



FCTUC FACULDADE DE CIÊNCIAS
E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

DEPARTAMENTO DE
ENGENHARIA MECÂNICA

Calibração de sondas do tipo Irwin em condições de gradiente de pressão nulo

Dissertação apresentada para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia
Mecânica na Especialidade de Energia e Ambiente

Autor

Sylvie Vaz Rodrigues

Orientador

Professor Doutor Almerindo Domingues Ferreira

Júri

Presidente Professor Doutor Pedro de Figueiredo Vieira Carvalheira
Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra

Vogais Professor Doutor Almerindo Domingues Ferreira
Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra
Professor Doutor António Manuel Gameiro Lopes
Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra

Coimbra, Fevereiro, 2016

Aos meus pais.

A minha irmã.

Agradecimentos

A elaboração desta dissertação não teria sido concretizada sem o contributo de várias pessoas a quem não posso deixar de expressar o meu mais profundo agradecimento.

Em primeiro lugar, quero expressar o meu profundo agradecimento ao meu orientador, Professor Doutor Almerindo Domingues Ferreira, pelo tempo que dedicou na orientação e na construção da conduta, pela sua disponibilidade, pelo conhecimento e pelos conselhos transmitidos.

O meu profundo agradecimento à Raquel Faria, colega de laboratório, obrigada pelos conselhos, pela ajuda na construção da conduta, pela paciência e pelo apoio transmitido em todos os momentos desta jornada.

Ao Professor Doutor Virgílio Oliveira, quero manifestar o meu profundo agradecimento pelos bons conselhos e pelo apoio transmitido ao longo desta jornada.

Ao Senhor Fernando Henriques, pelo seu auxílio e apoio nas oficinas, pelo material disponibilizado, pelo tempo dedicado em ajudar, muito obrigada.

À minha colega de curso e de laboratório Catarina Barradas, obrigada pela compreensão, pela entreaajuda e pelos conselhos, ao longo desta jornada.

Quero manifestar o meu profundo agradecimento à minha irmã, Diana, e aos meus pais, pelo amor, pelo carinho, pela educação, pela amizade, pela disponibilidade, pela paciência nas horas difíceis, pelos sacrifícios realizados, e por nunca terem desistido de acreditar em mim e de que eu seria capaz.

Por fim, mas não menos importantes, a todos os meus amigos que durante estes anos sempre me apoiaram em todos os momentos, apesar da distância.

A todos, muito obrigada!

Resumo

O principal objetivo deste trabalho é a calibração de sondas do tipo Irwin (1980) quando utilizadas em condições de gradiente pressão nulo. De modo a atingir este objetivo, foram realizados ensaios laboratoriais utilizando uma conduta de secção transversal rectangular, com cinco metros de comprimento, acoplada a um ventilador radial, onde foram colocadas sondas de pressão estática e as sondas de tensão parietal. Esta conduta tem como particularidade um tecto móvel que permite configurar diversas relações largura- altura (L:H).

Testaram-se diversos caudais de ar, variando a área de obstrução do ventilador. Registou-se a distribuição de pressão ao longo da conduta de modo a identificar a zona de escoamento desenvolvido, local onde são colocadas as sondas para calibração. Com base na queda de pressão, pode-se então determinar o fator de atrito e correspondente tensão parietal. De modo a poder relacionar o escoamento no interior de uma conduta rectangular com o escoamento no interior de condutas circular, foi utilizado um parâmetro característico chamado de diâmetro hidráulico, por forma a comparar os resultados de conduta rectangular com valores de condutas circulares.

Utilizando como referência os valores de pressão, medidos nas tomadas de pressão estática, fez-se o cálculo da tensão parietal, e foram então calibradas as sondas para medição de tensão parietal relacionando a diferença de pressão, em cada sonda, com os valores de tensão parietal calculados. Os maiores desvios, em relação à tensão parietal medida, foram observados para os caudais mais baixos.

Palavras-chave: Sonda do tipo Irwin, Tensão Parietal, Calibração, Conduta Rectangular, Diâmetro Hidráulico, Gradiente de Pressão

Abstract

The main objective of this work is to calibrate type Irwin probes (1980) when used in zero gradient conditions. In order to achieve this objective laboratory tests were carried out using a rectangular cross section duct with five meters long, coupled to a radial fan, where were placed static pressure probes and wall shear stress probes. This duct has the particularity of a mobile roof that allows to configure various relations length-height (L: H).

Several airflows rates were tested, by varying the fan blockage area. The pressure distribution along the duct was measured to identify the area of developed flow, where the probes are placed for calibration. Based on the pressure drop, were determined the corresponding friction factor and wall shear stress. In order to relate the flow within a rectangular duct with the flow inside circular ducts, a parameter called hydraulic diameter was used in order to compare the results of rectangular duct with circular ducts values.

Using as reference pressure values measured in static pressure taps, the wall shear stress was calculated, and then were calibrated probes for wall shear stress measurement relating the pressure difference in each probe, to the wall shear stress values calculated. The largest deviation in relation to the measured wall shear stress has been observed to lower flowrates.

Keywords Irwin Probe, Wall Shear Stress, Calibration, Rectangular Duct, Hydraulic Diameter, Pressure Gradient

Índice

Índice de Figuras	xi
Índice de Tabelas	xiii
Simbologia e Siglas	xv
Simbologia.....	xv
Siglas	xvi
1. Introdução.....	1
1.1. Revisão bibliográfica	2
1.1.1. Sondas de Irwin	2
1.1.2. Escoamento em condutas de secção transversal não circular.....	5
2. Fundamentação teórica.....	9
2.1. Comprimento de entrada e escoamento totalmente desenvolvido.....	9
2.2. Camada limite em regime turbulento.....	10
2.2.1. Leis de distribuição de velocidade.....	10
2.2.2. Espessura da camada limite turbulenta.....	15
2.3. Perda de carga no interior de condutas de secção rectangular.....	17
2.3.1. Diâmetro hidráulico e coeficiente de perda de carga	17
2.3.2. Perda de carga em regime turbulento	19
2.3.1. Efeito da rugosidade sobre o escoamento turbulento	21
2.4. Sondas do tipo Irwin	23
3. Modelo experimental.....	25
3.2. Ensaio realizados.....	29
4. Resultados e discussão de resultados	33
4.1. Ensaio de repetibilidade	33
4.2. Características do escoamento	34
4.3. Espessura da camada limite	37
4.4. Zona de escoamento totalmente desenvolvido	38
4.5. Fator de atrito e rugosidade.....	39
4.6. Tensão parietal da conduta.....	43
4.7. Influência da troca de sondas.....	52
4.8. Influência da altura das sondas	53
4.9. Teste de resposta da sonda à direção do escoamento	54
5. Conclusão	55
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	57
ANEXO A	59
ANEXO B	63
ANEXO C	65
ANEXO D	69

