



FCTUC DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL
FACULDADE DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

Arejamento e elevação em sistemas de saneamento por injeção de ar comprimido

Dissertação apresentada para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia Civil na Especialidade de Hidráulica, Recursos Hídricos e Ambiente

Autor

Ana Sofia Carvalho Apóstolo

Orientador

António Manuel Abreu Freire Diogo

Esta dissertação é da exclusiva responsabilidade do seu autor, não tendo sofrido correcções após a defesa em provas públicas. O Departamento de Engenharia Civil da FCTUC declina qualquer responsabilidade pelo uso da informação apresentada

Coimbra, Julho, 2011

AGRADECIMENTOS

Expresso os meus sinceros agradecimentos ao Professor Doutor António Manuel Abreu Freire Diogo, orientador da dissertação, pela competência e ensinamentos transmitidos, pelo tempo e paciência dedicado à realização deste trabalho. Um profundo agradecimento por todo o seu contributo.

Ao Sr. Joaquim pela disponibilidade e pela cooperação no laboratório, uma pessoa sempre disponível a ajudar e a solucionar as mais diversas dificuldades.

Aos meus pais por toda a compreensão e suporte ao longo destes anos.

Ao meu irmão, conhecedor do tipo de desafios comuns nesta etapa e por me ter advertido em muitos aspectos ajudado a ultrapassá-los desde o 1º ano.

Aos meus amigos sem os quais a vida académica não teria tido o mesmo sabor. Pela vivência, aprendizagem, horas de estudo e de lazer. Aos que contribuíram directa ou indirectamente para a realização desta tese o meu muito obrigada.

RESUMO

A aplicação da técnica de bombagem Air-lift nas mais diversas áreas suscitou o interesse da sua aplicação a sifões invertidos já que, não só pela substituição de mecanismos elevatórios convencionais, permite um arejamento da massa líquida solucionando assim alguns das condicionantes do escoamento de águas residuais em sifões invertidos.

No seguimento de trabalhos anteriores, particularmente Diogo e Oliveira (2008), Oliveira (2009) e Diogo e Gomes (2011) e em desenvolvimento Diogo and Oliveira, e com base no princípio que define a técnica de elevação por injeção de ar, esta tese centra-se no estudo do escoamento bifásico água-ar, pretendendo-se quantificar experimentalmente as principais vantagens em termos de carga hidráulica que a técnica poderá apresentar quando aplicada a sifões.

O trabalho experimental decorreu na instalação construída no LHRHA do DEC-UC e consiste num sifão com dois ramos em paralelo, de diâmetros 35 e 110 mm, com funcionamento alternado nos quais se processa um escoamento bifásico no ramo ascendente. O desempenho da bombagem por injeção de ar foi estudado para diferentes velocidades de escoamento.

ABSTRACT

The application of the Air-lift pumping technique in several areas has raised the interest of its application to inverted siphons since, not only by the replacement of conventional lift mechanisms, aerates the liquid mass thus solving some of the conditions of the sewage disposal in inverted siphons.

Following previous works, particularly Diogo and Oliveira (2008), Oliveira (2009) and Gomes and Diogo (2011) and in progress Diogo Oliveira, and based on the principle that defines the air injection lifting technique, this thesis focuses on the study of the air-water two-phase flow, which seeks to experimentally quantify the major advantages in terms of hydraulic load may make the technique when applied to siphons.

The experimental work took place at the facility built in the LHRHA DEC-UC and consists of a siphon with two branches in parallel, with a diameter 35 and 110 mm, with alternate function which takes place in a two-phase flow in the ascending tube. The performance of the air injection pump has been studied for different flow velocities.

ÍNDICE

AGRADECIMENTOS	i
RESUMO	ii
ABSTRACT	iii
ÍNDICE.....	iv
ÍNDICE DE FIGURAS	vi
ÍNDICE DE QUADROS	viii
SIMBOLOGIA	ix
1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1. Considerações Gerais. Âmbito do Estudo	1
1.2. Objectivo do estudo	2
2. SISTEMAS DE BOMBA AIR-LIFT APLICADOS A SIFÕES	3
2.1. Introdução	3
2.2. Sifões invertidos	3
2.3. Bomba air-lift.....	4
2.4. Elevação em sifões invertidos por injeção de ar comprimido.....	5
3. ESCOAMENTO DE FLUIDOS.....	7
3.1. Considerações gerais.....	7
3.2. Estudos efectuados sobre bombagem Air-lift.....	7
3.3. escoamento de fluidos incompressíveis	10
3.3.1. Algumas definições. Equação de Bernoulli.....	10
3.3.2. Leis de resistência do escoamento de Água.....	11
3.3.3. escoamento em condutas com saída livre para a atmosfera.....	12
3.4. escoamento de fluidos compressíveis	13
3.5. escoamento bifásico	16
3.5.1. Objectivos. Esquema genérico	16
3.5.2. Velocidade de uma bolha de gás (slug).....	16
3.5.3. Fracção líquida (f_l) e fracção de gás (f_{ar}).....	17
3.5.4. Perda de carga.....	19
3.5.5. Equação da energia.....	19
4. INSTALAÇÃO EXPERIMENTAL.....	24

4.1.	Características e funcionamento da instalação	24
4.2.	Procedimento	26
4.3.	Contabilização dos erros	29
5.	DISCUSSÃO DE RESULTADOS.....	31
5.1.	Algumas considerações.....	31
5.2.	Apresentação dos resultados experimentais	32
5.2.1.	1ª disposição da instalação	32
5.2.2.	2ª disposição da instalação	33
5.3.	Comparação com o modelo	34
5.3.1.	1ª disposição da instalação	35
5.3.2.	2ª disposição da instalação	38
6.	CONCLUSÕES	42
7.	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	44

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 3.1 – Padrões de escoamento (Kassab, 2009)	8
Figura 3.2 – Relação da pressão entre câmaras	14
Figura 3.3 – Esquema genérico do funcionamento da instalação	16
Figura 3.4 – Representação esquemática da distribuição de volume de ar e volume de água num trecho de um tubo vertical para um escoamento bifásico	18
Figura 3.5 – Diagramas de pressão e de caudais	22
Figura 4.1 – Esquema da instalação	24
Figura 4.2 – Determinação do ganho de carga	27
Figura 5.1 – Resultados experimentais obtidos para $\Phi=110$ mm, com e sem injector	32
Figura 5.2 – Resultados experimentais obtidos para $\Phi=35$ mm, $U_0 \approx 1$ m/s com e sem injector (1ª instalação)	33
Figura 5.3 – Resultados experimentais obtidos para $\Phi=35$ mm, com e sem injector (2ª instalação)	34
Figura 5.4 – Comparação dos resultados experimentais com injector com os obtidos pelo modelo para o diâmetro de 110 mm e $U_0 \approx 1$ m/s. Influência da posição do ponto de pressão nula na secção de saída, para $k=0.050$ mm	35
Figura 5.5 – Influência do aumento de rugosidade do tubo	36
Figura 5.6 – Comparação entre os resultados experimentais para $D=35$ mm, $U_0 \approx 1$ m/s, sem injector	37
Figura 5.7 – Comparação entre os resultados experimentais para $D=35$ mm, $U_0 \approx 1$ m/s, com injector	37
Figura 5.8 – Comparação entre o ganho de carga obtido experimentalmente e o obtido com o modelo para $D=35$ mm, $U_0 \approx 0.5$ m/s, sem injector	38
Figura 5.9 – Comparação entre o ganho de carga obtido experimentalmente e o obtido com o modelo para $D=35$ mm, $U_0 \approx 0.5$ m/s, com injector	38
Figura 5.10 – Comparação entre o ganho de carga obtido experimentalmente e o obtido com o modelo para $D=35$ mm, $U_0 \approx 1$ m/s, sem injector	39
Figura 5.11 – Comparação entre o ganho de carga obtido experimentalmente e o obtido com o modelo para $D=35$ mm, $U_0 \approx 1$ m/s, com injector	39

- Figura 5.12 – Comparação entre o ganho de carga obtido experimentalmente e o obtido com o modelo para $D=35$ mm, $U_0 \approx 1.45$ m/s, sem injector 40
- Figura 5.13 – Comparação entre o ganho de carga obtido experimentalmente e o obtido com o modelo para $D=35$ mm, $U_0 \approx 1.45$ m/s, com injector 40

ÍNDICE DE QUADROS

Quadro 3.1– Relação entre o número de Froude e y/D (Quintela 2005).	13
Quadro 4.1 – Características do sifão (Diogo e Gomes, 2011)	25
Quadro 4.2 – Características das bombas	25
Quadro 5.1 – Estudos efectuados para a 1ª disposição da instalação	31
Quadro 5.2 – Estudos efectuados para a 2ª disposição da instalação	32

SIMBOLOGIA

- A – área da secção transversal (m^2)
c – velocidade do som (m/s)
D – diâmetro (m)
 D_b – diâmetro do bocal do injector
f – factor de resistência
 f_{ar} – fracção de ar na mistura
 f_l – fracção líquida da mistura
 F_r – número de Froude
g – aceleração da gravidade (m/s^2)
h – altura de água marcada na régua do descarregador (m)
 h_a – diferença de cotas dos eixos das secções de descarga e do ponto de injeção do ar (m)
 Hd_0 – carga hidráulica inicial entrada do sifão (m)
L – comprimento total do sifão (m)
 L_a – comprimento do ramo ascendente (m)
 L_d – comprimento do ramo descendente (m)
J – perda de carga unitária (m/m)
 J_m – perda de carga unitária no escoamento da mistura (m/m)
 J_l – perda de carga unitária no escoamento de água (m/m)
Ks – parâmetro que depende da natureza das paredes do tubo
M – Número de Mach
 p_0 – pressão absoluta do ar na câmara à entrada do bocal (pressão de estagnação) (Pa)
p – pressão estática (m.c.a.)
 p_1 – pressão na câmara de jusante (m.c.a.)
Q – caudal (m^3/s)
 Q_{ar} – caudal de ar (m^3/s)
 Q_l – caudal de água (m^3/s)
 Q_m – caudal total da mistura ar – água (m^3/s)
 $Q_{máx}$ – caudal máximo de água (m^3/s)
R – constante dos gases perfeitos (Nm/kgK)
 R_e – Número de Reynolds
U – velocidade (m/s)
z – cota geométrica (m)
 ρ – massa específica (kg/m^3)

v – volume específico (m^3/kg)
 ν – viscosidade cinemática (m^2/s)
 γ – peso específico (N/m^3)

1. INTRODUÇÃO

1.1. Considerações Gerais. Âmbito do Estudo

Como em qualquer projecto de engenharia, os sistemas de saneamento devem ser projectados de modo a serem técnica e economicamente viáveis tirando proveito, quando possível, das características naturais do terreno.

Quando se trata de um terreno com algumas sinuosidades poderá não ser possível o total aproveitamento do sentido descendente em devido ao surgimento de obstáculos que, em virtude das suas estruturas físicas e funcionais, não podem ser intersectados ou sofrer alteração de cotas, embora haja uma necessidade da continuidade da canalização para jusante.

Como possível solução, é comum o recurso à utilização de sifões invertidos como forma de suprimir parte do problema. No entanto, o funcionamento hidráulico e sanitário de sifões invertidos apresentam algum grau de complexidade. Devido à sua disposição em perfil, com um trecho ascendente a jusante, por vezes implantado com um declive apreciável, o sifão invertido é um órgão especialmente vulnerável à ocorrência de deposições dos sólidos em suspensão transportados pela água residual ou pluvial.

Neste contexto, surge o conceito de bombagem por injeção de ar comprimido (air-lift) aplicado a sifões, que permite não só o desejável arejamento da massa líquida, mas também proporcionar um melhoramento nas condições de transporte sólido e uma elevação adicional da água residual, devido à formação de uma mistura menos densa e por isso mais fácil de elevar. Assim, injeção de ar funciona como alternativa ao uso de bombas elevatórias proporcionando uma economia em termos de material mecânico e solucionando os típicos problemas de septicidade no interior do sifão.

O presente estudo foca-se no escoamento da mistura água-ar colocando a parcela sólida fora do âmbito de estudo. As conclusões tiradas deste estudo podem contribuir para uma aplicação futura da técnica a sistemas de água residual.

Em trabalhos anteriores foi desenvolvido um primeiro modelo numérico que permite o cálculo de vários parâmetros de um escoamento bifásico num sifão (Oliveira, 2009). Posteriormente foi construída uma instalação experimental no Laboratório de Hidráulica,

Recursos Hídricos e Ambiente, do Departamento de Engenharia Civil, da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra, onde foram efectuadas as primeiras medições experimentais, apresentadas em Diogo e Gomes (2011), e foi ajustado o modelo inicial a condições mais próximas daquelas em que ocorre efectivamente o escoamento bifásico no ramo ascendente (Diogo and Oliveira). Nesta instalação com diferentes disposições de alguns elementos e em particular o traçado do ramo ascendente, desenvolveram-se os trabalhos relativos a este estudo, com o intuito de avaliar como a utilização da técnica de elevação por injeção de ar, ou bombagem air-lift, poderá ser aplicável aos sifões invertidos e em que medida melhora as suas características de escoamento.

1.2. Objectivo do estudo

Tendo em vista as considerações anteriores, pretende-se quantificar experimentalmente as principais vantagens em termos de carga hidráulica que a injeção de ar em sifões poderá apresentar, bem como analisar a influência que o traçado do ramo ascendente e o modo como é injectado o ar poderão ter na eficiência do processo. Pretende-se também fazer a comparação entre os resultados experimentais e a aplicação do modelo numérico anteriormente desenvolvido.

2. SISTEMAS DE BOMBA AIR-LIFT APLICADOS A SIFÕES

2.1. Introdução

Dada a multiplicidade de situações reais existentes na prática, e dados os constantes desafios colocados ao projectista de engenharia, é corrente o recurso a órgãos ou obras complementares, previstas e projectadas para os sistemas mais complexos. Foi perante as condições adversas encontradas num vale extremamente profundo a Sul da Ilha de Santiago em Cabo Verde para o qual se pretendia conceber e dimensionar um sistema interceptor de modo a fazer sua travessia que a possibilidade de aplicação da técnica de injeção de ar em sifões invertidos foi equacionada (Diogo, 2007a, 2007b e 2008, e Diogo e Oliveira, 2008, Diogo e Gomes, 2011).

Não havendo informações relativamente à aplicação da técnica air-lift a sifões invertidos na bibliografia recolhida foi inicialmente proposta, e em primeira aproximação, para os primeiros anos de exploração, que o dimensionamento do sistema permitisse a injectar um caudal de ar, que no mínimo fosse igual ao caudal médio de água residual afluente, a uma pressão ligeiramente superior à altura de água do ramo ascendente, compatível com a carga hidráulica no ponto de injeção (Diogo, 2007b, Diogo e Gomes, 2011).

