468.

Annexes

Annexe A

Comparaison avec un système ordinaire

Débit de la phase liquide

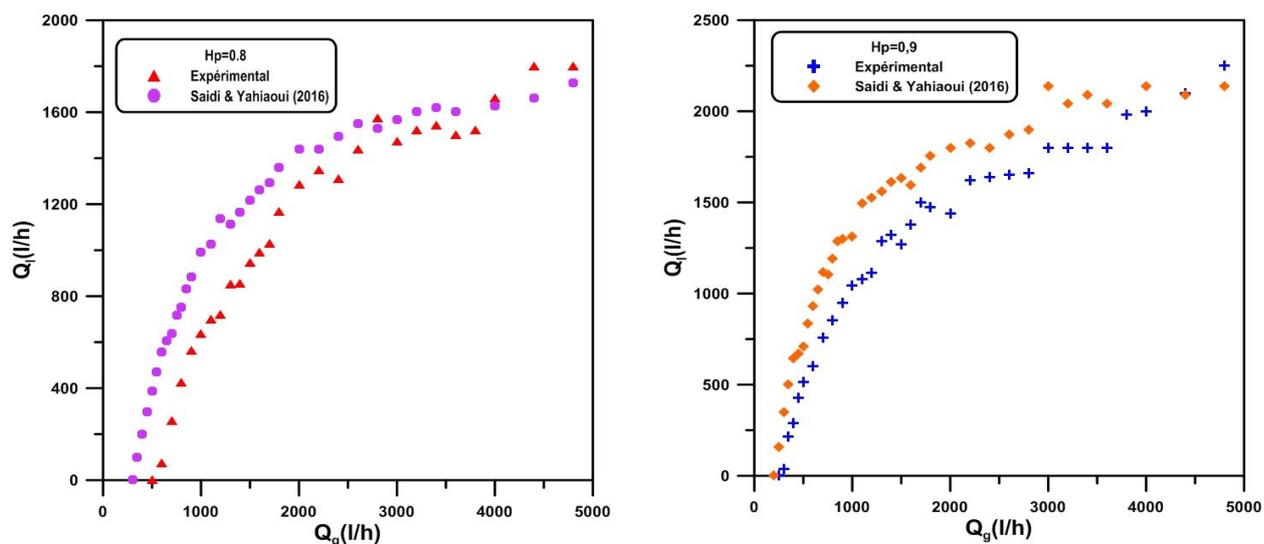


Figure 1: Confrontation du débit de la phase liquide de présente étude avec celui d'un système ordinaire

Rendement

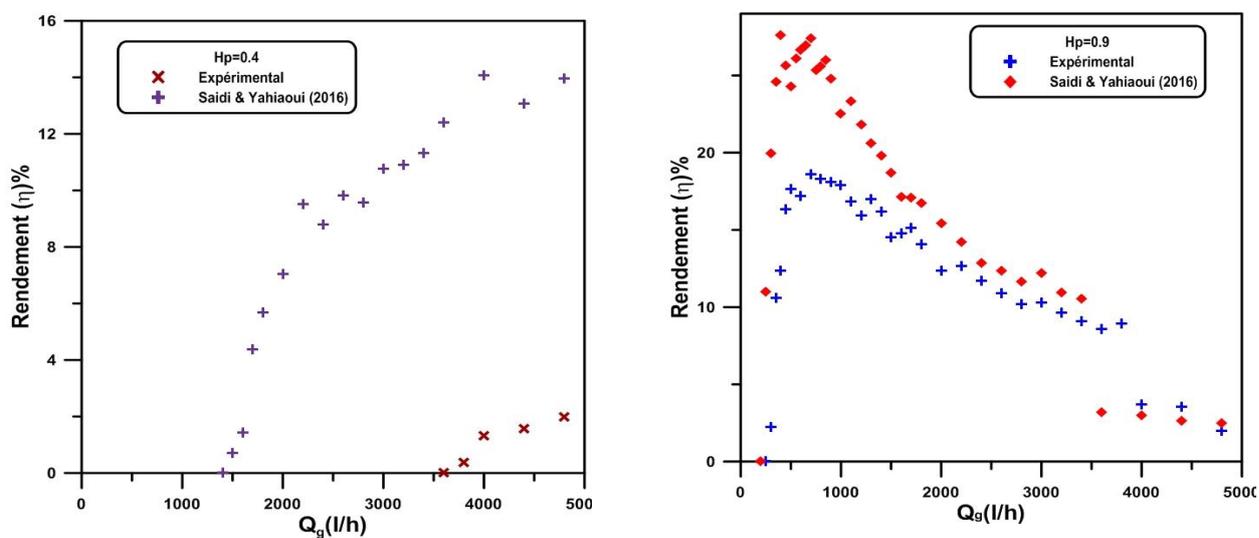


Figure 2: Confrontation du rendement de la présente étude avec celui d'un système ordinaire