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1 Desenvolvimento de um escoamento turbulento no interior de uma secção circular ou entre duas placas planas (Padet, 2011).....	10
Figura 2.2 Importância da tensão e distribuição de velocidade numa camada turbulenta nas proximidades de uma parede. (a) variação da tensão em y (b) perfil de velocidade em camada limite turbulenta (White, 2009; Oliveira & Lopes, 2010).....	12
Figura 2.3 Perfil de velocidade médio junto a parede em regime turbulento, dados experimentais e leis da parede (White, 2009)	15
Figura 2.4 Perfis de velocidade, para um mesmo valor de velocidade média: (a) escoamento laminar; (b) escoamento turbulento (White, 2009)	21
Figura 2.5 Diagrama de Moody (White, 2009)	23
Figura 2.6 Dimensões das sondas do tipo Irwin (dimensões em mm)	24
Figura 3.1 Conduta rectangular de 2,5 metros.....	25
Figura 3.2 Placas de madeira furadas e entrada de ar do ventilador parcialmente obstruída com uma das placas.....	26
Figura 3.3 Conduta de secção rectangular de comprimento total de 5 metros.....	27
Figura 3.4 Representação esquemática da conduta (dimensões em mm): (a) Secção transversal; (b) Secção longitudinal	30
Figura 4.1 Coeficiente de variabilidade para $H=30\text{mm}$ e $Re_{Dh}=95774$	33
Figura 4.2 Valores de pressão obtidos ao longo da coordenada x da conduta	34
Figura 4.3 Zona de queda de pressão linear entre 4 secções da conduta, delimitada pelas linhas verticais.....	38
Figura 4.4 Variação da pressão média ao longo da conduta para as várias configurações L:H e caudal máximo	38
Figura 4.5 Fator de atrito obtido através da queda de pressão e através do diagrama de Moody, para a configuração L:H=4:1	41
Figura 4.6 Fator de atrito obtido através da queda de pressão e através do diagrama de Moody, para a configuração L:H=2,67:1	41
Figura 4.7 Fator de atrito obtido através da queda de pressão e através do diagrama de Moody, para a configuração L:H=2:1	42
Figura 4.8 Fator de atrito obtido através da queda de pressão e através do diagrama de Moody, para a configuração L:H=1,03:1	43
Figura 4.9 Relação entre a tensão parietal e o diferencial de pressão na sonda Irwin (A) para a configuração L:H=4:1	44

Figura 4.10 Relação entre a tensão parietal e o diferencial de pressão na sonda Irwin (B) para a configuração L:H=4:1	45
Figura 4.11 Relação entre a tensão parietal e o diferencial de pressão nas sondas Irwin (A) e (B) para a configuração L:H=2,67:1	46
Figura 4.12 Relação entre a tensão parietal e o diferencial de pressão nas sondas Irwin (A) e (B) para a configuração L:H=2:1	46
Figura 4.13 Relação entre a tensão parietal e o diferencial de pressão nas sondas Irwin (A) e (B) para a configuração L:H=1,03:1	47
Figura 4.14 Comparação das diferentes curvas de calibração das sondas Irwin (A) e (B) para a configuração L:H=4:1	49
Figura 4.15 Comparação das diferentes curvas de calibração das sondas Irwin (A) e (B) para a configuração L:H=2,67:1	50
Figura 4.16 Comparação das diferentes curvas de calibração das sondas Irwin (A) e (B) para a configuração L:H=2:1	51
Figura 4.17 Comparação das diferentes curvas de calibração das sondas Irwin (A) e (B) para a configuração L:H=1,03:1	52

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3.1. Diferentes configurações da conduta.....	26
Tabela 3.2. Diâmetro hidráulico para as diferentes configurações da conduta.....	29
Tabela 4.1. Valores de caudal, velocidade média e número de Reynolds em função do diâmetro hidráulico para uma relação L:H de 4:1	35
Tabela 4.2. Valores de caudal, velocidade média e número de Reynolds em função do diâmetro hidráulico para uma relação L:H de 2,67:1	35
Tabela 4.3. Valores de caudal, velocidade média e número de Reynolds em função do diâmetro hidráulico para uma relação L:H de 2:1	36
Tabela 4.4. Valores de caudal, velocidade média e número de Reynolds em função do diâmetro hidráulico para uma relação L:H de 1,03:1	36
Tabela 4.5. Valores da espessura da camada limite para as diferentes relações L:H e caudais de ar para uma placa de comprimento de 1,2 m.....	37
Tabela 4.6. Valores de rugosidade medidos experimentalmente	40
Tabela 4.7. Valores médios da rugosidade relativa utilizando o diâmetro hidráulico para cada uma das relações L:H.....	40
Tabela 4.8. Condições de ensaio consideradas nos testes de troca de sonda	52
Tabela 4.9. Valores de média e desvio padrão obtidos para a equação de calibração	53
Tabela 4.10. Média e desvio padrão dos valores de Δp_{sonda} para um caudal e para L:H=4:1	54

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

- A - Área da secção transversal
- C_d - Coeficiente de descarga
- C_f - Coeficiente de atrito
- c_v - Coeficiente de variação
- d - Diâmetro de passagem de ar no ventilador
- D_h - Diâmetro hidráulico
- D_1 - Diâmetro de entrada do venturi
- D_2 - Diâmetro de saída do venturi
- f - Factor de atrito
- g - Aceleração gravítica
- h - Altura da sonda
- h_f - Coeficiente da perda de carga
- h_s - Altura à qual a sonda de Irwin efectua a medição da velocidade média
- H - Altura da conduta
- L - Largura da conduta
- L_e - Comprimento de entrada
- lr - Comprimento de base
- P_m - Perímetro molhado
- Q - Caudal volúmico
- r - Coordenada segundo a direcção radial
- R - Raio máximo de uma conduta
- R_a - Rugosidade média aritmética
- Re - Número de Reynolds
- Re_L - Número de Reynolds com base numa dimensão característica L
- Re_x - Número de Reynolds com base numa dimensão característica x
- Rz - média aritmética das alturas máximas do perfil de rugosidade