2.2. Sifões invertidos

Como exemplo de órgãos especiais em sistemas de drenagem de águas residuais podem citar-se os sifões invertidos. Em regra, este tipo de órgãos é concebido para transpor, sem perda significativa de energia, obstáculos diversos, como condutas de água e colectores pluviais (ou colectores domésticos, se os sifões invertidos forem de água pluvial), depressões naturais do terreno (vales com ou sem linhas de água), condutas de gás, etc.. Diante da impossibilidade da travessia em linha recta da canalização através de um qualquer obstáculo, o escoamento só teria continuidade por meio de um bombeamento sobre a secção de impedimento ou sob a mesma secção. Essa canalização rebaixada, passando por baixo do obstáculo a ser vencido, é denominada de sifão invertido. Portanto, por definição, em sistemas de esgotos, sifões invertidos são troços de canalização rebaixada, constituídos por condutas em forma de U, que funcionam em escoamento sob pressão destinadas à travessia sob obstáculos que impeçam a passagem da canalização em linha recta. Resultam da inflexão de um colector para um nível

inferior e posterior recuperação de cota topográfica a jusante, através de um trecho ascendente.

O trecho ascendente a jusante, por vezes implantado com um declive apreciável, implica que o sifão invertido seja um órgão especialmente vulnerável à ocorrência de deposições dos sólidos em suspensão transportados pela água residual ou pluvial. Esta situação pode ocorrer, nomeadamente nos períodos nocturnos, quando a tensão de arrastamento do escoamento for insuficiente para garantir auto-limpeza.

Também o facto do escoamento no interior do sifão se processar sob pressão pode, por outro lado, e em termos sanitários, ter um efeito bastante negativo, dada a ausência de arejamento da massa líquida, principalmente no caso de sifões extensos, com grandes depressões e declives acentuados do ramo ascendente e quando sujeitos a importantes variações de caudais afluentes, o que tornam impossível com alguma frequência a verificação efectiva das condições de auto-limpeza e de velocidades mínimas (Diogo e Gomes, 2011). Ao atingir-se a condição de anaerobiose podem produzir-se sulfuretos, com todas as consequências daí decorrentes. Essas circunstâncias levam a que se deva encarar a concepção e dimensionamento de sifões invertidos de uma forma cuidada.

2.3. Bomba air-lift

Uma bomba air-lift ou por emulsão de ar, é um mecanismo para elevação de líquidos, ou misturas de líquidos e sólidos, através de um tubo vertical, parcialmente submerso no líquido, por meio da introdução de ar comprimido próximo da sua extremidade inferior (Kassab et al, 2009). Dada a mistura das bolhas de gás no seio do fluido, a densidade média da mistura de duas fases torna-se menor que a do fluido circundante (Reinemann, 1987). A força de flutuação vai originar a acção elevatória produzindo um efeito semelhante ao de uma bomba.

O bombeamento air-lift pode ser usado em aplicações especializadas, onde as bombas mais convencionais e eficientes deixam de funcionar. Apesar da baixa eficiência energética do bombeamento por transporte aéreo, esta técnica apresenta vantagens relativamente a outros métodos de bombeamento dada à simplicidade de instalação e à ausência de partes mecânicas em movimento, que no caso de águas com muitas partículas abrasivas, que provocam o desgaste prematuro do sistema de bombeamento. Então, teoricamente, a manutenção deste tipo de bomba tem um custo menor e maior falibilidade em algumas aplicações.

A utilização desta técnica tem sido efectuada num grande número de aplicações, nomeadamente na bombagem de líquidos contendo materiais abrasivos ou com características

corrosivas, na elevação de lamas, ou separação de materiais e em muitas e diversificadas áreas como na aquacultura, indústria química ou extractiva, estações de tratamento de águas residuais, entre muitas outras.

2.4. Elevação em sifões invertidos por injeção de ar comprimido

Considerando os cuidados a ter na concepção e dimensionamento de sifões, como já referido na secção 2.2, a injeção de ar comprimido vem suprimir algumas das lacunas da utilização deste órgão especial.

Na técnica de elevação por injeção de ar, ou bombagem air-lift aplicável a sifões invertidos, a única energia necessária é o ar. Este ar, normalmente comprimido por um compressor, é injectado na base do ramo ascendente que transporta o líquido. Pela flutuação do ar, cuja densidade é menor, o líquido sobe rapidamente. Por pressão do fluido, o líquido é levado na corrente de ar ascendente e desloca-se na mesma direcção do ar.

Numa instalação onde o escoamento é apenas de água, a carga hidráulica a montante tem que ser suficiente para permitir o escoamento ao longo de todo o sifão. Injectando ar na base do ramo ascendente, resulta uma mistura mais leve e portanto mais fácil de escoar. Assim, a carga hidráulica inicialmente necessária a montante, poderá ser inferior, uma vez que o ar assegura a elevação da água.

Porém, é fácil depreender que a adição do fluido menos denso provocará um aumento de caudal e, conseqüentemente, um aumento da perda de carga do escoamento. Logo, a introdução de ar no escoamento de água será benéfica, enquanto a redução do peso da mistura resultante for superior ao agravamento da perda de carga.

Existem múltiplas diferenças, particularmente geométricas e de funcionamento, entre uma bomba air-lift e a injeção de ar em sifões. Para além do ramo ascendente do sifão não ser, em condições normais, totalmente vertical, o que pode levar a perda de eficiência, uma vez que a deslocação do ar na tubagem pode inibir o efeito de "buoyancy", pela formação de corredores distintos ao longo do tubo para as duas fases e do seu comprimento poder ser relativamente elevado o que provoca um aumento significativo da perda de carga, a existência de um ramo descendente com um comprimento também frequentemente significativo faz reduzir a pressão à entrada do ponto de injeção de ar e, ao contrário de uma bombagem por emulsão de ar, o gradiente hidráulico é positivo, isto é, descendente no sentido do escoamento. Não obstante estas importantes diferenças, vários aspectos em comum podem ser encontrados, e extraídos dados que possam ser úteis ao estudo da aplicação da técnica em sifões. Na secção 3.4, é

efectuada uma abordagem aos trabalhos científicos desenvolvidos nas últimas décadas, um pouco por todo o mundo, para bombas air-lift frequentemente com base experimental.

3. ESCOAMENTO DE FLUIDOS

3.1. Considerações gerais

Neste capítulo são abordados alguns parâmetros envolvidos no escoamento de fluidos, assim como o comportamento da mistura. Começa-se por fazer referência a estudos desenvolvidos no que diz respeito a elevação por air-lift, dando relevância a aspectos que podem contribuir para o estudo aplicado a sifões invertidos.

Uma vez que o estudo incide sobre um escoamento um fluido compressível e outro incompressível, há que fazer uma abordagem às suas características assim como às características da mistura dos dois.

3.2. Estudos efectuados sobre bombagem Air-lift

Foram desenvolvidos ao longo das últimas décadas estudos com base experimental sobre bombagem air-lift. Uma bomba air-lift é um mecanismo que permite a elevação de líquidos através de um tubo vertical de comprimento não muito elevado o qual se encontra parcialmente submerso num líquido. Exemplos desses estudos, são por exemplo os trabalhos de Kato et al (1975), Nicklin (1962), Yoshinaga e Sato (1995) e Kassab et al (2008) em que foram desenvolvidas teorias e tiradas algumas conclusões acerca de escoamentos de duas e três fases (água-ar e ar-água-sólido).

O deslocamento do ar num escoamento de duas fases obedece a um certo tipo de padrão, o qual pode sofrer variações conforme a quantidade de massa é aumentada (Taitel et al. 1980). Taitel (1980) desenvolveu um mapa de padrões de escoamento onde faz a distinção entre os regimes bubbly, slug, churn e annular.

Para baixos valores da taxa da massa de ar, não há elevação do líquido devido à força de flutuação exercida pelas bolhas de ar não ser suficiente para elevar o líquido o que quer dizer que a quantidade total de ar penetra na coluna de água sem elevar toda a água. Com o aumento da taxa da massa ar, pode surgir um escoamento bifásico designado por bubbly, e, posteriormente, pode desenvolver-se no tubo uma fileira de bolhas de pequenos comprimentos distribuídos ao longo do seu comprimento. A maior bolha é localizada na parte superior do tubo, enquanto a menor é localizado na parte inferior do tubo. Esta transição é denominada

bubbly-slug. Com o aumento do fluxo de gás o escoamento dá-se em regime slug no qual as bolhas ficam mais próximas e algumas das colisões levam à coalescência de bolhas e à formação de slugs. Quando uma slug de gás sobe através do líquido, a direcção da velocidade do gás no interior do slug é para cima, enquanto a da velocidade da água no filme fino à volta do slug de ar é geralmente para baixo, de modo que o escoamento é contra corrente. Chegando a um valor crítico de caudal de massa de ar, a velocidade do gás vai interromper de repente o filme líquido (o filme vai encher-se de água) e, portanto, o escoamento slug vai quebrar a dar origem a um escoamento churn com padrão altamente instável, como sugerido por Nicklin (1963). Com um novo aumento no fluxo de ar é provocada uma ligeira diminuição da taxa de fluxo de água e o regime de escoamento muda de slug-churn para o regime annular. Esta transição é devida à velocidade do gás se tornar elevada o suficiente para suportar o líquido como um filme na parede do tubo, e também porque a queda de pressão excede o efeito de flutuação (Kassab, 2009).

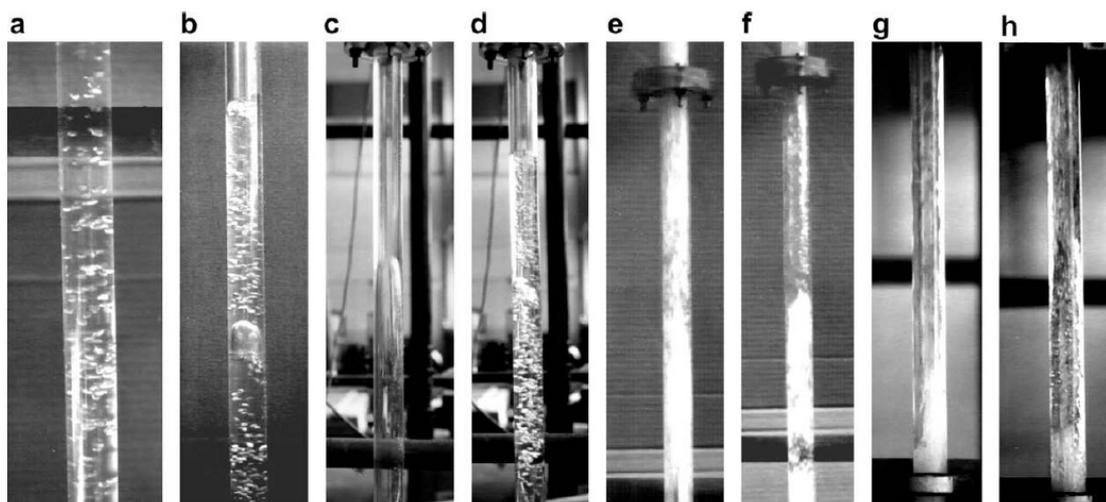


Fig. 3. Photos present the sequence of the flow patterns: (a) Bubbly, (b) bubbly to slug, (c and d) slug, (e and f) slug-churn, (g and h) annular.

Figura 3.1 – Padrões de escoamento (Kassab, 2009)

Vários parâmetros foram estudados tais como a taxa de submersão, o comprimento e o diâmetro do tubo, o regime de escoamento, taxa de caudal injectado, etc.

Nicklin et al (1962) estudaram as propriedades de bolhas de ar longas (slugs) em tubos verticais. Mostraram que a velocidade destas bolhas no seio de um líquido em movimento é dada pela soma de duas componentes - a velocidade base de uma bolha num líquido em repouso e a contribuição que resulta do movimento do líquido acima da bolha. Esta última

contribuição depende da média da velocidade e como essa velocidade é distribuída no tubo. Pela equação da continuidade e desprezando a expansão das bolhas na secção do tubo, a velocidade média do líquido entre duas bolhas é $(Q_{ar}+Q_l)/A$ onde Q_{ar} e Q_l são, respectivamente o caudal de ar e o caudal de líquido.

Reinmann (1987) estudou as propriedades de air-lift aplicadas à aquacultura em pequenos diâmetros. Desenvolveu a teoria anteriormente apresentada por Nicklin (1963) tendo em consideração os efeitos da tensão superficial na velocidade de subida da bolha, já que, em diâmetros pequenos (< 20 mm) tais efeitos não podem ser desprezados. Verificou ainda uma diferença entre a velocidade de subida de uma única bolha e uma série de bolhas de ar no tubo.

Akagawa desenvolveu uma lei para o cálculo da perda de carga da mistura $J_m = \left(\frac{1}{f_l}\right)^Z$. Dependendo da inclinação, o expoente Z pode variar entre 1.51 e 1.9 (1.51 para um tubo vertical e 1.9 para o qual o declive obtém a máxima perda de carga).

Kato et al (1975) desenvolveu um estudo para escoamentos de três fases ar-líquido-sólido, usando o sistema Air-lift, baseando-se na teoria de escoamentos de duas fases ar-líquido em que o volume da mistura das duas fases é a soma do volume de água com o volume de ar. O modelo foi desenvolvido fazendo a junção da equação da quantidade do movimento para escoamentos a duas fases e a equação do movimento de uma única partícula sólida. Nas experiências efectuadas estudo a diminuição do volume de água em função do caudal de ar e juntamente com lei empírica de Akagawa relacionou ainda a taxa de perda de carga com a fracção de fluido.

Nenes et al (1996) fez um estudo de um modelo para a poços de água de profundidade moderada. Uma vez que o modelo de Kato (1975) (chamado mean void fraction) é inadequado para poços com profundidade superior a 11 metros devido ao uso de correlações de baixa precisão e à suposição de apenas um regime de escoamento ao longo do tubo ascendente, Nenes propõe um modelo (integral model) no qual faz a divisão do tubo em várias células e para cada uma delas faz a determinação da pressão (ao longo do tubo ascendente) e o escoamento de massa de água (ou ar). A perda de carga por atrito e a fracção de gás na mistura são calculadas por correlações as quais dependem do regime de escoamento existente em cada célula.