Annexe B

Comparaison avec un système ordinaire

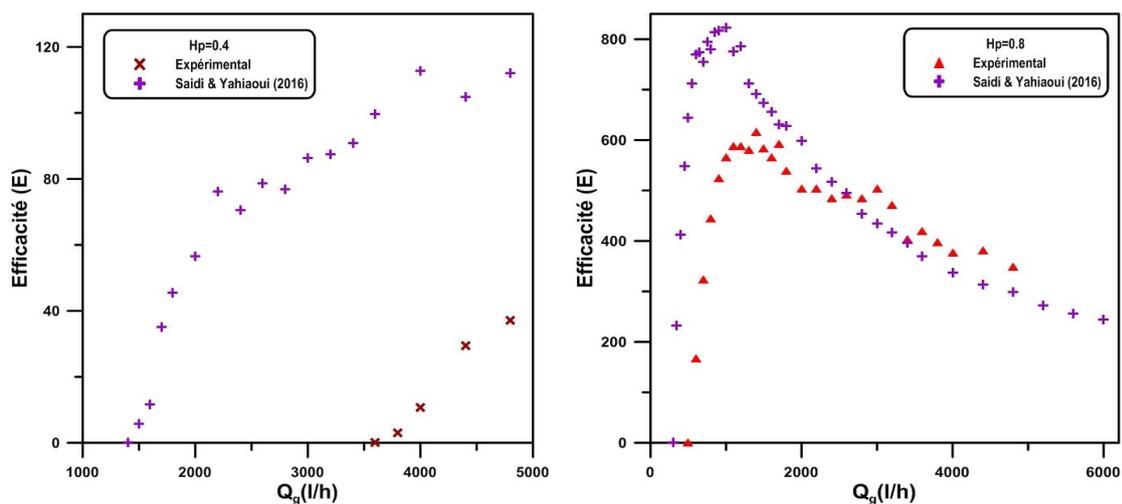
Efficacité

Figure 3: Confrontation de l'efficacité de la présente étude avec celui d'un système ordinaire

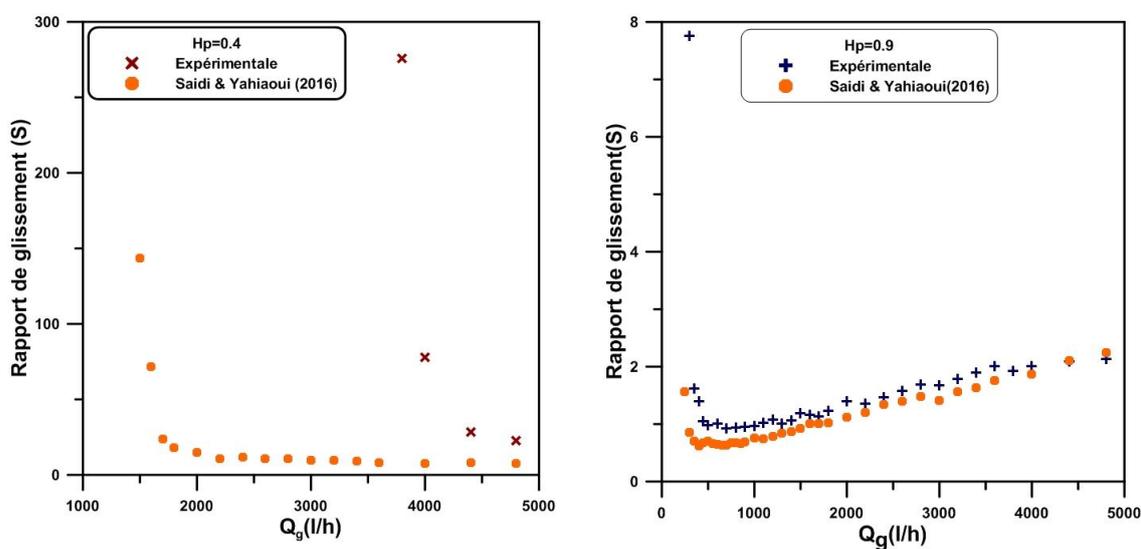
Rapport de glissement

Figure 4: Confrontation du rapport de glissement de la présente étude avec celui d'un système ordinaire