- Rq – rugosidade quadrática média
 T – Intervalo de tempo
 t_a – Tempo de aquisição de pressão
 $U_{voltímetro}$ – Tensão registada pelo voltímetro
 u – Velocidade
 \bar{u} – Valor médio de velocidade
 u_τ – Velocidade de atrito
 ν – Viscosidade cinemática
 V – Velocidade média
 V_∞ – Velocidade do escoamento potencial
 x – Coordenada segundo a direção longitudinal
 \bar{x} – Média aritmética
 y – Coordenada y
 Z – Valore absoluto da ordenada
 Z_i – Altura entre os pontos máximos e mínimos de um perfil de rugosidade
 Δ – Parâmetro de Patel
 Δp – Diferença de pressão
 σ – Desvio padrão
 ε - Rugosidade
 ρ – Massa volúmica
 τ – Tensão de atrito
 τ_l – Tensão laminar
 τ_t – Tensão turbulenta
 μ – Viscosidade dinâmica
 γ – Peso específico
 δ – Espessura da camada limite
 δ_{sublam} – Espessura da subcamada laminar

Siglas

DEM – Departamento de Engenharia Mecânica

FCTUC – Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra

rms – Raíz média quadrática

1. INTRODUÇÃO

As investigações em túnel de vento são de grande importância para estudar os efeitos de escoamentos de ar sobre um corpo, geralmente em modelos em pequena escala. De modo a facilitar o estudo do escoamento de ar sobre uma superfície, Irwin (1980) desenvolveu um pequeno dispositivo, omnidirecional, que através da medição de diferença de pressão, pode ser adoptado como um medidor de tensão parietal.

Para o desenvolvimento desta dissertação, estas sondas de Irwin são utilizadas no interior de uma conduta de secção transversal rectangular constante, pela qual passa um escoamento de ar, como um medidor de tensão parietal. A altura (H) da secção rectangular da conduta de largura (L) constante tem a possibilidade de ser alterada de modo a obter quatro relações L:H, para as quais as sondas são calibradas. É assim possível calibrar as sondas, para quatro situações distintas, e para um intervalo de números de Reynolds entre, aproximadamente, 10^3 e 10^5 .

Além da calibração das sondas, são estudadas a influência da troca de posição de duas sondas para a mesma configuração da conduta, a influência de altura da sonda e a sensibilidade da sonda a mudanças de direção.

Como esta calibração é realizada numa conduta de secção transversal rectangular, é necessária a utilização de um parâmetro característico (diâmetro hidráulico), para relacionar o comportamento do escoamento na conduta com o escoamento numa conduta de secção circular. Isto permite utilizar as equações desenvolvidas para escoamentos no interior de condutas circulares. Assim é possível simplificar o estudo do escoamento, que é mais complexo em condutas de secção não circular devido à existência de fluxos secundários próximo dos cantos. Portanto, através da utilização do diâmetro hidráulico como parâmetro característico, torna-se viável a utilização do diagrama de Moody para determinar valores de fator de atrito. Para determinar a tensão parietal na conduta, também se pode simplificar o efeito dos cantos no escoamento e utilizar o princípio de conservação da quantidade de movimento.

Através das diversas simplificações e da medição da distribuição de pressão ao longo da conduta, é assim possível avaliar o comportamento do escoamento, obter

resultados sobre o que acontece ao nível da superfície da conduta, e então calibrar estas sondas de tensão parietal. Na próxima secção é exposta a pesquisa bibliográfica de interesse para a realização desta dissertação, onde se resumem os diversos assuntos abordados ao longo desta.

1.1. Revisão bibliográfica

1.1.1. Sondas de Irwin

Com o intuito de determinar o comportamento do vento, ao nível pedestre, através da utilização de modelos em túnel de vento, e o comportamento de escoamento no interior de condutas e canais abertos, vários estudos têm vindo a ser realizados ao longo do século passado. As sondas omnidirecionais propostas por Irwin (1980), destinadas à medição da tensão tangencial, surgiram de modo a facilitar estudos em túnel de vento, permitindo obter uma maior quantidade de dados num caso de estudo, dada a possibilidade e facilidade de colocação das sondas em diversos locais de um modelo. Nesse estudo, realizado por Irwin, pretende-se desenvolver um dispositivo que permitisse a medição da velocidade média do vento e flutuações de baixa frequência nas proximidades de uma superfície, podendo este ser utilizado como um medidor de atrito superficial. Ainda neste estudo realizado por Irwin, as sondas foram colocadas numa superfície lisa e plana, sobre a qual se gerou uma camada limite turbulenta em túnel de vento utilizando como sistema de aquisição de dados um sistema automatizado Scanivalve. Irwin calibrou sondas com tubos de diferentes dimensões, considerando uma configuração padrão, a alturas de medição diferentes com o intuito de avaliar a sensibilidade de cada uma. Esta calibração foi realizada tendo em conta as leis presentes na camada limite, tais como a lei logarítmica, a lei da parede e a subcamada laminar, que serão apresentadas ao longo deste documento. Assim, foi possível calibrar as sondas relacionando a medição da diferença de pressão média Δp com as medições de atrito superficial e da lei universal da parede. Utilizando o sensor como um medidor de atrito superficial, verificou-se que, para os dados obtidos com sondas de configuração padrão e para sondas com um determinado intervalo de relações h/d , onde h representa a altura do tubo acima da superfície e d o diâmetro do tubo, a curva de calibração é a mesma. Com a finalidade de validar o desempenho destas sondas, os

dados do sensor foram comparados com valores de anemômetro de fio quente, em que foi possível verificar uma boa concordância entre os dois tipos de sondas.

Monteiro & Viegas (1996) realizaram testes com sondas de tensão parietal sujeitas a condições de gradiente de pressão favorável (pressão estática diminui com a direção do escoamento) e desfavorável (pressão estática aumenta com a direção do escoamento). Os tipos de sondas utilizadas para a realização dos testes foram a sonda do tipo Irwin, sonda de Preston e anemômetro de fio quente, sendo que esta última é utilizada como um instrumento de referência. Neste estudo, o principal objetivo foi quantificar os erros de medição da tensão parietal nestas condições de escoamento através das sondas do tipo Irwin. Foi então usado um critério presente na literatura que faz uso de um parâmetro Δ , que calcula o quão importante é a distorção de uma camada limite em condições de gradiente de pressão, para os quais estão definidos intervalos de erro. Três geometrias de sondas de Irwin foram utilizadas, tendo sido utilizadas 3 alturas h da tomada de pressão que sobressai à superfície, e diversas distâncias entre as sondas e a mudança de condições de escoamentos. Para gradientes de pressão favorável verificou-se que, para as mesmas condições de ensaio, a percentagem de erro na medição da tensão parietal tinha um comportamento semelhante para ambas as sondas de tipo Irwin e Preston sendo satisfeito o critério presente na literatura. As três sondas de tipo Irwin foram também testadas para a mesma condição de ensaio, sendo possível verificar que a sonda com menor altura h era mais sensível à presença de gradientes de pressão favoráveis, sendo que a percentagem de erro na medição da tensão parietal produzido por esta sonda Irwin é superior. Para gradientes de pressão desfavorável, verificou-se, de igual modo, um comportamento semelhante para ambas as sondas de tipo Irwin e Preston, sendo notado que, para um mesmo parâmetro Δ , os erros aumentavam com a distância entre as sondas e a mudança de condições de escoamento. Para as mesmas condições, as três sondas do tipo Irwin foram testadas, não se verificando uma tendência particular entre elas. Os perfis de velocidade registados para os diversos gradientes de pressão gerados foram também caso de estudo e verificou-se o mesmo valor de tensão parietal, no local onde estavam posicionadas as sondas, confirmando assim o comportamento semelhante entre as sondas de Irwin e o anemômetro de fio quente.