Os resultados obtidos pelas experiências realizadas por Kassab et al (2009) mostraram que a capacidade da bombagem e a sua eficiência são funções do caudal de ar, razão de submersão, e comprimento do tubo ascendente. A faixa de melhor eficiência da operação de bombas de ar

comprimido verificou-se para os regimes de escoamento slug e slug-churn. Conseguiu prever o caudal de líquido para os diferentes padrões de escoamento, incluindo os padrões bubbly, slug e churn. Concluiu que a máxima eficiência da bomba aumenta com o aumento da proporção submersa para a mesma taxa de fluxo de ar e que a bomba de air-lift elevou a quantidade máxima de líquido quando o escoamento se situa no regime slug ou slug-churn.

Yoshinaga e Sato (1995), efectuaram experiências também para escoamentos em três fases, com partículas grosseiras, variando o seu tamanho, o diâmetro do tubo e a taxa de submersão. O escoamento de duas fases também foi objecto de estudo. Usando a lei de Blasius para o cálculo da perda de carga no escoamento de água e modificaram a equação de Chisholm & Laird's para propôr uma fórmula para a determinação da perda de carga da mistura, considerando perdas de carga individualizadas para cada fase.

Kahil et al (1999) investigaram como os diferentes taxas de submersão, o design dos injectores e pressão de ar injectado afectam o desempenho de uma bomba air-lift. Concluíram que o tamanho das bolhas de ar iniciais e a sua distribuição pelo tubo afectam o desempenho da bomba. Verificaram uma melhoria no desempenho quando seleccionado, para cada situação, um injector mais adequado.

3.3. Escoamento de fluidos incompressíveis

3.3.1. Algumas definições. Equação de Bernoulli

A condição fundamental a cumprir para que um escoamento seja considerado incompressível é de que o quociente entre a velocidade média U e a velocidade de propagação do som no fluido, c , designado por número de Mach, M , seja significativamente inferior à unidade. Segundo Quintela (2005), a compressibilidade só é apreciável quando M ultrapassa 0.4. Os escoamentos incompressíveis ainda são chamados de escoamentos a volume constante já que se efectuam pequenas variações volumétricas. Segundo Novais Barbosa (1985) em Mecânica dos Fluidos as variáveis (pressão e velocidade) são, em geral, funções do ponto em que se considera o seu valor e do tempo. Sempre que, pelo menos, uma delas seja dependente do tempo, o movimento diz-se não-permanente, caso contrário, diz-se permanente. Os movimentos permanentes em que a velocidade não varia ao longo do percurso dizem-se uniformes.

No caso de escoamento de fluidos incompressíveis, a equação da energia que relaciona a pressão, a velocidade e a cota geométrica em pontos de uma linha de corrente (teorema de

Bernoulli) para escoamentos permanentes de fluidos perfeitos ou de fluidos reais onde os efeitos de fricção possam ser considerados muito pequenos e desprezáveis, é dada por (Quintela, 2005):

$$z + \frac{p}{\gamma} + \alpha \frac{U^2}{2g} = \text{constante} \quad (1)$$

A cota geométrica (z) representa a energia potencial de posição da unidade de peso líquido situada à cota z , o termo p/γ representa a energia de pressão da unidade de peso de fluido submetido à pressão p e o termo $U^2/2g$ corresponde à energia cinética por unidade de peso.

A distinção entre escoamentos laminares e turbulentos é normalmente efectuada com base no número de Reynolds (R_e) que traduz relação adimensional entre a força de inércia aplicada a uma partícula e a força de viscosidade sobre essa partícula:

$$R_e = \frac{UD}{\nu} \quad (2)$$

Para R_e superiores a valores de ordem de 2000 a 3000, o escoamento é turbulento, situação normalmente existente nas aplicações hidráulicas correntes, devido à baixa viscosidade cinemática da partícula, ν . Num escoamento turbulento verifica-se uma mistura entre as diferentes camadas de fluido e a ocorrência de rápidas flutuações das grandezas no espaço e no tempo.

Um regime diz-se turbulento liso quando a rugosidade do tubo não interfere na turbulência e poderá ocorrer em tubos com rugosidade desde que R_e não seja suficientemente elevado.

3.3.2. Leis de resistência do Escoamento de Água

A fórmula de Colebrook-White permite determinar a perda de carga unitária J em todo o domínio dos escoamentos turbulentos uniformes (liso, rugoso ou de transição). Explicitando a fórmula em ordem à velocidade (Quintela 2005):

$$U = -2 \sqrt{2g D J} \log \left(\frac{k}{3.7D} + \frac{2.51\nu}{D \sqrt{2g D J}} \right) \quad (3)$$

k representa a rugosidade absoluta equivalente ao efeito do conjunto das asperezas de vários tipos e dimensões que se encontram na parede do tubo. Em caso de regime turbulento liso, a perda de carga pode ser determinada aproximadamente recorrendo à fórmula de Blasius desde que $3000 < R_e < 10^5$. A fórmula é apresentada em ordem ao factor de resistência (Quintela 2005):

$$f = 0.3164 R_e^{-0.25} \quad (4)$$

onde é o factor de resistência, dado por:

$$f = \frac{JD}{\frac{U^2}{2g}} \quad (5)$$

A junção das equações (4) e (5) mostra que a perda de carga unitária num dado tubo com escoamento turbulento liso é proporcional à potência 1.75 da velocidade média e do caudal:

$$J = 0.3164 \left(\frac{4}{\pi}\right)^{1.75} \frac{v^{0.25} Q^{1.75}}{2g D^{4.75}} \quad (6)$$

Foram estabelecidas várias fórmulas empíricas para representar a lei de resistência dos escoamentos turbulentos no interior de tubos de secção circular. Admitindo uma lei genérica, com o caudal escoado, Q , é proporcional a J^β :

$$Q = K D^\alpha J^\beta \quad (7)$$

verifica-se que a perda de carga unitária, J , é proporcional a $Q^{1/\beta}$, pelo que um aumento de caudal resultará num agravamento da perda de carga. Para tubagens novas de fibrocimento, de acordo com as experiências Sciememi (Lencastre, 1996):

$$Q = 50.5 D^{2.68} J^{0.56} \quad (8)$$

Segundo Quintela (2005), numa instalação em que se escoe apenas água e que o seu estudo exija uma avaliação das perdas de carga o mais rigorosa possível deve aplicar-se a lei de Colebrook-White para a determinação das perdas de carga unitárias. Caso não seja indispensável existir esse rigor, podem empregar-se as fórmulas empíricas.

3.3.3. Escoamento em condutas com saída livre para a atmosfera

No caso de uma conduta cilíndrica com saída completamente livre para a atmosfera, é usual, principalmente em instalações hidráulicas correntes e de pequenos diâmetros, considerar-se que a linha piezométrica passa pelo centro de gravidade da secção de saída. Na proximidade desta secção, as trajectórias apresentam uma acentuada curvatura, característica de escoamentos rapidamente variados, e a corrente líquida deixa de ocupar toda a secção

transversal. Para se conhecer com mais pormenor a posição da linha piezométrica junto à secção de saída, de acordo com Quintela (2005), será possível estabelecer uma relação entre a altura relativa da superfície livre em relação à base do tubo, y/D , e o número de Froude, definido pela expressão:

$$F_r = \frac{U}{\sqrt{gD}} \quad (9)$$

Os pares de valores de F_r e de y/D , para a situação considerada, estão indicados no quadro seguinte:

Quadro 3.1– Relação entre o número de Froude e y/D (Quintela 2005).

F_r	1	2	3	5	7
y/D	0.74	0.57	0.5	0.45	0.42

3.4. escoamento de fluidos compressíveis

Para uma melhor compreensão de escoamentos de fluidos compressíveis há que fazer referência a alguns aspectos que foram tidos em conta no âmbito deste estudo para os diferentes valores de massas de ar injectadas. É muito importante considerar os efeitos da compressibilidade do fluido na análise do escoamento no equipamento usado uma vez que eles influem sobre a vazão do ar fornecido. Considera-se que o ar injectado obedece à lei dos gases perfeitos:

$$\frac{p}{\rho} = pv = RT \quad (10)$$

O escoamento de fluidos está sujeito a vários processos, isto é, está sujeito a um conjunto de estados intermédios entre o inicial e o final. Caso seja permitido o regresso ao estado inicial, o processo designa-se reversível, no entanto, se pelo contrário estiverem envolvidos efeitos de atrito ou trocas de calor, o processo diz-se irreversível. Uma equação de processo descreve as variações das propriedades de um gás ao passar de um determinado estado para outro e é dada por:

$$pv^n = p_1v_1^n = constante \quad \text{ou} \quad \left(\frac{p}{p_1}\right)^n = \left(\frac{\rho}{\rho_1}\right)^n \quad (11)$$

No caso de escoamento isotérmico (a temperatura constante), ou seja, $n=1$.

A entropia (s) está relacionada com a irreversibilidade dos processos, o que acontece com todos os processos reais. A entropia é uma propriedade que mede a desordem ou a quantidade de energia que não está disponível para trabalho útil durante o processo natural de escoamento. Em processos reais ela aumenta sempre e portanto a energia disponível decresce. Os processos com entropia constante (escoamentos isentrópicos) só existem na teoria, mas pode proceder-se a uma aproximação. Admitindo então um escoamento através de um bocal convergente, onde as transferências de calor são pouco significativas ou inexistentes e onde fricção pode ser igualmente desprezada pode designar-se um escoamento adiabático reversível. Um processo adiabático que é reversível e para cada k é uma constante é tomado como um processo isentrópico. A constante do ar, k , toma o valor de 1,4.

Um escoamento de ar é considerado sónico na secção de saída do bocal a fim de garantir que o caudal de ar determinado à saída não depende das condições a jusante. Assim, há que garantir que a pressão absoluta na câmara de montante (p_0 - se a velocidade de aproximação for desprezada pode ser admitida como ponto de estagnação) é suficientemente superior à pressão a jusante da saída do bocal (p_1).

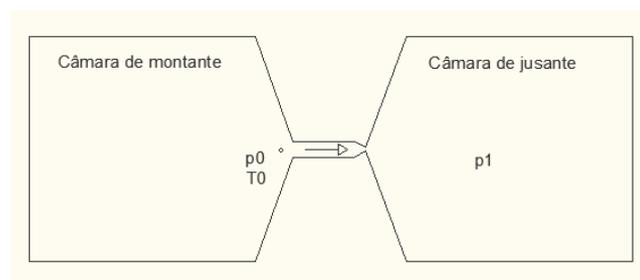


Figura 3.2 – Relação da pressão entre câmaras

Pela expressão (Franzini and Finnemore, 1997):

$$\frac{p_1}{p_0} \leq \left(\frac{2}{k+1} \right)^{\frac{k}{k-1}} = 0.5283 \quad (12)$$

ou

$$\frac{p_0}{p_1} \geq \left(\frac{k+1}{2} \right)^{\frac{k}{k-1}} = 1.8929$$

A taxa máxima de caudal através do bocal ocorre quando o escoamento é sónico e pode ser dada pela junção da expressão seguinte (Franzini and Finnemore, 1997)

$$\dot{m}_{\text{máx}} = \frac{A_1 p_0}{\sqrt{T_0}} \sqrt{\frac{k}{R} \left(\frac{2}{k+1} \right)^{\frac{k+1}{k-1}}} \quad (13)$$

com a equação da continuidade para escoamentos permanentes unidimensionais de fluidos compressíveis é dada por:

$$\dot{m} = \rho A U \quad (14)$$

Logo, vem que,

$$Q_g = \frac{A_1 p_0}{\rho_g \sqrt{T_0}} \sqrt{\frac{k}{R} \left(\frac{2}{k+1} \right)^{\frac{k+1}{k-1}}} \quad (15)$$

A expressão debaixo da segunda raiz depende apenas das propriedades do gás, neste caso o ar, cujas propriedades são $k=1.4$ e $R=287 \text{ N.m}/(\text{kg.K})$.

A densidade ρ do gás depende da pressão absoluta p e da temperatura absoluta do gás, T o que a uma temperatura normalizada de $20 \text{ }^\circ\text{C}$ e à pressão atmosférica normal foi considerado $\rho \approx 1,205 \text{ Kg/m}^3$. Simplificando então a expressão anterior (Diogo e Gomes, 2011):

$$Q_{ar} = \frac{A_1 p_0}{\sqrt{T_0}} \times 0.033542 \quad (16)$$

Tem-se assumido condições isentrópicas nas equações anteriores, portanto o fluido representa um fluido ideal. O caudal para fluidos reais através de um bocal convergente são apenas ligeiramente menores do que dados nestas equações.

u_s representa a velocidade da slug no interior de um líquido em movimento

Nicklin (1962) observou que F tem o valor constante de 1.2 para $Re > 8000$. Este parâmetro indica que a componente da velocidade da slug que corresponde ao movimento do líquido é maior que a velocidade média do líquido.

\bar{u}_L representa a velocidade média do líquido entre as bolhas de ar o qual é dado por $(Q_{ar}+Q_l)/A$ onde Q_{ar} e Q_l são, respectivamente, o caudal de gás e líquido.

u_0 representa a velocidade de uma slug no interior de um líquido em repouso a qual tem o valor $0.35\sqrt{gD}$.

Portanto, a velocidade de uma slug num líquido em movimento é:

$$u_s = 1.2 \frac{Q_{ar} + Q_l}{A} + 0.35 \sqrt{gD} \quad (18)$$

3.5.3. Fracção líquida (f_l) e fracção de gás (f_{ar})

No caso de a mistura ser considerada homogénea a fracção de líquido e a fracção de gás pode ser expressa em função dos caudais respectivos e do caudal total, ou seja, da mistura:

$$f_l = \frac{Q_l}{Q_m} \quad (19)$$

$$f_{ar} = \frac{Q_{ar}}{Q_m} \quad (20)$$

onde

$$f_l + f_{ar} = 1 \quad (21)$$

Segundo Nicklin (1962) a velocidade do gás é superior à velocidade do líquido e portanto as suas fracções devem ser calculadas relativamente ao volume que ocupam cada uma delas numa determinada secção do tubo:

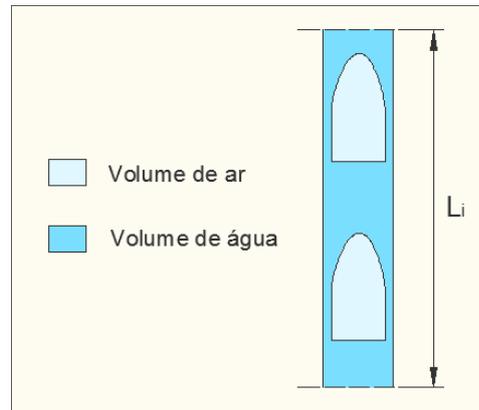


Figura 3.4 – Representação esquemática da distribuição de volume de ar e volume de água num trecho de um tubo vertical para um escoamento bifásico

$$f_{ar} = \frac{A_{ar} \times L_i}{A \times L_i} \quad (22)$$

onde

A - área ocupada pela mistura (área da secção transversal do tubo)

A_{ar} - área média no tempo ocupada pelo ar

L_i - comprimento da secção i

logo,

$$A_{ar} = f_{ar} \times A \quad (23)$$

e portanto a Eq. (18) pode ser expressa por:

$$\frac{Q_{ar}}{f_{ar} \times A} = 1.2 \frac{Q_{ar} + Q_l}{A} + 0.35 \sqrt{gD} \quad (24)$$

A expressão que corresponde à fracção de líquido ($f_l = 1 - f_{ar}$) para o escoamento será dada por:

$$f_l = 1 - \frac{Q_{ar}}{1.2(Q_{ar} + Q_l) + 0.35 \sqrt{gD} A} \quad (25)$$

O peso específico médio da mistura água-ar será dado por $\gamma_m = \frac{Q_{ar}\gamma_{ar} + Q_l\gamma_l}{Q_{ar} + Q_l}$.