Annexe C

Comparaison avec un système ordinaire

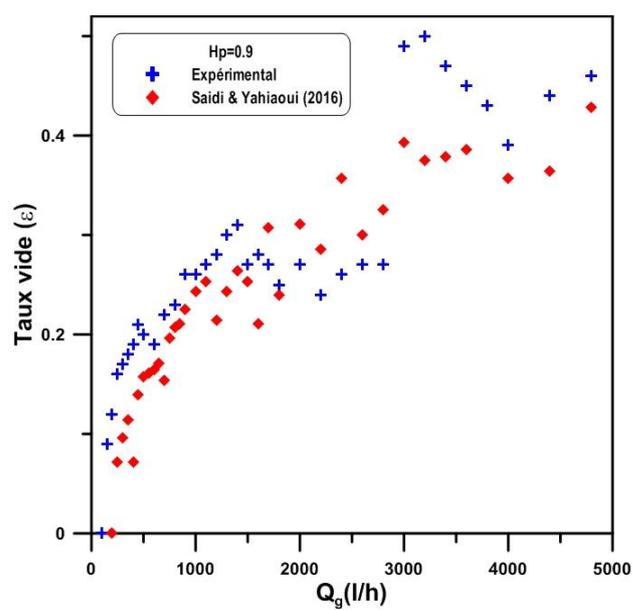
Taux de vide

Figure 5: Confrontation du taux de vide de la présente étude avec celui d'un système ordinaire

Résumé :

Ce travail est consacré à l'étude expérimentale des performances d'un système de pompage de type airlift non-ordinaire. Le dispositif expérimental utilisé est composé d'une colonne verticale de 3 m de longueur et deux diamètres différents 33 mm et 64 mm. La hauteur de plongée a été variée de 0,4 à 0,9. Nous avons réalisé une modification géométrique au milieu de la colonne pour en faire un système non-ordinaire. L'étude des performances du système est basée sur la comparaison avec un système de pompage airlift de type ordinaire. La mesure du débit de la phase liquide, le débit minimum d'injection et le taux de vide global ont permis le calcul du rendement, de l'efficacité et du rapport de glissement. Les résultats ont montré que les différents paramètres étudiés suivent la même allure d'évolution que ceux d'un système ordinaire et la gamme optimale du débit d'air a été associée visuellement au régime à poches établi uniquement dans le tube de 33 mm et aussi à la transition vers le régime turbulent baratté. L'étude comparative a révélé que le système non-ordinaire de la présente étude est moins performant que le système ordinaire pris comme référence. Le rendement et l'efficacité obtenus avec un système ordinaire sont meilleurs que ceux obtenus dans la présente étude. Ceci est corroboré par le rapport de glissement qui se caractérise par un minimum qui se produit à un débit d'air relativement élevé. Toutefois, l'analyse du taux de vide global a montré que ce dernier n'est pas influencé par la déformation géométrique.

Mots –clé : *Système airlift non-ordinaire, Système de pompage, Rendement, Taux de vide, Régime à poches.*

Abstract

This work is devoted to the experimental study of the performance of a non-ordinary airlift pump system. The experimental device used consists of a vertical column of 3 m length and two different inner diameters of 33 mm and 64 mm. The submergence ratio was varied from 0.4 to 0.9. We have made a geometric modification to have a desired non-ordinary type system. The performance study of this system is based on comparison with an ordinary airlift pump system. Measurement of the flow rate of the liquid phase, the minimum injection rate and the void fraction allowed the calculation of efficiency and slip ratio. The results showed that the different parameters studied are characterized by the same evolution as that of an ordinary system. The optimum range of airflow was visually associated with the slug flow and slug-churn flow transition established only in the 33 mm tube and also. The comparative study revealed that the non-ordinary system of the present study is less efficient than the ordinary system taken as a reference. The efficiency obtained with an ordinary system is better than that obtained in the present study. This is corroborated by the slip ratio which is characterized by a minimum which corresponds to a relatively high air flow rate. However, the void fraction is not influenced by the geometric deformation.

Keywords: *Airlift pump, Non-ordinary system, Efficiency, Void fraction, Slug flow.*