Wu & Stathopoulos (1993) realizaram um estudo que veio complementar os estudos de Irwin. Neste estudo foram calibradas sondas do tipo Irwin para a medição de

velocidades média e rms, realizados os estudos do efeito da altura do sensor em erros de medição, e estudadas a interferência entre os sensores e a resposta dos sensores em condições de turbulência. Neste estudo foi criada uma sonda com ligeiras modificações geométricas em relação às sondas de Irwin dando a possibilidade de variar a altura da sonda de 0 a 5 mm acima da superfície e foi criada uma ligação mais direta ao orifício na base do sensor, alterando o ângulo recto usado por Irwin (1980). Os ensaios foram realizados num túnel de vento, onde foi gerada uma camada limite turbulenta sobre uma superfície plana, com um modelo de um edifício, onde sensores de filme quente e de tipo Irwin foram colocados lado a lado, na parte frontal e lateral do modelo. Os resultados foram apresentados para uma altura da sonda de $h=5\text{mm}$, pois foi a altura para a qual os resultados foram mais próximos dos obtidos pelo sensor de filme quente colocado à mesma altura que a altura da sonda. Neste estudo, de modo a verificar os efeitos da altura da sonda nas medições de velocidade do vento, foram comparadas as medições da velocidade média do vento com os dados de flutuação de pressão obtidos pelo sensor através da relação estabelecida nos trabalhos de Irwin. Os ensaios foram realizados para os mesmos locais na presença e ausência do modelo. Na zona lateral do edifício, na presença e ausência do modelo de edifício, foi possível verificar que os dados obtidos de pressão e velocidade do vento seguiam a mesma relação linear mesmo nos casos em que a altura da sonda é diferente da altura onde se pretende medir a velocidade do vento. No caso da zona frontal do modelo do edifício, os resultados para a altura da sonda à mesma altura de medição de velocidade, revela semelhança entre os dados na presença ou ausência do modelo; para uma altura da sonda diferente da altura de medição da velocidade, os dados apresentam um desvio na presença e ausência do modelo, sendo este maior quanto menor a altura da sonda. Para uma medição mais fiável, a sonda deve então encontrar-se à mesma altura que a altura de medição da velocidade do vento. Wu & Stathopoulos (1993) compararam os seus valores com os de Irwin, e demonstraram que o diâmetro da sonda tem mais influência do que a altura, na interferência entre sensores. A calibração efetuada neste estudo seguiu a mesma metodologia do que Irwin relacionando os dados de velocidade de filme quente com a diferença de pressão registada pelo sensor e, comparando os valores das constantes obtidas com as presentes na literatura, verificou-se que para $h_s/h=1$ a variação de valores para cada parâmetro era baixa devendo-se isso às dimensões e altura do sensor e às condições de vento.

Jirsak et al. (2008), realizaram ensaios com sondas do tipo Irwin em túnel de vento para estudar as condições de conforto de vento, ao nível de pedestres. Através destes ensaios, realizaram estudos da influência da altura da sonda para três velocidades de referência onde foi possível verificar que a diferença de pressão era quase dependente logaritmicamente da altura h da sonda. As sondas foram calibradas em escoamento turbulento para medições de velocidade e comparadas com dados obtidos por um anemómetro de fio quente, em locais de referência escolhidos.

1.1.2. Escoamento em condutas de secção transversal não circular

Duan, Yavanovich & Muzychka (2012) realizaram um estudo sobre a estimativa da queda de pressão em condutas de secção transversal não circulares em escoamento turbulento totalmente desenvolvido. Por eles são verificados os modelos propostos para a previsão da queda de pressão por atrito para este tipo de condutas que podem ser lisas ou rugosas, procurando minimizar o efeito da forma da conduta através da seleção de um parâmetro de comprimento característico em substituição do usual diâmetro hidráulico. Utilizando então como parâmetro de comprimento característico a raiz quadrada da área de uma secção não circular, é possível relacionar as condutas de secção circular com as condutas de secção não circular eliminando erros na estimativa da queda de pressão. Foi assim verificado que o diâmetro hidráulico não é um parâmetro de comprimento característico adequado no cálculo do número de Reynolds para assegurar semelhança entre as condutas de secção circular e não circular, porque os valores do fator de atrito diferem dos obtidos para tubos circulares. Um parâmetro adimensional da tensão parietal ou o produto entre o número de Reynolds e o fator de atrito, são utilizados para descrever o comportamento do escoamento de um fluido. A equação de Blasius modificada com base no diâmetro hidráulico ($D_h = 4A/P_m$) inclui um parâmetro que explica como dados de escoamento turbulento, no caso de condutas não circulares, são previstos com precisão com a utilização da raiz quadrada da área. O diâmetro hidráulico é utilizado em escoamentos turbulentos, como um parâmetro de comprimento característico, pois leva a precisões aceitáveis para a queda de pressão e para fatores de atrito entre condutas de secção transversal circular e não circular.