Como peso do ar é bastante inferior ao peso da água, o primeiro pode ser desprezado na presença do segundo, pode afirmar-se que $f_l \times \gamma_l$ representa aproximadamente o peso específico da mistura.

3.5.4. Perda de carga

A perda de carga total é dada por:

$$\Delta H_T = J_l L - J_l L_a + J_m L_a \quad (26)$$

onde J_l e J_m representam a perda de carga unitária da fase líquida (escoamento monofásico) e da mistura (bifásico), reportadas ao mesmo fluido (em m.c.a./m), respectivamente. L (m) e L_a (m) correspondem ao comprimento total do sifão e ao comprimento do ramo ascendente, respectivamente.

De acordo com Yoshinaga e Sato (1996) e Chisholm & Laird (1958), J_m pode ser determinada por (Diogo and Oliveira):

$$J_m = J_l + 21\sqrt{J_l J_{ar}} + J_{ar} \quad (27)$$

onde J_{ar} representa a perda de carga unitária do ar (em m.c.a./m).

A Eq. (24) pode ser expressa por:

$$\Delta H_T = J_l L + (21\sqrt{J_l J_{ar}} + J_{ar})L_a \quad (28)$$

No modelo implementado (Diogo and Oliveira), a perda de carga unitária da água, J_l , é calculada através da fórmula de Colebrook-White Eq. (3), enquanto o cálculo de J_{ar} é efectuado recorrendo à fórmula de Blasius Eq. (6):

$$J_{ar} = 0.3164 \frac{v_{ar}^{0.25} U_{ar}^{1.75}}{2g D^{1.25}} \times \frac{\rho_{ar}}{\rho_l} \quad (29)$$

3.5.5. Equação da energia

A equação da energia do escoamento no sifão com injeção de ar pode ser obtida estabelecendo o equilíbrio no ponto de injeção de ar, onde as características do escoamento variam. Para a aplicação do teorema de Bernoulli a ambos os ramos do sifão é necessária a determinação da cota geométrica, da altura piezométrica e a altura cinética como indicado na Eq. (1). Para o escoamento bifásico e a admissão inicial da existência da uma mistura homogêneas água-ar, os três termos da equação da energia foram analisados detalhadamente em Oliveira (2009). Quando os termos são reportados ao peso específico da água (a massa específica da mistura varia ao longo do ramo ascendente), resulta $f_l \times z$ ou $f_l \times h_a$ para a cota geométrica e $\frac{U_l^2}{2g f_l}$ para a altura cinética. A altura piezométrica é função de p, isto é, a incógnita do problema.

Aplicando então o Teorema de Bernoulli entre o ponto E e o ponto A:

$$H_E = H_A + J_l L_d \quad (30)$$

e entre o ponto A e S:

$$H_A = H_S + J_m L_a \quad (31)$$

Escrevendo as equações em ordem à altura piezométrica e igualando-as obtém-se a equação da energia do escoamento bifásico (desprezando a perda de carga localizada no ponto A):

$$Hd_0 - J_L L_d = \bar{f}_l h_a + \frac{Q_l^2}{2gA^2} \frac{1}{f_{ls}} + J_m L_a \quad (32)$$

O ar, como fluido compressível, irá sofrer variação do seu volume específico com a temperatura e a pressão de acordo com a expressão (10) o que implica um comportamento diferente ao longo do ramo ascendente.

Considerando um escoamento isotérmico, é possível relacionar os caudais de ar e as respectivas pressões entre dois pontos através da Eq. (11) e para o mesmo intervalo de tempo, sabendo que a massa escoada é a mesma:

$$Q_{arA} \times p_A = Q_{arS} \times p_S \quad (33)$$

No ponto de injeção de ar (A) a pressão é mais elevada e à medida que o ar se vai elevando no tubo vai estando sujeito a pressões menores e portanto vai expandir e o seu caudal aumentará.

Assim, como caudal total aumenta, aumenta também a perda de carga e a energia não terá uma variação linear.

Conclui-se, então, que o diagrama de caudal de ar e de pressão dependem um do outro. A determinação do caudal de ar não é directa e todas as parcelas da energia são afectadas pela presença do ar.

Para conhecer o diagrama de pressões e de caudais ao longo do ramo ascendente do sifão recorre-se a um processo iterativo da integração numérica da equação de energia. A variação da energia por unidade de percurso é dada por:

$$\frac{dH}{ds} = -J \quad (34)$$

Integrando a Eq. (34) por diferenças finitas entre dois pontos 1 e 2, com cargas hidráulicas H_1 e H_2 , distanciados de Δx , $\Delta x = x_2 - x_1$, na direcção contrária à do escoamento resulta a expressão:

$$H_2 - H_1 = \left(\frac{J_1 + J_2}{2} \right) \Delta x \quad (35)$$

Ou:

$$H_2 = H_1 + \left(\frac{J_1 + J_2}{2} \right) \Delta x \quad (36)$$

O procedimento é tanto mais rigoroso quanto menor o intervalo de Δx considerado de modo que a perda de carga nele ocorrida possa ser obtida com boa aproximação por $\left(\frac{J_1 + J_2}{2} \right) \Delta x$.

Conhecidos os valores da pressão do caudal de ar no ponto S, torna-se possível determinar por integração da expressão (35), esses mesmos valores para cada ponto dos troços Δx .

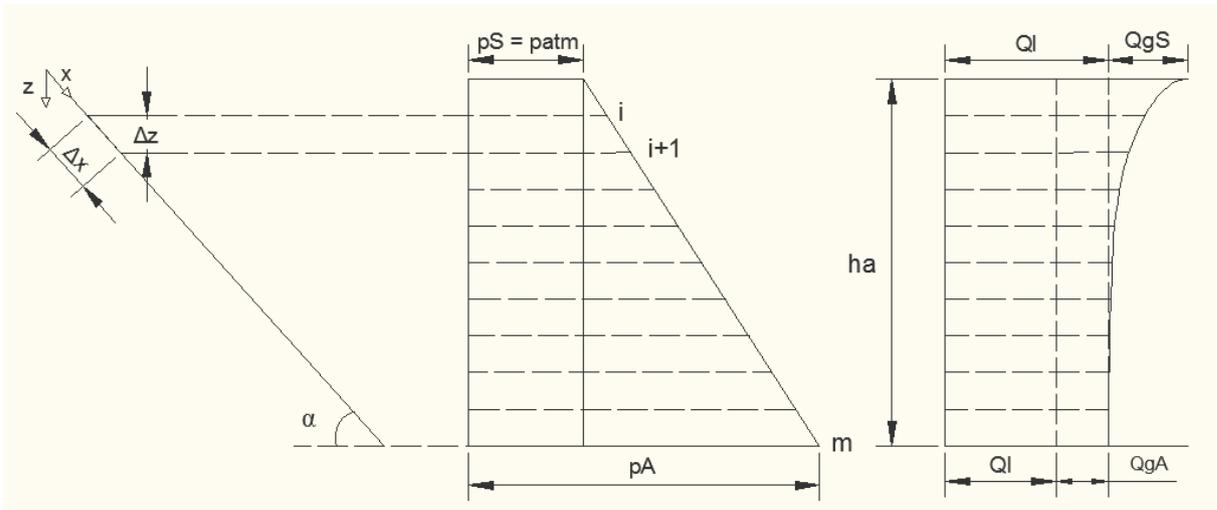


Figura 3.5 – Diagramas de pressão e de caudais

$$H_i = H_{i-1} + \Delta H \quad (37)$$

onde

$$H_{i-1} = \bar{f}_{fi-1} \Delta z + \left(\frac{p_{i-1}}{\gamma} \right) + \frac{Q_l^2}{2gA^2} \frac{1}{f_{fi-1}} \quad (38)$$

e

$$H_i = \bar{f}_{fi} \Delta z + \left(\frac{p_i}{\gamma} \right) + \frac{Q_l^2}{2gA^2} \frac{1}{f_{fi}} \quad (39)$$

então

$$\left(\frac{p_i}{\gamma} \right) = \left(\frac{p_{i-1}}{\gamma} \right) + z_{i-1} \bar{f}_{fi-1} - z_i \bar{f}_{fi} + \frac{Q_l^2}{2gA^2} \left(\frac{1}{f_{fi-1}} - \frac{1}{f_{fi}} \right) + \Delta x (J_{m i-1} - J_{m i}) \quad (40)$$

com

$$\Delta x = \frac{\Delta z}{\sin \alpha} \quad (41)$$

$$f_l = 1 - \frac{Q_{ar}}{1.2(Q_{ar} + Q_l) + 0.35 \sqrt{gD} A} \quad (42)$$

$$J_m = J_l + 21\sqrt{J_l J_{ar}} + J_{ar} \quad (43)$$

\bar{f}_{fi} - fracção média de fluido abaixo do ponto i calculada admitindo que em cada intervalo $\Delta x = x_2 - x_1$ a fracção de fluido nesse intervalo possa ser aproximada por $f_f = \frac{f_{f2} + f_{f1}}{2}$.

O caudal de ar em i pode ser determinado por:

$$Q_{ar\ i} = \frac{Q_{ar\ s} \times p_s}{p_i} \quad (44)$$

O processo de determinação dos diagramas da variação real da pressão e do caudal de ar no ramo ascendente passa por (Oliveira, 2009):

1. Cálculo da pressão no ponto A pela expressão (29) desprezando a variação da altura cinética.
2. Determinação do diagrama linear de pressões e o correspondente diagrama de caudais de ar através de:

$$p(x) = p_s + (p_A - p_s) \frac{x}{L_a}$$

$$Q(x) = Q_{ar\ s} \frac{p_s}{p(x)}$$

3. Cálculo da fracção média de líquido;
4. Determinação do novo diagrama de pressão, através da Eq. (39) e o correspondente diagrama de caudal de ar pela Eq. (43);
5. Cálculo dos novos caudais médios, para os caudais obtidos no passo anterior;
6. Repetição dos passos 4 e 5, até que, em duas iterações consecutivas, os diagramas de pressão e caudal tomem os mesmos valores.

4. INSTALAÇÃO EXPERIMENTAL

4.1. Características e funcionamento da instalação

O estudo incidiu sobre um sifão invertido constituído por dois ramos em paralelo com funcionamento alternado cujas características estão indicadas no quadro 4.1. Um esquema da instalação experimental construída no Laboratório de Hidráulica e Recursos Hídricos, do Departamento de Engenharia Civil, da Universidade de Coimbra é apresentado na Fig. 4.1 elaborada a partir de Diogo e Gomes (2011).

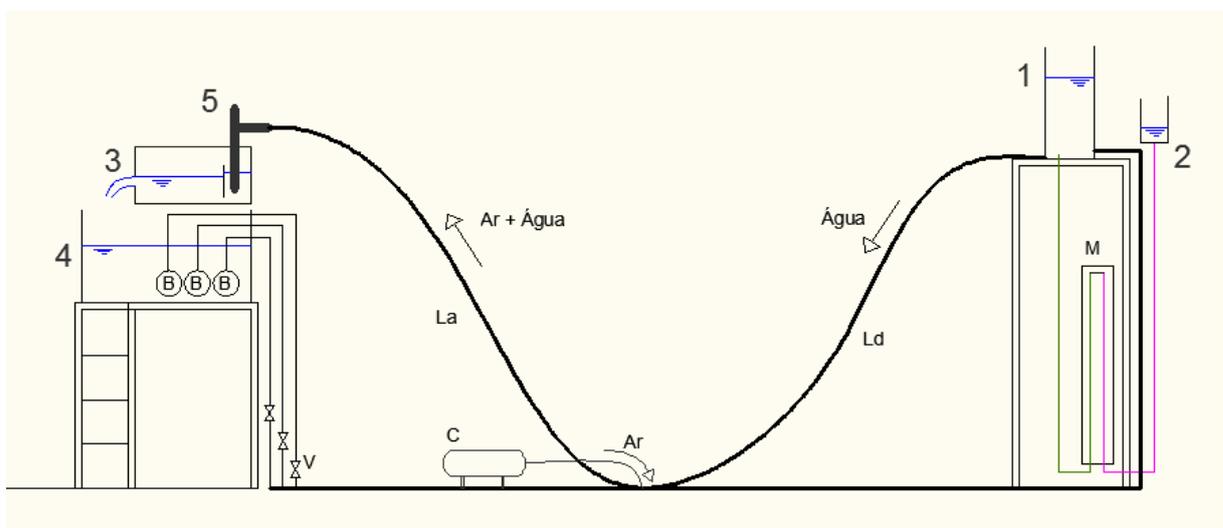


Figura 4.1 – Esquema da instalação

Legenda:

- | | |
|--|-------------------------------------|
| 1 - Câmara de Entrada | B - Bombas |
| 2 - Reservatório de nível e cota constante | V - Válvulas |
| 3 - Câmara de saída | C - Compressor de ar |
| 4 - Tanque de alimentação | M - Manómetro diferencial (ar-água) |
| 5 - Tubo de queda | |

Quadro 4.1 – Características do sifão (Diogo e Gomes, 2011)

Diâmetro nominal	Diâmetro interno	Material	L _{TOTAL}	La	Ld
110 mm	94.5 mm	polietileno de baixa densidade (PEBD)	32,35 m	12 m	20.35 m
45 mm	35 mm	PVC plastificado flexível transparente	21,50 m	10.85 m	10.65 m

O sifão invertido é alimentado em circuito fechado por três bombas submersíveis instaladas em paralelo num reservatório de alimentação com capacidade de 1 m³. As características das bombas estão enunciadas no seguinte quadro.

Quadro 4.2 – Características das bombas

Bombas	Capacidade máximas	Altura de elevação máxima
1 e 2	15 m ³ /hora	8 m
3	17 m ³ /hora	9 m

Descreve-se sumariamente o equipamento e funcionamento da instalação, de acordo com o apresentado em Diogo e Gomes (2011).