Hartnett, Koh & McComas (1962) realizaram um estudo analítico e experimental do fator de atrito para escoamento turbulento em condutas de secção transversal rectangular através do método Deissler-Taylor, citado em Hartnett, Koh & McComas (1962), e verificaram, que para uma dada relação H/L de uma conduta rectangular, a distribuição de velocidade ou linhas de gradiente são ligeiramente dependentes do número de Reynolds. Neste estudo foi verificado que a correlação para escoamentos no interior de condutas circulares são capazes de prever para condutas rectangulares, o fator de atrito, qualquer que seja a relação H/L para números de Reynolds compreendidos entre 6×10^3 e 5×10^5 . Por eles foram calculadas as distribuições de velocidade e fatores de atrito, sendo estes últimos comparados com os dados experimentais no caso de escoamento turbulento totalmente desenvolvido. Fornecem também para configurações de entrada suave e abrupta, para a região de entrada da conduta, informação da queda de pressão obtida experimentalmente. Através do conhecimento do gradiente de pressão ao longo de uma conduta, determinaram o comprimento de entrada necessário para atingir um escoamento totalmente desenvolvido. Assim, estabeleceram a região na qual as diferenças de pressão entre tomadas poderiam ser usadas para determinar o fator de atrito. Os resultados experimentais demonstraram que, para números de Reynolds superiores a 2000, a configuração de entrada tinha uma influência importante na distribuição da queda de pressão. Para o caso de entradas abruptas, a transição para escoamento turbulento ocorreu em números de Reynolds de aproximadamente 2000, enquanto que, para entradas de configuração suave, a transição para escoamento turbulento deu-se para valores próximos de 7000. Foi verificado que, para números de Reynolds superiores, o comprimento de entrada era inferior e, que os fatores de atrito mais elevados estavam associados à relações H/L maiores, em que H e L representam a altura e largura da secção rectangular da conduta, respectivamente. Contudo, o método de Deissler-Taylor, citado em Hartnett, Koh & McComas (1962), não prevê com precisão o perfil de velocidade para relações H/L inferiores a 5:1, devido à presença de fluxos secundários que este método não tenta explicar. Estes fluxos secundários aumentam a velocidade do fluido nas regiões dos cantos, o que terá um efeito mais pronunciado em condutas de baixa relação H/L. Os fluxos secundários causarão gradientes de velocidade superiores na região dos cantos, dando origem a maiores tensões parietal e, consequentemente, maiores factores de atrito, do que ocorreria de outro modo. Comparando os dados experimentais de fator de atrito

obtidos para condutas rectangulares com os dados para uma conduita circular estabelecidos na literatura, os dados experimentais caem sobre a curva para condutas circulares até um número de Reynolds de 5×10^5 . Posteriormente, comparados todos os dados encontrados na literatura, estes autores concluíram que o diâmetro hidráulico como parâmetro de comprimento característica irá resultar numa previsão exata da queda de pressão para escoamentos em condutas rectangulares, qualquer que seja a L:H.

Leutheusser (1963) realizou um estudo sobre o escoamento turbulento em condutas de secção transversal rectangular, essencialmente sobre o problema de resistência de atrito. Segundo Leutheusser (1963), o diâmetro equivalente de uma secção transversal particular pode ser visualizado como o parâmetro de comprimento característico de uma conduita equivalente mas sem forma. Isto permite a representação do factor de atrito em função do número de Reynolds determinado através do diâmetro hidráulico, como no caso de condutas circulares através do diâmetro. Neste estudo, as leis da parede e de semelhança do número de Reynolds conduziram a uma solução para o problema de resistência em tubos de secção circular, sendo a lei de resistência de von Karman-Prandtl, citado por Leutheusser (1963), para tubos lisos utilizada em tubos de secção rectangular lisos, utilizando o diâmetro hidráulico da conduita no invés do diâmetro do tubo. Neste mesmo estudo são apresentadas linhas de distribuição de velocidade no interior de uma conduita de secção rectangular e de secção quadrada (ensaios realizados por Leutheusser (1963)) onde se verifica uma distorção das linhas ao longo da secção, que é causada pela presença de correntes secundárias, que fluem em direção aos cantos. É possível observar uma semelhança entre as linhas de distribuição de velocidade e as linhas de distribuição de pressão estática, onde a pressão estática no centro da secção transversal mostrou ser superior do que no resto da secção. A distribuição de tensão parietal normalizada com a tensão média de cisalhamento na parede é também representada, para diferentes valores de Reynolds tendo Leutheusser (1963) verificado uma maior uniformidade com aumento do número de Reynolds. No caso de escoamento turbulento, tal como em escoamento laminar, o valor de tensão parietal nos cantos é adotada como zero pois existe uma aproximação da uniformidade completa por parte da distribuição de tensão parietal. Os valores experimentais do factor de atrito foram comparados com a lei de von Karman-Prandtl, citado por Leutheusser (1963), onde se verificou um decréscimo mais rápido do factor de atrito com o aumento do número de Reynolds em relação a esta lei. Os valores destes

factores de atrito foram também obtidos através de dados de tensão parietal calculados através da queda de pressão na conduta, onde se verificou concordância entre os dados mas onde os dados obtidos parecem ser menores em 20% do que os obtidos para condutas circulares.

Jones (1976) estudou a queda de pressão devida ao atrito em condutas de secção transversal rectangular. No seu estudo, comparou dados obtidos em escoamento turbulento de condutas rectangulares lisas com dados de condutas circulares lisas, analisando, para várias relações altura/largura (H/L), os desvios em relação à linha de tubo circular liso do diagrama de Moody. Para números de Reynolds constantes calculados com base no diâmetro hidráulico, o valor de factor de atrito aumenta, de igual forma, com o aumento da relação H/L . Foi assim concluído, pelo autor, que o diâmetro hidráulico não seria um parâmetro de comprimento característico adequado no cálculo do número de Reynolds, de modo a relacionar o comportamento do fluido entre condutas de secção circular e condutas de secção não circular. Jones (1976) introduziu um parâmetro chamado de “diâmetro equivalente laminar” que relaciona secções circulares e secções rectangulares em escoamento laminar e, que através do cálculo de um número de Reynolds modificado, fornece uma boa similaridade em escoamentos turbulentos totalmente desenvolvidos reduzindo grandes erros no cálculo do fator de atrito.

2. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Ao longo deste capítulo são expostos os diversos conceitos com interesse para esta dissertação. Como é necessário um parâmetro de dimensão característica, e sendo a conduta utilizada de secção rectangular, para alguns assuntos nas equações apresentadas utiliza-se o diâmetro “d” como sendo o diâmetro de uma secção circular e, para outros, as deduções poderão ser diretamente feitas para o caso de uma secção não circular. O d será posteriormente substituído pelo diâmetro hidráulico D_h .

2.1. Comprimento de entrada e escoamento totalmente desenvolvido

Num escoamento no interior de uma conduta, o fluido apresenta comportamentos diferentes ao longo do comprimento desta. O comprimento da conduta pode ser dividido em duas regiões: comprimento de entrada L_e e região onde o escoamento está totalmente desenvolvido (Mendes, 2006).

Considerando um fluido à entrada de uma conduta, este converge para o interior da conduta onde apresenta um perfil de velocidade quase uniforme. Ao longo do comprimento, o perfil de velocidade vai sofrendo alterações devido ao atrito causado pelas paredes, onde a velocidade é zero. O atrito retarda então o fluido junto às paredes, sendo esse efeito de retardamento gradualmente transmitido a todo o fluido, ao longo do comprimento até atingir o eixo do tubo. Este efeito deve-se ao efeito da viscosidade que dá origem a camadas limites que se unem no eixo do tubo (Oliveira & Lopes, 2010). Depois de um ajuste da velocidade axial, o perfil de velocidades, que era quase uniforme na região de entrada, passa a ser um perfil de velocidades totalmente desenvolvido em $x=L_e$ (Oliveira & Lopes, 2010). A partir de $x=L_e$, o perfil de velocidades deixa de variar com a coordenada longitudinal x , a tensão parietal na parede é constante e a queda de pressão é linear ao longo do comprimento da conduta. Assim, para valores da coordenada x iguais ou superiores ao comprimento de entrada L_e , o escoamento considera-se plenamente

desenvolvido. Este comportamento depende do tipo de escoamento, laminar ou turbulento (White, 2009).

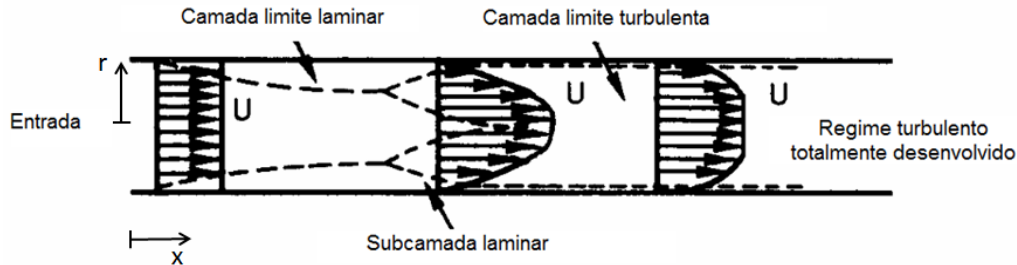


Figura 2.1 Desenvolvimento de um escoamento turbulento no interior de uma seção circular ou entre duas placas planas (Padet, 2011)

No caso do escoamento turbulento, o comprimento de entrada é menor do que para um escoamento laminar (White, 2009). Através da equação (2.1) verifica-se que o comprimento de entrada depende do número de Reynolds e verifica-se um crescimento mais rápido das camadas limite. O comprimento de entrada, para regime turbulento, pode ser definido pela seguinte expressão (White, 2009):

$$\frac{L_e}{d} = 4,4Re_d^{\frac{1}{6}} \quad (2.1)$$

em que L_e representa o comprimento de entrada, d o diâmetro da conduta de seção circular e Re_d o número de Reynolds em função do diâmetro da seção circular.

É importante que as medições sejam realizadas numa zona de escoamento desenvolvido pois, só nessas condições será possível descrever o comportamento do fluido numa conduta. No caso de efetuar medições na zona de comprimento de entrada, essas não serão características do comportamento do escoamento ao longo de toda a conduta, já que o perfil ainda está em desenvolvimento (Caqueret et al., 2015).

2.2. Camada limite em regime turbulento

2.2.1. Leis de distribuição de velocidade

Uma das características principais de escoamentos turbulentos são as variações bruscas e aleatórias de velocidade. Como estas variações são demasiado rápidas para serem descritas com precisão, em termos de tempo e de espaço, é necessário trabalhar com

valores médios de velocidade. É então definida uma média temporal \bar{u} dada pela seguinte expressão (White, 2009):

$$\bar{u} = \frac{1}{T} \int_0^T u(x, y, z, t) dt \quad (2.2)$$

em que T é o intervalo de tempo e x, y e z as coordenadas cartesianas e t o tempo.

Estas variações são definidas como flutuações de velocidade u' que representam o desvio da velocidade u em relação ao valor médio de velocidade \bar{u} , como na expressão (2.3) (White, 2009).

$$u' = u - \bar{u} \quad (2.3)$$

O mesmo se verifica para as componentes de velocidade v e w, segundo as direcções y e z, respectivamente, e para a pressão (White, 2009).

Deste modo, para o escoamento turbulento, a equação de conservação da quantidade de movimento passa a ser expressa segundo valores médios e suas flutuações, para direcção do escoamento x (White, 2009).

$$\rho \frac{d\bar{u}}{dt} = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x} + \rho g_x + \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} - \rho \overline{u'^2} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu \frac{\partial \bar{u}}{\partial y} - \rho \overline{u'v'} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu \frac{\partial \bar{u}}{\partial z} - \rho \overline{u'w'} \right) \quad (2.4)$$

As três componentes $-\rho \overline{u'^2}$, $-\rho \overline{u'v'}$ e $-\rho \overline{u'w'}$ são as chamadas tensões de Reynolds que não expressam verdadeiramente tensões, embora tenham unidade e efeito matemático de tensão, mas sim aceleração convectiva que contribui para a troca de quantidade de movimento (White, 2009).

Os escoamentos são estudados em 2D, isto é, considerados bidimensionais apesar de existirem flutuações de velocidade segundo as três componentes x, y e z, onde x é a direcção principal do escoamento, y a direcção normal à parede onde a tensão $-\rho \overline{u'v'}$ é dominante e z o plano perpendicular ao escoamento (White, 2009). O estudo bidimensional de um escoamento vem simplificar o estudo da camada limite e do perfil de velocidades num escoamento, podendo então a componente de flutuações segundo a componente z $-\rho \overline{u'w'}$ ser considerada nula (Oliveira & Lopes, 2010; White, 2009). Nos escoamentos no interior de condutas e em camada limite, as flutuações de velocidade na direcção y são de maior importância do que as flutuações de velocidade segundo a direcção x, pelo que se pode desprezar o termo $-\overline{u'^2}$ (Oliveira & Lopes, 2010). Assim, a equação de quantidade de movimento pode ser expressa da seguinte forma, para a direcção principal do escoamento x (White, 2009):

$$\rho \frac{d\bar{u}}{dt} = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x} + \rho g_x + \frac{\partial \tau}{\partial y} \quad (2.5)$$

em que

$$\tau = \mu \frac{\partial \bar{u}}{\partial y} - \rho \overline{u'v'} = \tau_l + \tau_t \quad (2.6)$$

O termo τ representa a tensão de atrito que é sentida através de uma camada turbulenta nas proximidades de uma parede. Essa tensão é o resultado da contribuição da tensão laminar τ_l e da tensão turbulenta τ_t na transmissão da quantidade de movimento numa camada turbulenta (Oliveira & Lopes, 2010). A contribuição de cada uma delas varia consoante a distância a que se encontra da parede sendo que, nas proximidades da parede, a tensão laminar é a que prevalece e, na zona mais afastada da parede, a tensão turbulenta é que prevalece. Entre estas zonas, existe uma zona intermédia na qual ambas as tensões, laminar e turbulenta, tem o mesmo grau de importância (White, 2009). Considera-se então que a camada turbulenta pode ser dividida em três zonas possibilitando a interpretação da importância das tensões num escoamento, nomeadamente no ajuste do perfil de velocidades, e o comportamento da distribuição de velocidade média $\bar{u}(y)$ nas proximidades da parede tal como mostrado na figura (2.2).