A água é aduzida à câmara de entrada do sifão através de um tubo de PEBD de 110 mm. A câmara tem uma secção circular de 315 mm de diâmetro, em PVC. A descarga do sifão é feita com saída livre para um tubo de queda de secção superior em PVC U por intermédio de um T. O tubo de queda conduz a um tanque que descarrega, através de um descarregador triangular de soleira delgada, de abertura a 90°, com contracção completa, para o reservatório principal, fechando o circuito.

. A lei de vazão do descarregador é dada pela equação:

$$Q_l = 1.4 \times h^{2.5} \quad (45)$$

com Q_l e m³/s e h em metros.

Nas laterais do tanque estão instaladas régua que permitem fazer a leitura da altura de água h acima da crista do descarregador. O caudal de água em regime permanente é calculado a partir da leitura observada nas régua admitido na câmara de entrada do sifão é feita em função da leitura na régua, sendo regulado por válvulas instaladas à saída das bombas.

Um manómetro diferencial água-ar permite determinar as diferenças de cota observadas (Δz) relativamente ao nível inicial na câmara de montante do sifão, fixado no recipiente auxiliar como a cota da base da tubagem na descarga.

A injeção de ar foi efectuada directamente por um T alimentado por um tubo de plástico transparente de 8 mm de diâmetro interno ou recorrendo a um injector a 90° com igual diâmetro inserido no T e direccionado no sentido do escoamento. O fornecimento de ar é feito por um compressor de pequena capacidade, com potência de entrada de 2,250 kW e com um tanque de 50 litros.

O ar comprimido é conduzido a uma câmara que alimenta o tubo cristal por intermédio de um bocal cónico convergente de diâmetros (D_b) de saída pré fixados, para medição do caudal de ar. A pressão na câmara é regulada por uma válvula de entrada e deve permitir a condição de escoamento sónico na secção à saída bocal.

Como já visto na secção 3.3. o escoamento sónico na secção mais estreita do bocal é assegurado caso o quociente entre a pressão absoluta a jusante da saída do bocal, p_1 , e a pressão absoluta na câmara a montante, p_0 , for suficientemente elevado. Pela Eq. (12), no limite $p_1/p_0 = 0.5283$. O caudal máximo é independente da pressão a jusante p_1 , podendo ser dado pela expressão (35).

A pressão e a temperatura do ar contido na câmara são obtidas pela leitura num manómetro e num termómetro a que ela estão ligados.

4.2. Procedimento

O procedimento descrito nesta secção foi seguido quer para o sifão de diâmetro 110 mm como para o de 35 mm. A diferença está no número de bombas utilizadas para permitir as diferentes velocidades de escoamento em cada sifão. É fácil de depreender que para induzir uma velocidade de 1 m/s no sifão de diâmetro 110 mm seja precisa uma maior potência da bomba que para o sifão de diâmetro 35 mm. Foi necessário o recurso a 3 bombas para induzir a maior velocidade ao escoamento no sifão de maior diâmetro.

Não havendo escoamento no sifão, os níveis de montante e jusante são idênticos (Nível inicial – Fig. 4.2). Ao iniciar o funcionamento da(s) bomba(s) desencadeia-se o escoamento no sifão já que a carga na câmara de entrada aumenta (Situação I – Fig. 4.2). A abertura da(s)

válvula(s) a jusante das bombas é feita de forma a fixar o valor da velocidade inicial nos valores pretendidos (em 1.45 m/s, 1.0 m/s e 0.5 m/s para o tubo de diâmetro 35 mm e em 1.0 m/s, 0.8 m/s e 0.5 m/s para o tubo de diâmetro de 110 mm). O controlo da velocidade é feito através da leitura da altura de água (h) na régua acoplada ao descarregador. A partir dessa leitura e aplicando a lei do descarregador, determina-se a velocidade e o caudal iniciais para condições de escoamento permanente. No manómetro (M) pode ser lido o desnível (Δz) para cada velocidade.

Como se pode observar na Fig. 4.2, o desnível Δz não reflecte por si só a perda de carga entre montante e jusante uma vez que há influência da altura cinética e variação da altura do ponto de pressão nula a jusante.

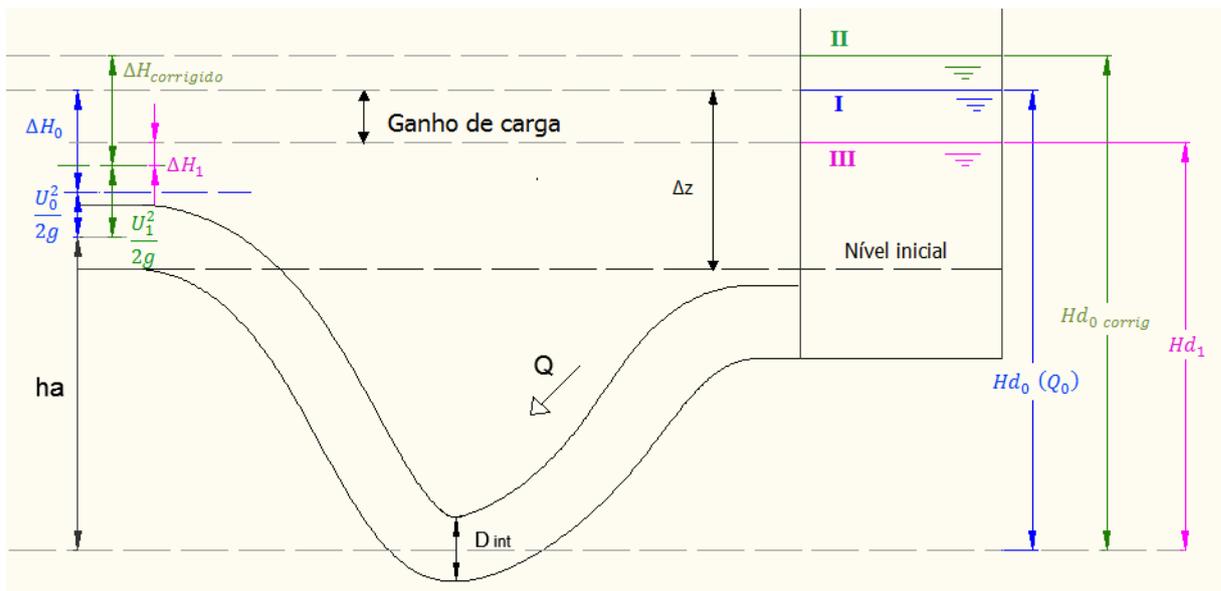


Figura 4.2 – Determinação do ganho de carga

É por isso necessária uma correcção:

$$\Delta H_0 = \Delta z_0 - \frac{U_0^2}{2g} - \frac{D_{int}}{2} \quad (46)$$

Dando início à injeção de ar na base do ramo ascendente, observa-se uma diminuição da carga hidráulica a montante. Pelo facto do ar, ao misturar-se com a água, formar uma mistura menos densa que a água. Ao baixar o nível de água a jusante, contudo, as bombas elevam um caudal ligeiramente superior, dado que as restantes características geométricas da instalação

se mantêm. Este aumento residual de caudal requer um reajuste no cálculo no ganho de carga que é efectivamente conseguido com a injeção de ar, pois para o caudal obtido (Q_1), a carga hidráulica inicial a montante é superior. Mede-se então a nova altura h e pela lei de vazão do descarregador calcula-se Q_1 e a velocidade correspondente U_1 . A perda de carga inicial, ΔH_0 , é então corrigida $\Delta H_{\text{corrigido}}$ para o novo valor de caudal (Q_1).

Pela fórmula monómia, Eq. (8):

$$J = \left(\frac{Q}{50.5 D^{2.68}} \right)^{1/0.56} \quad (47)$$

e sabendo que $\Delta H = J \times L$
obtem-se a correcção para ΔH :

$$\Delta H_{\text{corrigido}} = \Delta H_0 \times \left(\frac{Q_1}{Q_0} \right)^{1/0.56} \quad (48)$$

Analogamente à Eq. (46), determina-se o novo ganho de carga ΔH_1 para o novo desnível indicado no manómetro:

$$\Delta H_1 = \Delta z_1 - \frac{U_1^2}{2g} - \frac{D_{int}}{2} \quad (49)$$

Para as várias pressões induzidas no compressor, calculam-se os diferentes valores de caudais de ar injectados através da expressão (16):

$$Q_{ar} = \frac{A_1 p_0}{\sqrt{T_0}} \times 0.033542 \quad (50)$$

sendo A_1 a área do injector, p_0 a pressão e T_0 a temperatura em °K. Os caudais de ar injectados foram seleccionados em intervalos relativamente regulares e de modo a preservar as condições sónicas do escoamento na secção de saída do bocal.

O ganho de carga final será a diferença entre $\Delta H_{\text{corrigido}}$ e ΔH_1 :

$$\text{Ganho de carga} = \Delta H_{\text{corrigido}} - \Delta H_1 \quad (51)$$

A este ponto, obtidos os valores do ganho de carga em função do caudal de ar injectado, já é possível uma análise de resultados para as diferentes condições em que o estudo se processou.

4.3. Contabilização dos erros

Apresenta-se nesta secção uma análise da propagação de erros decorrentes das medições experimentais. O erro relativo no caudal de água, $\Delta Q_l/Q_l$ pode ser obtido através da derivada da Eq. (44) em ordem a h :

$$\frac{dQ_l}{dh} = \frac{d}{dh} (1400 \times h^{2.5}) \quad (52)$$

ou

$$\frac{dQ_l}{Q_l} = \frac{1400 \times 2.5h^{1.5}}{Q_l} dh \quad (53)$$

equivalente a

$$\frac{dQ_l}{Q_l} = 2.5 \frac{dh}{h} \quad (54)$$

pelo que, resulta

$$\left(\frac{\Delta Q_l}{Q_l}\right) \approx 2,5 \left(\frac{\Delta h}{h}\right) \quad (55)$$

onde $\Delta h/h$ representa o erro relativo de h .

Determinação da propagação dos erros relativos na determinação do caudal de ar, $\Delta Q_{ar}/Q_{ar}$:

Pela Eq. (50):

$$\begin{aligned} dQ_{ar} = & \frac{\partial}{\partial D} \left(\frac{\pi D^2 p_0}{4\sqrt{T_0}} \times c^{te} \right) dD + \frac{\partial}{\partial p_0} \left(\frac{\pi D^2 p_0}{4\sqrt{T_0}} \times c^{te} \right) dp_0 \\ & + \frac{\partial}{\partial T_0} \left(\frac{\pi D^2 p_0}{4\sqrt{T_0}} \times c^{te} \right) dT_0 \end{aligned} \quad (56)$$

$$\frac{\partial Q_{ar}}{Q_{ar}} = 2 \frac{dD}{D} + \frac{dp_0}{p_0} - \frac{1}{2} \frac{dT_0}{T_0} \quad (57)$$

$$\frac{\Delta Q_{ar}}{Q_{ar}} = 2 \frac{\Delta D_b}{D_b} + \frac{\Delta p_0}{p_0} - \frac{1}{2} \frac{\Delta T_0}{T_0} \quad (58)$$

onde $\Delta D_b/D_b$, $\Delta p_0/p_0$ e $\Delta T_0/T_0$ e representam os erros relativos em D_b , p_0 , T_0 , , respectivamente.

Das equações (48), (49) e (51):

$$\text{Ganho de carga} = \Delta H_0 \left(\frac{Q_1}{Q_0} \right)^{\frac{1}{0.56}} - \left(\Delta z_1 - \frac{U_1^2}{2g} - \frac{D_{int}}{2} \right) \quad (59)$$

Integrando as equações (45), (46), (49) na Eq. (59) anterior vem que:

$$\begin{aligned} \text{Ganho de carga} = \\ = \left(\Delta z_0 - \frac{7.84 h_0^5}{19.6 \pi D_{int}^2} - \frac{D_{int}}{2} \right) \left(\frac{h_1^{2.5}}{h_0^{2.5}} \right)^{\frac{1}{0.56}} - \left(\Delta z_1 - \frac{7.84 h_1^5}{19.6 \pi D_{int}^2} - \frac{D_{int}}{2} \right) \end{aligned} \quad (60)$$

A derivação desta expressão de forma a obter a propagação de erros relativamente ao ganho de carga apresentar-se-ia bastante complexa, pelo que essa determinação não vai ser prosseguida, já que o estudo não se centra neste tipo de análise.

Os erros relativos máximos na medição de grandezas h , p_0 , T_0 e D_b foram estimadas por Diogo e Gomes (2011) em aproximadamente $\pm 1,4\%$, $\pm 4,0\%$, $\pm 0,5\%$, $\pm 2,0\%$, respectivamente. Os erros relativos máximos acumulados, são dados pelas Eq. (55) e Eq. (58) e podem ser estimados em valores da ordem de grandeza de 3,5% para o caudal de água e um pouco superior 8 % para o caudal de ar.

5. DISCUSSÃO DE RESULTADOS

5.1. Algumas considerações

O estudo das características do escoamento bifásico no sifão foi iniciado com o tubo de diâmetro 110 mm para as velocidades de água iniciais na ordem de 1 m/s, 0,8 m/s e 0.5 m/s e seguidamente o estudo para o tubo de 35 mm para a velocidade de 1 m/s.

Para este último diâmetro não foi possível a análise para outras gamas de velocidades dada à limitação da câmara de entrada relativamente à altura (≈ 1.00 m), não sendo possíveis leituras de ganhos de carga muito elevados.

Perante a impossibilidade do estudo para gamas de velocidades inferiores e superiores a 1 m/s devido às condicionantes da câmara de entrada, foi adquirida uma nova câmara de entrada com maior capacidade – com cerca de 3.0 m de altura, mantendo-se o diâmetro inicial – conseguindo-se desta forma abranger maiores amplitudes de Δz , e instalou-se a montante do sifão, substituindo a anterior. Além disso, houve também a necessidade de alterar a localização da instalação no interior do Laboratório. A par dessa mudança, procedeu-se a uma reorganização da estrutura, incluindo a amarração do ramo ascendente do tubo mais leve ($D=35$ mm) ao tubo de maior dimensão de forma a proporcionar maior estabilidade ao tubo mais leve. Incluiu-se também um novo manómetro com capacidade para leituras de maior amplitude.

Em forma de resumo, apresentam-se abaixo quadros indicativos dos estudos efectuados.