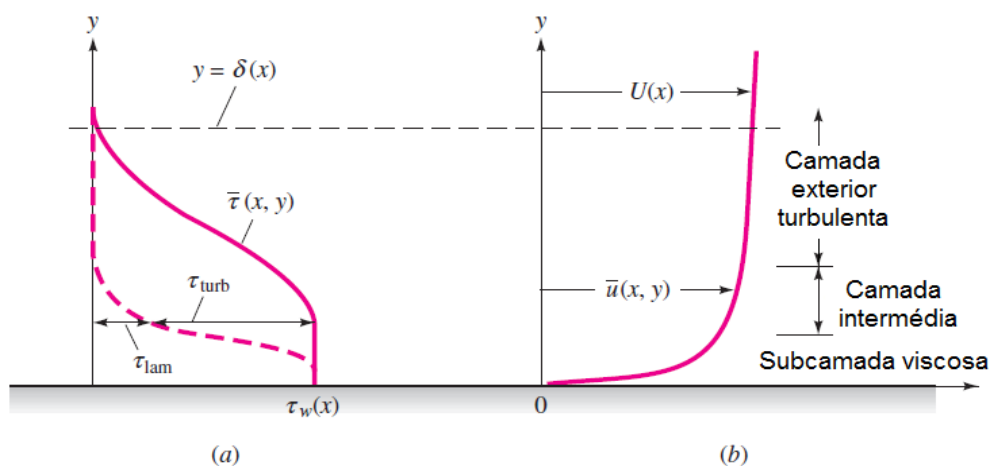


Figura 2.2 Importância da tensão e distribuição de velocidade numa camada turbulenta nas proximidades de uma parede. (a) variação da tensão em y (b) perfil de velocidade em camada limite turbulenta (White, 2009; Oliveira & Lopes, 2010)

Estas três zonas são denominadas da seguinte forma (White, 2009; Oliveira & Lopes, 2010):

- Subcamada viscosa: onde a tensão laminar prevalece

- Camada intermédia ou subcamada inercial: onde a tensão laminar e a tensão turbulenta têm a mesma ordem de grandeza.
- Camada exterior turbulenta: onde a tensão turbulenta prevalece.

Para a camada mais próxima da parede, a subcamada viscosa, Prandtl, citado em Oliveira & Lopes (2010), deduziu que a velocidade média depende da tensão de atrito parietal $\tau_w = \mu \left(\frac{\partial \bar{u}}{\partial y} \right)_{y=0}$, das propriedades do fluido massa volúmica ρ e viscosidade dinâmica μ e da coordenada y , e que deve ser independente da espessura da camada limite δ . Isto pode ser escrito da seguinte forma (Oliveira & Lopes, 2010):

$$\bar{u} = f(\tau_w, \rho, \mu, y) \quad (2.7)$$

Esta relação pode ser escrita sob a forma da equação (2.8) através da análise dimensional (Oliveira & Lopes, 2010):

$$\frac{\bar{u}}{u_\tau} = F\left(\frac{y u_\tau}{\nu}\right) \quad (2.8)$$

equação que representa a chamada lei da parede.

A velocidade de atrito u_τ representada na equação (2.9), que não corresponde a uma velocidade de escoamento, apesar de ter uma dimensão de velocidade, tem uma importância significativa no perfil de velocidades onde o atrito parietal tem grande influência (White, 2009).

$$u_\tau = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} \quad (2.9)$$

Conforme já dito, na zona de subcamada viscosa verifica-se o predomínio das forças viscosas e verifica-se que

$$\tau_w = \mu \frac{\bar{u}}{y} \quad (2.10)$$

ou, substituindo τ_w :

$$\frac{\bar{u}}{u_\tau} = \frac{y u_\tau}{\nu} \quad (2.11)$$

que é chamada de lei interna de parede que segue uma relação viscosa linear e onde ν representa a viscosidade cinemática.

Assim, as três zonas de camada turbulenta podem ser classificadas por intervalos de valores de $\frac{yu_\tau}{\nu}$ que varia de 0 a 5 para a subcamada viscosa, 5 a 70 para a camada intermédia e superior a 70 para a camada exterior.

De modo a caracterizar a distribuição de velocidades na proximidade de uma parede, existem um conjunto de leis que constituem a lei da parede e que são baseadas em valores experimentais, sendo estas leis semiempíricas. Contudo, na zona mais próxima da parede (subcamada laminar), uma lei linear (lei interna de parede) é aplicável; na camada intermédia aplica-se a lei de defeito de velocidade, e, na zona mais afastada da parede, a lei logarítmica.

A lei de defeito de velocidade resultou de uma dedução de Karman, citado em White (2009), que considerou, no caso da camada exterior, que a velocidade média \bar{u} é independente da velocidade molecular e que o seu desvio em relação a velocidade exterior U é dependente da espessura da camada limite δ , da massa específica ρ , da tensão parietal τ_w e da coordenada y . O desvio da velocidade média \bar{u} em relação a velocidade exterior U pode ser escrito da seguinte forma (White, 2009):

$$(U - \bar{u}) = g(\delta, \rho, \tau_w, y) \quad (2.12)$$

Esta relação pode ser escrita da seguinte forma através da análise dimensional (White, 2009):

$$\frac{(U - \bar{u})}{u_\tau} = G\left(\frac{y}{\delta}\right) \quad (2.13)$$

A igualdade $U - \bar{u} = 0$ corresponde à coordenada $y = \delta$. Esta lei, juntamente com a lei da parede, devem sobrepor-se na camada intermédia. Para tal ser verdade, a velocidade na camada intermédia tem de variar logaritmicamente segundo y (White, 2009):

$$\frac{\bar{u}}{u_\tau} = \frac{1}{\kappa} \ln \frac{yu_\tau}{\nu} + B \quad (2.14)$$

onde $\kappa \cong 0,41$ é a chamada constante de von Karman e $B \cong 5,0$. Esta equação é chamada de lei logarítmica da camada intermédia.

A lei logarítmica pode aproximar praticamente todo o perfil de velocidades se, na zona da camada exterior, não se verificarem grandes gradientes de pressão longitudinais e, como a subcamada viscosa apresenta pequena extensão comparativamente ao restante perfil de velocidades, pode ser desprezada como mostrado na Figura (2.3). A lei

logarítmica constitui então uma boa aproximação para a totalidade do perfil de velocidades, em regime turbulento (White, 2009).