Quadro 5.1 – Estudos efectuados para a 1ª disposição da instalação

1ª disposição da instalação	D = 110 mm	$U_0 \approx 1$ m/s	Sem injector
			Com injector
		$U_0 \approx 0.8$ m/s	Sem injector
	Com injector		
	$U_0 \approx 0.5$ m/s	Sem injector	
		Com injector	
D = 35 mm	$U_0 \approx 1$ m/s	Sem injector	
		Com injector	

Quadro 5.2 – Estudos efectuados para a 2ª disposição da instalação

2ª disposição da instalação	D = 35 mm	$U_0 \approx 1.45$ m/s	Com injector
			Sem injector
		$U_0 \approx 1$ m/s	Com injector
			Sem injector
		$U_0 \approx 0.5$ m/s	Com injector
			Sem injector

5.2. Apresentação dos resultados experimentais

5.2.1. 1ª disposição da instalação

Nas Fig. 5.1 e 5.2 são apresentados os resultados obtidos relativamente aos dois diâmetros estudados para a situação em que se faz uso do injector e para a situação em que este não é utilizado. Faz-se posteriormente a comparação dos dois casos.

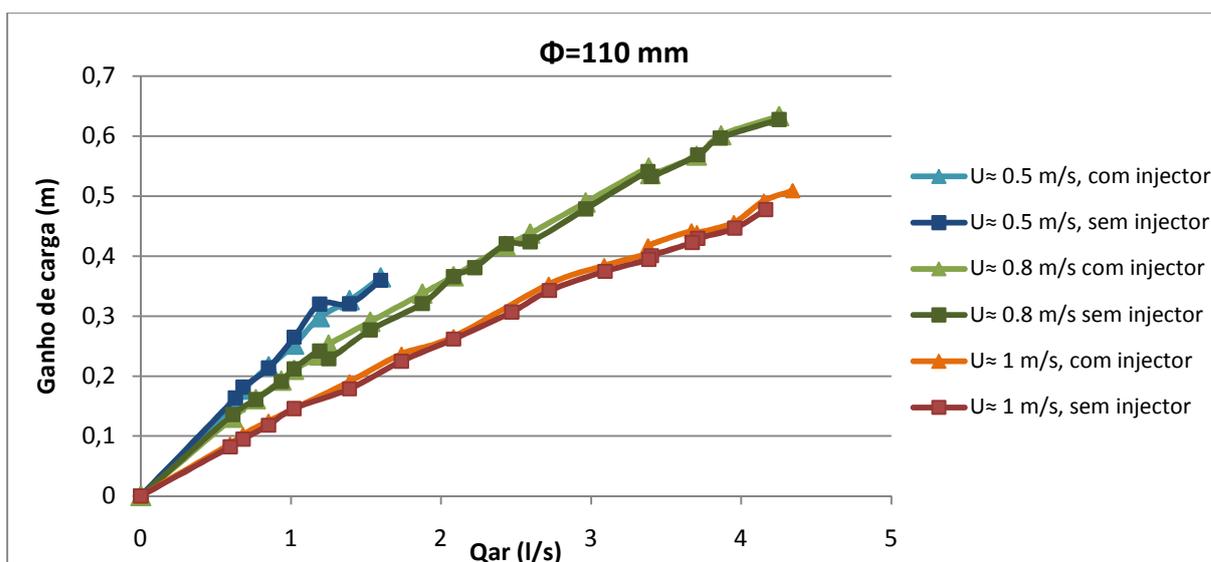


Figura 5.1 – Resultados experimentais obtidos para $\Phi=110$ mm, com e sem injector

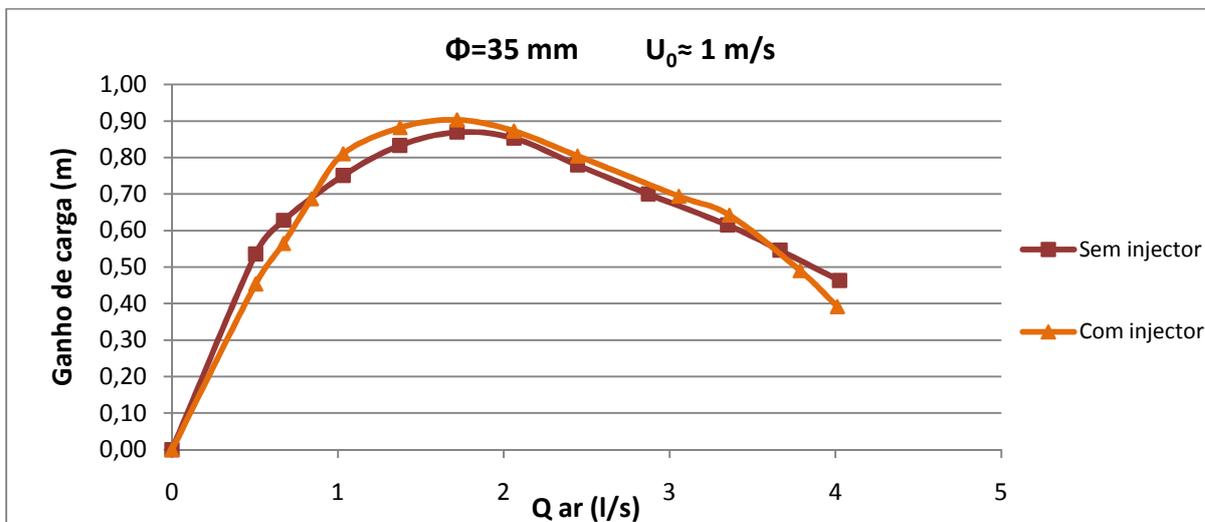


Figura 5.2 – Resultados experimentais obtidos para $\Phi=35$ mm, $U \approx 1$ m/s com e sem injetor (1ª instalação)

A interpretação das Fig. 5.1 e 5.2 indica que a introdução do injetor tem pouca relevância em termos de ganho de carga em todas as velocidades de escoamento referidas, mas que ainda assim traduz um ligeiro benefício em termos de ganho de carga.

Foi observado que, no sifão de diâmetro de 110 mm, para o mesmo caudal de ar, nos escoamentos com menores velocidades de água iniciais se obtém um maior ganho de carga relativamente a escoamentos com velocidades maiores e que no de 35 mm o ganho de carga máxima é superior ao de maior diâmetro ($U \approx 1$ m/s).

5.2.2. 2ª disposição da instalação

A alteração das características da instalação permitiu abranger novas gamas de velocidades.

Os resultados são apresentados na Fig. 5.3:

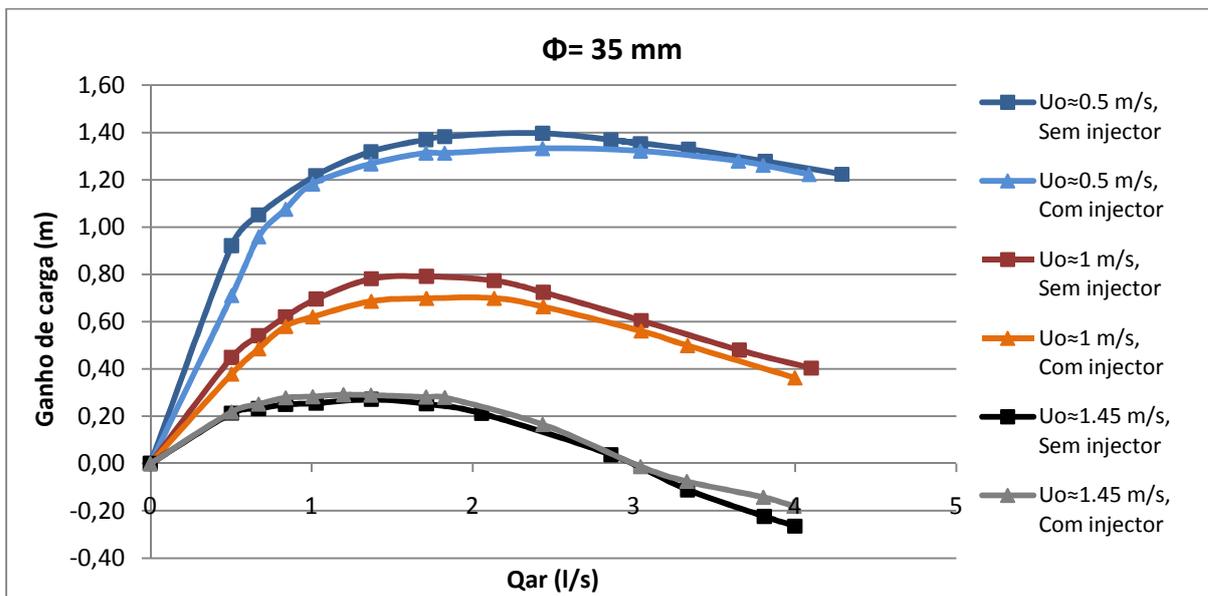


Figura 5.3 – Resultados experimentais obtidos para $\Phi=35$ mm, com e sem injetor (2^a instalação)

Verifica-se que, ao contrário da primeira disposição da instalação, a presença do injetor produz resultados inferiores relativamente à não existência de injetor, ainda que a diferença não seja muito relevante.

Nota-se também um decréscimo do ganho de carga para $U \approx 1$ m/s, quando comparado com o obtido na primeira disposição, o que revela um decréscimo de eficiência. Tal evidência poderá ser justificada pelo possível aparecimento de perdas de carga localizadas provocadas pela alteração das características do traçado do ramo ascendente e pelo aumento de rugosidade das paredes do tubo devido à acumulação de sujidade com o tempo dado que as experiências foram realizadas com algum tempo de intervalo.

5.3. Comparação com o modelo

Nesta secção os valores obtidos experimentalmente são comparados com os valores obtidos pela aplicação do modelo. É de referir que, para cada série de dados experimentais, o modelo foi aplicado para dois valores de caudais de água, o inicial (ou mínimo) e o caudal máximo.

Para um conjunto de medições de caudal de ar, o modelo determina uma variável (ganho de carga, redução de diâmetro, ou aumento de caudal) admitindo as restantes variáveis constantes. Havendo alteração de duas variáveis, para cada caudal de ar, torna-se necessário

aplicar o modelo ponto a ponto, o que, embora possível, é menos prático. Os valores experimentais deverão pois situar-se entre os limites considerados, podendo ser directamente comparados apenas quando se reportem ao mesmo caudal escoado.

5.3.1. 1ª disposição da instalação

Admitindo que a rugosidade (k) do tubo (PEBD) de 110 mm de diâmetro possa tomar o valor de 0.050 mm (estimativa próxima da rugosidade obtida para o tubo de plástico limpo em trabalho de dissertação de Mestrado Integrado anterior - Vilela 2009) foram comparados os resultados experimentais com os obtidos pelo modelo. Para a localização do ponto de pressão nula na secção da descarga, foram estabelecidos um limite superior (no topo do tubo) e um limite inferior (no seu eixo), passando a linha piezométrica por esse ponto. Tome-se o exemplo para $U_0 \approx 1$ m/s com injector:

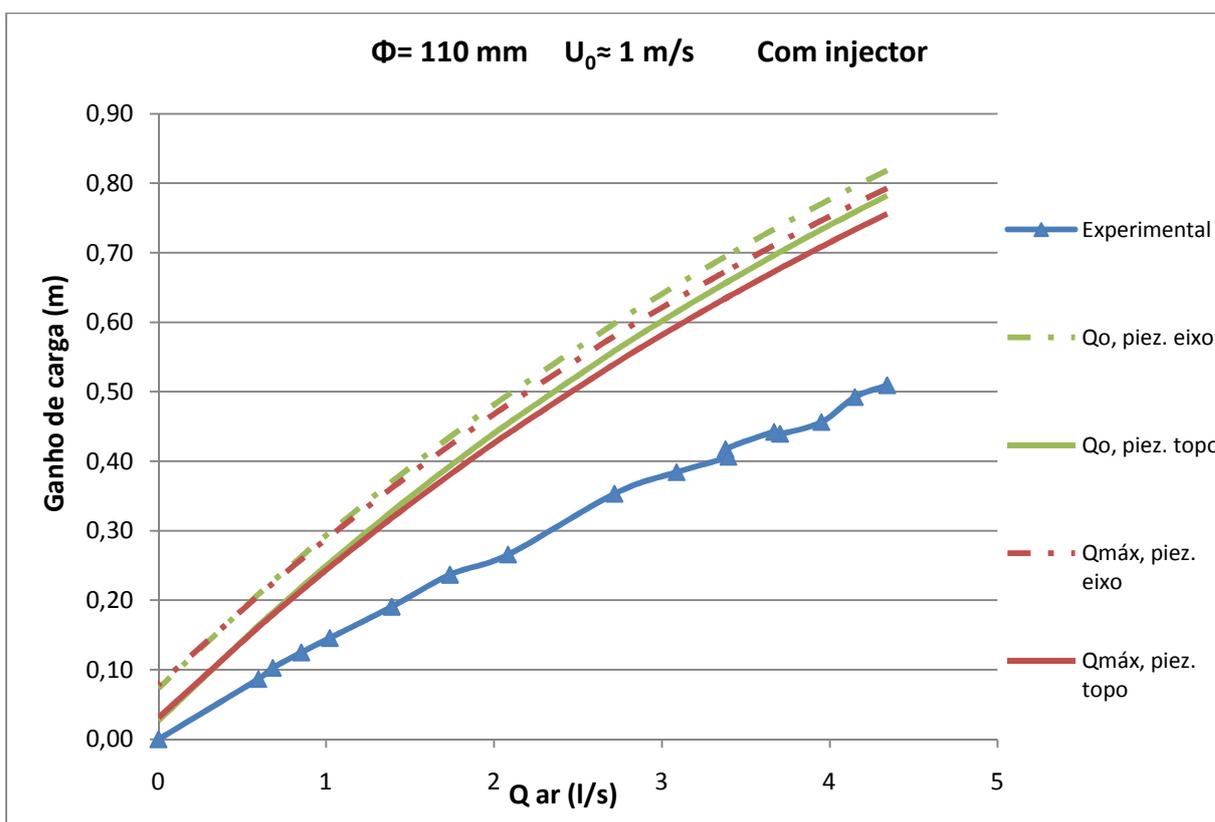


Figura 5.4 – Comparação dos resultados experimentais com injector com os obtidos pelo modelo para o diâmetro de 110 mm e $U_0 \approx 1$ m/s. Influência da posição do ponto de pressão nula na secção de saída, para $k=0.050$ mm (a designação de piezométrica no eixo ou no topo pretende designar que a linha piezométrica passa nesse ponto)

Verifica-se que os valores de ganho de carga calculados para $Q_{\text{máx}}$ e Q_0 , afastam-se consideravelmente dos valores obtidos experimentalmente. A influência da variação da posição do ponto de pressão nula na descarga não aparenta ser relevante na comparação com os valores experimentais obtidos.

A interpretação da figura leva a considerar a existência de uma perda de carga inicial maior que a prevista pelo facto de, para $Q_{\text{ar}}=0$ l/s, o ganho de carga apresentado pelo modelo seja superior a zero, o que seria impossível. Apontando essa perda de carga para um aumento da rugosidade do tubo devida à acumulação de sujidade com o tempo nas suas paredes, arbitrou-se $k=0.16$ e testou-se para o limite inferior e superior relativos à Fig. 5.4.

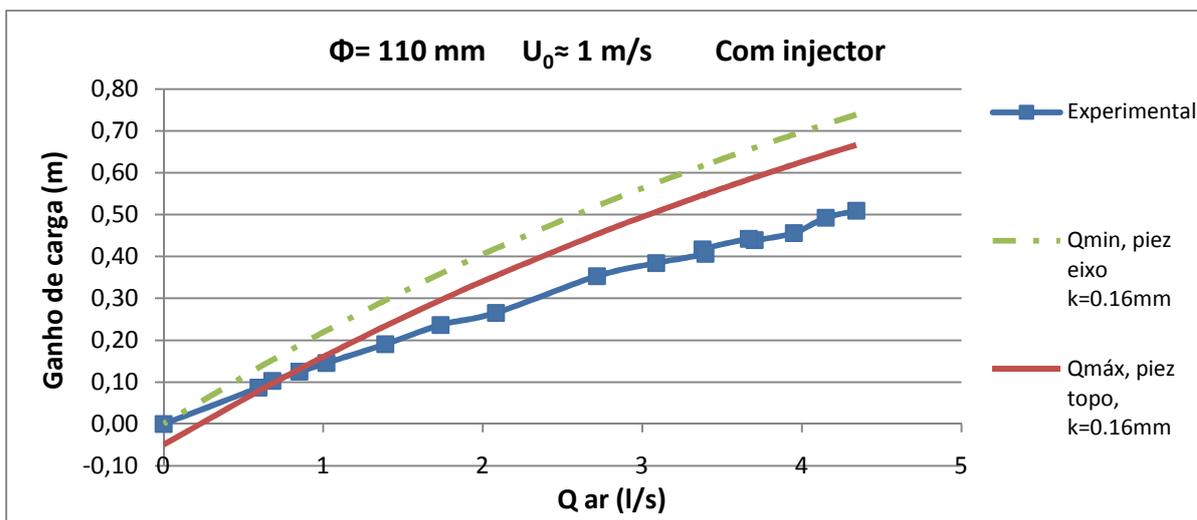


Figura 5.5 – Influência do aumento de rugosidade do tubo

Verifica-se que o provável aumento da rugosidade da tubagem do sifão de 110 mm não aparenta justificar completamente as discrepâncias observadas.

Pela comparação efectuada foi levantada a hipótese (a ser confirmada em trabalhos posteriores) de que o modelo ou os parâmetros nele utilizados, possam não ser totalmente aplicáveis à geometria testada do ramo ascendente para este diâmetro. Ao contrário de existir interposição água-ar ao longo do ramo ascendente, poderá haver a formação de um corredor de ar que se escoie paralelamente ao escoamento de água o que não provoca a redução prevista pelo modelo do peso da coluna líquida por unidade de área.

Para o caso de $\Phi=35$ mm foram feitas comparações com e sem injetor.

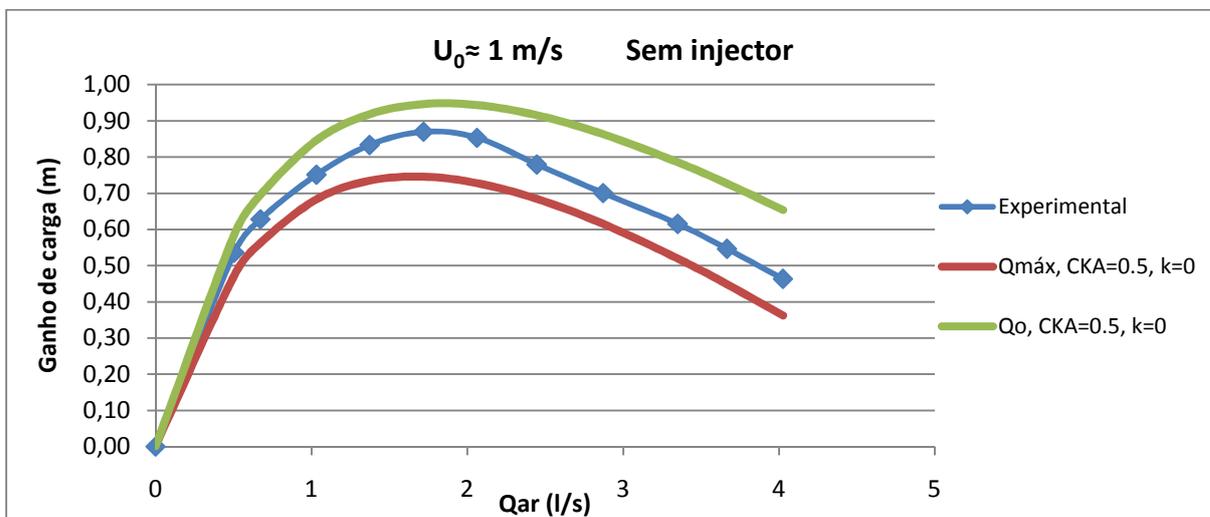


Figura 5.6 – Comparação entre os resultados experimentais para $D=35 \text{ mm}$, $U_0 \approx 1 \text{ m/s}$, sem injetor

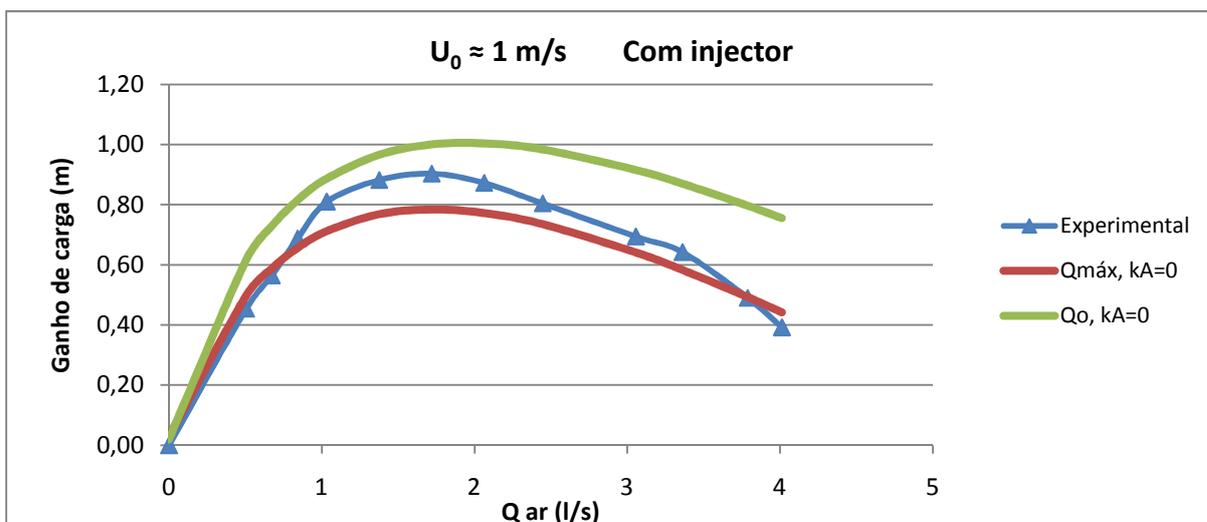


Figura 5.7 – Comparação entre os resultados experimentais para $D=35 \text{ mm}$, $U_0 \approx 1 \text{ m/s}$, com injetor

Verifica-se em ambas as situações (com e sem injetor) uma boa aproximação dos resultados observados aos calculados pelo modelo.

Fazendo uma comparação entre os dois diâmetros estudados, verifica-se que os valores de ganho de carga calculados para $Q_{máx}$ e Q_0 para o diâmetro de 100 mm se situam numa faixa comparativamente muito mais estreita aos do diâmetro de 35 mm.

5.3.2. 2ª disposição da instalação

Como foi referido na secção 5.2.2, é possível que a diferença de ganhos de carga entre a primeira e a segunda disposição da instalação seja devido ao aumento da rugosidade das paredes do tubo e/ou ao eventual surgimento de perdas de carga localizadas. Admitiu-se, portanto, em aproximação, que a rugosidade pudesse ser traduzida por $0.05 < k < 0.08$. Testando essa hipótese, apresentam-se os resultados para os limites desse intervalo – Q_0 com $k=0.05$ e $Q_{máx}$ com $k=0.08$. É ainda mostrado o limite superior para a rugosidade $k=0.08$, ou seja, Q_0 com $k=0.08$.

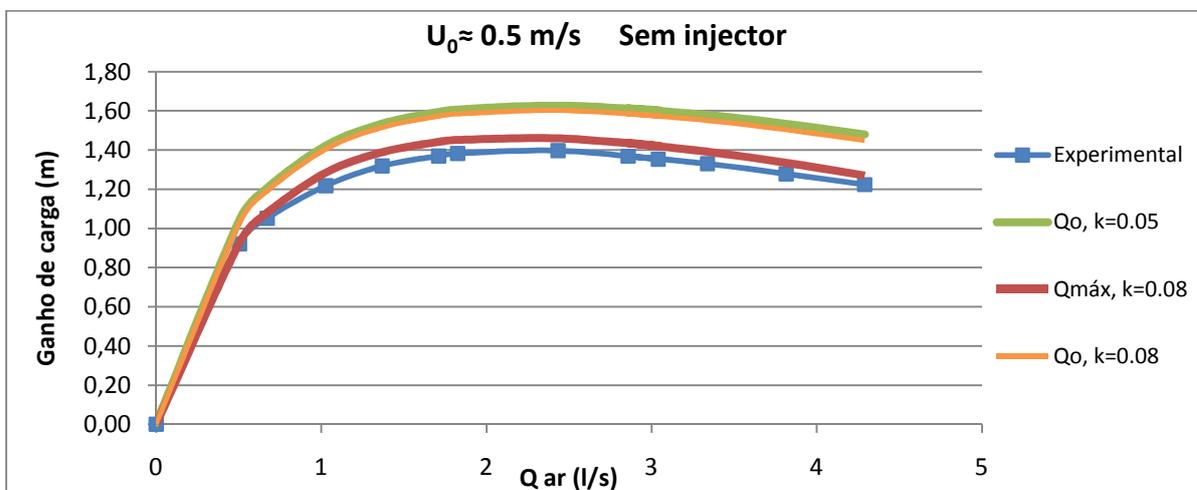


Figura 5.8 – Comparação entre o ganho de carga obtido experimentalmente e o obtido com o modelo para $D=35$ mm, $U_0 \approx 0.5$ m/s, sem injetor

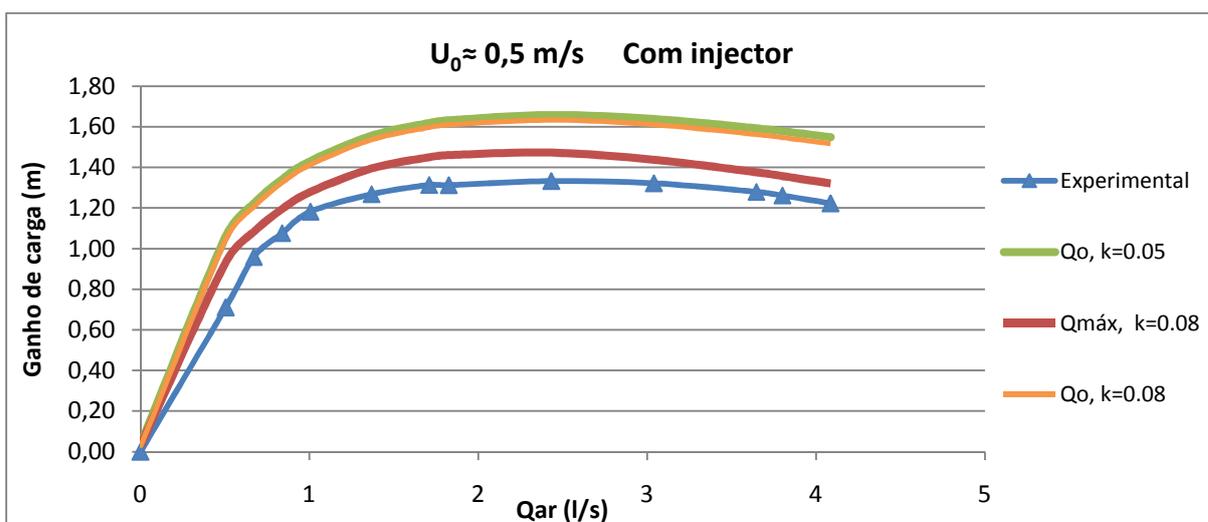


Figura 5.9 – Comparação entre o ganho de carga obtido experimentalmente e o obtido com o modelo para $D=35$ mm, $U_0 \approx 0.5$ m/s, com injetor.

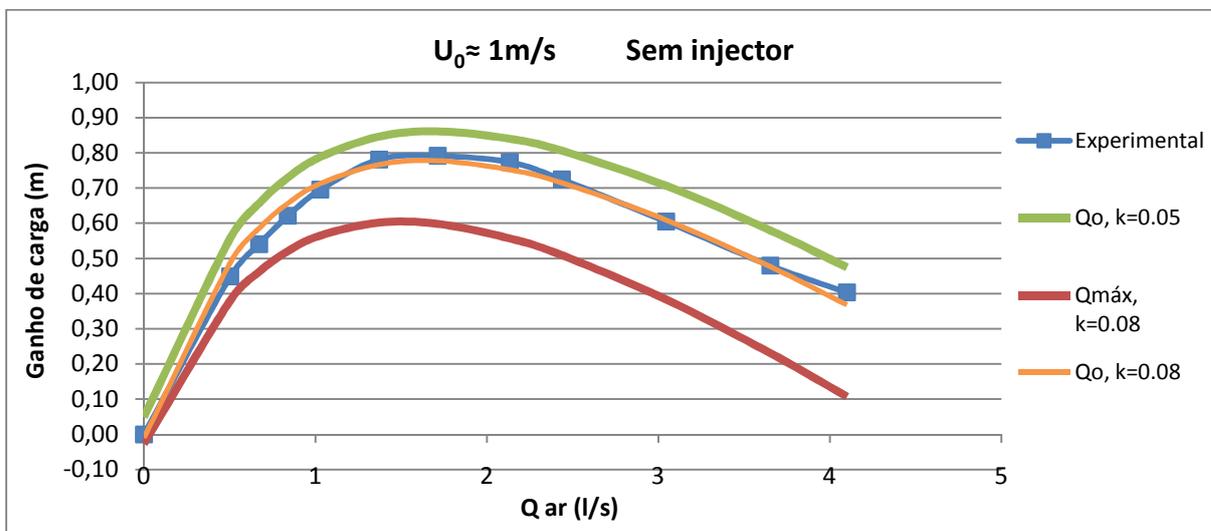


Figura 5.10 – Comparação entre o ganho de carga obtido experimentalmente e o obtido com o modelo para $D=35 \text{ mm}$, $U_0 \approx 1 \text{ m/s}$, sem injetor

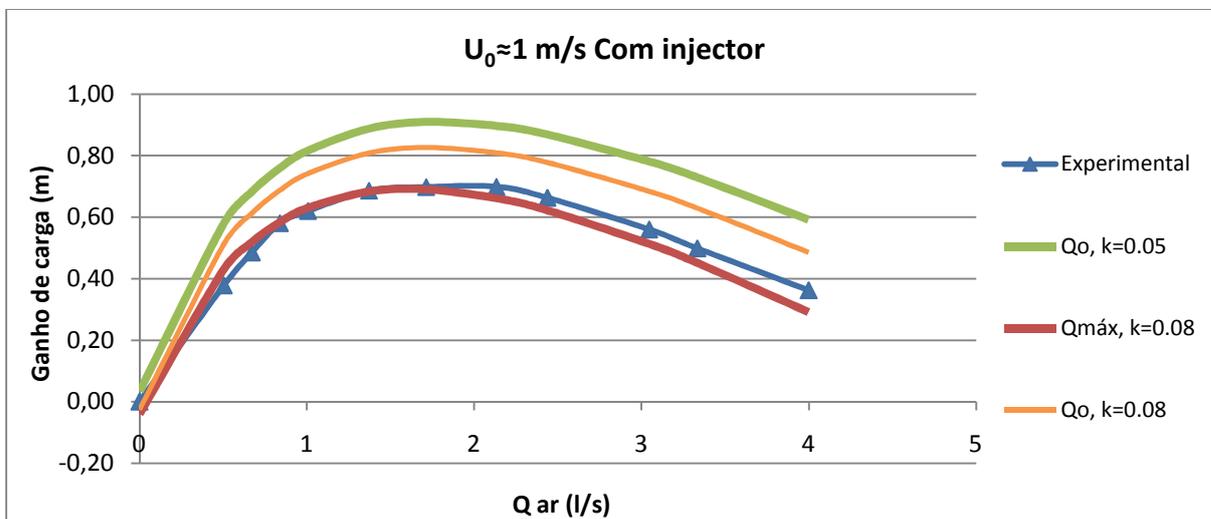


Figura 5.11 – Comparação entre o ganho de carga obtido experimentalmente e o obtido com o modelo para $D=35 \text{ mm}$, $U_0 \approx 1 \text{ m/s}$, com injetor

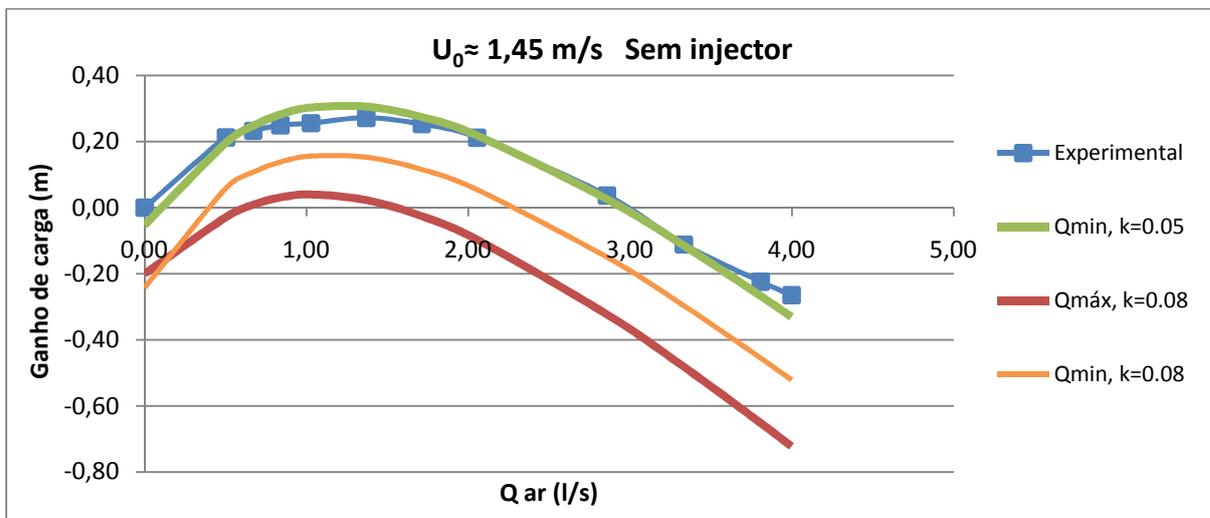


Figura 5.12 – Comparação entre o ganho de carga obtido experimentalmente e o obtido com o modelo para D=35 mm, U₀≈1.45 m/s, sem injetor

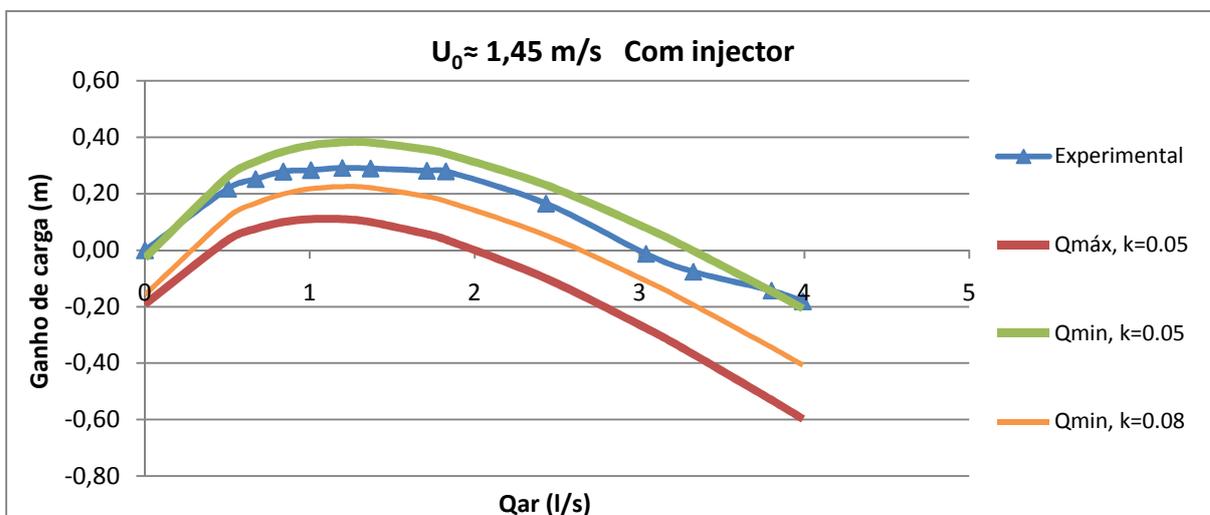


Figura 5.13 – Comparação entre o ganho de carga obtido experimentalmente e o obtido com o modelo para D=35 mm, U₀≈1.45 m/s, com injetor

Verifica-se que para a velocidade U₀≈0.5 m/s existe uma discrepância entre os resultados observados e os calculados pelo modelo. Para as velocidades U₀≈1 m/s e U₀≈1.45 m/s verifica-se uma melhor aproximação aos limites estudados, mas ainda assim com algumas discrepâncias.

Num escoamento água-ar num tubo inclinado em que a velocidade da água é relativamente baixa, como é o caso de $U_0 \approx 0.5$ m/s, pode haver susceptibilidade para a criação de dois corredores distintos de água e ar. Pelo facto de o ar ser menos denso que a água, tem tendência para ocupar a parte superior do tubo e assim diminuir a eficiência de elevação.

A amarração do tubo $D=35$ mm ao tubo $D=110$ mm permitiu a criação de um traçado da tubagem com declive aproximadamente constante de apenas cerca de 30° que corresponderá ao expoente Z máximo de 1.9 na lei de Akagawa (1.51 para um tubo vertical) para cálculo da perda de carga da mistura $J_m = \left(\frac{1}{f_l}\right)^Z$. A perda de carga máxima ocorre para este declive.

6. CONCLUSÕES

O trabalho apresentado teve como objectivo a quantificação experimental das principais vantagens em termos de carga hidráulica que a injeção de ar em sifões poderá apresentar. Quis analisar-se também a influência que o traçado do ramo ascendente e o modo como é injectado o ar podem ter na eficiência do processo. Foi feita ainda a comparação entre os resultados experimentais e a aplicação do modelo numérico anteriormente desenvolvido.

Notou-se uma maior eficiência no caso de haver interposição ar-água no interior do tubo. Deste modo, o peso da coluna de líquido por unidade de superfície torna-se menor devido à presença do ar e por isso mais fácil de elevar. Caso haja formação de um corredor de ar paralelo ao de água, não há redução do peso da coluna líquida. O que acontece é que a velocidade da água aumenta devido à redução da secção e a perda de carga total aumenta. Tal pode trazer benefício para situações de deposição de material sólido, mas em termos de ganho hidráulico não há qualquer vantagem.

Foi notada uma diminuição de eficiência quando se alteraram as características do ramo ascendente. Impondo uma inclinação constante ao ramo do escoamento bifásico, parece haver um decréscimo do ganho de carga que pode ser devido à formação de dois corredores distintos de água e de ar, situação para a qual o modelo não é válido. A formação desse corredor é tanto mais provável quanto menor for a velocidade inicial da água escoada. Pelo facto de o ar ser menos denso que a água, tem tendência para ocupar a parte superior do tubo e assim diminuir a eficiência de elevação.

Conclui-se que, embora algumas discrepâncias entre os resultados obtidos pelo modelo e as medições, parecem ter boa aproximação. As discrepâncias podem ser justificadas por naturais erros experimentais, por desconhecimento do valor exacto de certas variáveis (as quais foram impossíveis de determinar) e pelas condições geométricas do ramo ascendente não serem as mais favoráveis.

Neste trabalho foi observado que para um mesmo diâmetro, quanto menor for a velocidade inicial do escoamento, maior o ganho de carga alcançado para o mesmo caudal de ar injectado.

Nas condições testadas, foi verificado que, para a mesma velocidade, o ganho de carga máximo é superior para o diâmetro inferior. Esta constatação pode contudo reflectir um caso particular pelo que carece de um estudo mais aprofundado.

A introdução do ar recorrendo ou não a um injector apresenta-se muito pouco notória, mas ainda assim benéfica. Apenas foi referida uma perda de carga local para a situação em que não se dá uso ao injector e desta forma a água entra perpendicularmente ao escoamento de água podendo essa perda de carga retirar alguma eficiência. Mas há também que notar, que esta forma de entrada no escoamento vai proporcionar uma melhor mistura entre água e ar.

Para a situação em que se faz uso do injector há o benefício do ar entrar na mesma direcção da água e por isso não se aplicou nenhuma perda de carga localizada, embora haja a desvantagem de ser colocado um objecto o qual pode introduzir uma perda de carga. Poderá ser testada esta abordagem em estudo posteriores.

A introdução do injector no tubo de menor diâmetro revela uma eficiência maior do no tubo de maior diâmetro. Tal pode ser justificado pelo facto de no tubo de maior diâmetro haver secção suficiente para que o ar forme um corredor paralelo ao da água e divida deste modo os caudais de ar e água em escoamentos quase independentes diminuindo a eficácia da introdução de ar.

Em todas as figuras relativamente ao $D=35$ mm verifica-se que quando o ar injectado é superior à taxa óptima provoca um agravamento da perda de carga no ramo ascendente superior à redução do peso da coluna líquida, logo o ganho de carga diminui.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

BARNEA D., LUNINSKI Y., TAITEL Y. 1983 – *Flow Pattern in Horizontal and Vertical Two Phase Flow in Small Diameter Pipes*. The Canadian Journal Of Chemical Engineering, Vol. 61.

DIOGO, A. F. and OLIVEIRA, M. C. (não datado) – *A preliminary numerical approach for the study of compressed air injection in inverted siphons*. Artigo em preparação.

DIOGO, A. F. e GOMES, C.C. 2011 – *Estudo Experimental De Injecção De Ar Em Sifões Invertidos*

FRANZINI, J. B., and FINNEMORE, E. J. 1997 *Fluid Mechanics with Engineering Applications*, International Edition, WCB/McGraw-Hill, Boston.

KASSAB, S.Z., KANDIL, H.A., WARDA, H.A., AHMED, W.H. 2009 – "Air-Lift Pumps Characteristics Under Two-Phase Flow Conditions". International Journal of Heat and Fluid Flow, Vol. 30 p. 88-98.

KASSAB, S.Z., KANDIL, H.A., WARDA, H.A., AHMED, W.H. 2007 – *Experimental and Analytical Investigations of Airlift Pumps Operating in Three-Phase Flow*. Chemical Engineering Journal 131, p. 273-281.

KATO, H., MIYAZAWA, T., TIMAYA, S., IWASAKI, T. 1975 – *A Study of an Air-Lift Pump for Solid Particle*. Bulletin of the JSME, Vol. 18, Nº 117, p. 286-294.

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*. International Journal of Heat and Fluid Flow Vol. 20, p. 598-604.

LENCASTRE, A. 1996 – *Hidráulica Geral*. Artes Gráficas do LNEC, Lisboa.

NICKLIN, D.J., WILKES, J.O., DAVIDSON, J.F. 1962 – *Two-Phase Flow in Vertical Tubes*, Trans. Instn Chem. Engr, Vol. 40, p.61-68.

NOVAIS-BARBOSA, J. 1986 – *Mecânica de Fluidos e Hidráulica Geral*. Vol.2, Porto Editora.

OLIVEIRA, M. C. 2009 – *Órgãos Acessórios Especiais de Sistemas de Saneamento. Contribuição para o Estudo de Sifões Invertidos*, Dissertação de Mestrado, FCTUC – DEC, Coimbra.

REINEMANN, D. J. 1987 – "*A Theoretical And Experimental Study Of Airlift Pumping and Aeration with Reference to Aquacultural Applications*. Thesis Presented to the Faculty of the Graduate School of Cornell University in Partial Fulfillment of the Requirements for the Degree of Doctor of Philosophy.

VILELA, F. C. 2009 – *Leis de resistência em tubagens de plástico*. Dissertação de Mestrado Integrado em Engenharia Civil, FCTUC – DEC, Coimbra.

YOSHINAGA, T., SATO Y. 1996 – *Performance of an Air-Lift Pump for Conveying Coarse Particles*. *Int. J. Multiphase Flow*, Vol. 22, No. 2, p. 223-238.