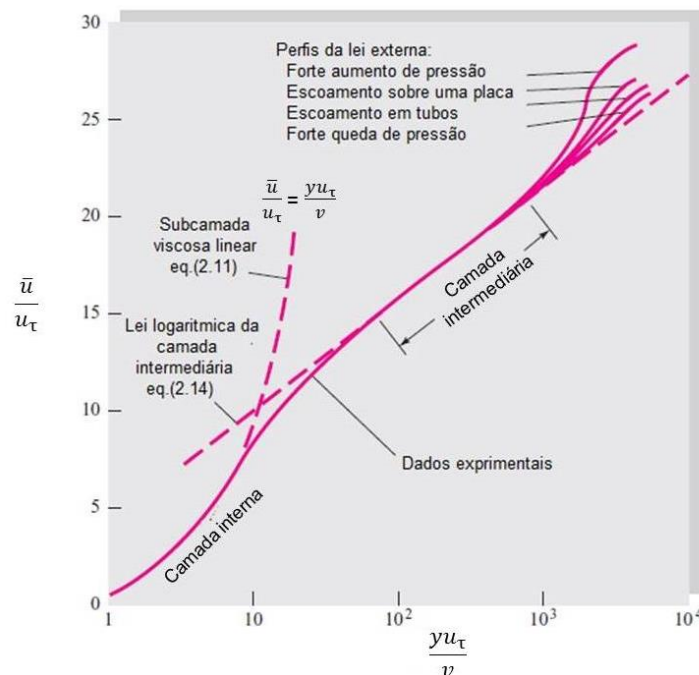


Figura 2.3 Perfil de velocidade médio junto a parede em regime turbulento, dados experimentais e leis da parede (White, 2009)

2.2.2. Espessura da camada limite turbulenta

De modo a determinar a espessura da camada limite no interior da conduta, utiliza-se como aproximação o cálculo da espessura da camada limite para uma placa plana, mas sendo neste caso para duas placas paralelas.

Dando continuidade à seção anterior, as duas camadas limite geradas encontrar-se-ão no eixo central da conduta e, consoante o diâmetro da conduta, pode ocorrer, ou não, o desenvolvimento da camada limite turbulenta. No caso da camada limite ser laminar, o escoamento é laminar, no caso de se desenvolver a camada limite turbulenta, o escoamento é turbulento (Caqueret et al., 2015). No interior da camada limite turbulenta, manter-se-á uma zona em que o escoamento continua laminar junto à parede, zona esta chamada subcamada laminar. A espessura da subcamada laminar no interior de uma conduta é dada pela seguinte expressão (Caqueret et al., 2015):

$$\frac{\delta_{sublam}}{d} = 60Re^{-\frac{7}{8}} \quad (2.15)$$

É na camada limite em que acontecem os principais fenómenos de transferência de matéria e problemas de resistência (Caqueret et al., 2015).

O perfil de velocidades, como foi visto na secção (2.2.1), dá informações sobre o desenvolvimento da camada limite. A partir do perfil de velocidades no interior da camada limite, é possível determinar a espessura da camada limite δ , tendo em conta que a velocidade em δ corresponde à 99% do valor da velocidade do escoamento potencial V_∞ (Oliveira & Lopes, 2010).

Retomando, então, a lei logarítmica representativa da variação do perfil de velocidade no interior da camada limite turbulenta (Oliveira & Lopes, 2010):

$$\frac{u}{u_\tau} = \frac{1}{0,41} \ln \frac{yu_\tau}{\nu} + 5,0 \quad (2.16)$$

No limite da camada limite, δ , passa-se a escrever da seguinte forma (Oliveira & Lopes, 2010):

$$\frac{V_\infty}{u_\tau} = \frac{1}{0,41} \ln \frac{\delta u_\tau}{\nu} + 5,0 \quad (2.17)$$

Definindo agora o coeficiente de atrito, tendo em conta a expressão da velocidade de atrito u_τ , como sendo (Oliveira & Lopes, 2010):

$$C_f = \frac{\tau_w}{\frac{1}{2}\rho V_\infty^2} \Rightarrow \frac{V_\infty}{u_\tau} = \sqrt{\frac{2}{C_f}} \Leftrightarrow \frac{\delta u_\tau}{\nu} = \frac{\delta V_\infty}{\nu} \sqrt{\frac{2}{C_f}} \Rightarrow \frac{\delta u_\tau}{\nu} = Re_\delta \sqrt{\frac{C_f}{2}} \quad (2.18)$$

$$\sqrt{\frac{2}{C_f}} = \frac{1}{0,41} \ln \left(Re_\delta \sqrt{\frac{C_f}{2}} \right) + 5,0 \quad (2.19)$$

Verifica-se que o coeficiente de atrito depende do número de Reynolds mas de modo implícito. Prandtl, citado em Oliveira & Lopes (2010), aproximou então essa relação para uma equação explícita (Oliveira & Lopes, 2010):

$$C_f \approx 0,02 Re_\delta^{-\frac{1}{6}} \quad (2.20)$$

Pode-se assim escrever τ_w em função de δ :

$$\tau_w = C_f \frac{1}{2} \rho V_\infty^2 \approx 0,02 Re_\delta^{-\frac{1}{6}} \frac{1}{2} \rho V_\infty^2 \quad (2.21)$$

A equação deduzida para a espessura da camada limite turbulenta é a seguinte (Oliveira & Lopes, 2010):

$$\frac{\delta}{x} \cong \frac{0,16}{Re_x^{\frac{1}{7}}} \quad (2.22)$$

que é usada para valores de número de Reynolds superiores a 10^6 . No caso do número de Reynolds ser inferior a 10^6 , é necessário usar a expressão para camada limite laminar, segundo a equação (2.23) (White, 2002).

$$\frac{\delta}{x} \cong \frac{5,0}{\sqrt{Re_x}} \quad (2.23)$$

2.3. Perda de carga no interior de condutas de secção rectangular

2.3.1. Diâmetro hidráulico e coeficiente de perda de carga

Através da utilização de um parâmetro de comprimento característico, é possível relacionar o comportamento de um escoamento numa conduta de secção não circular com o de um escoamento numa conduta de secção circular. Um dos parâmetros que permite realizar esta relação, é o chamado “diâmetro hidráulico”, que é dado pela seguinte equação (White, 2002):

$$D_h = \frac{4A}{P_m} \quad (2.24)$$

em que A representa a área da secção transversal da conduta e P_m indica o perímetro molhado que inclui todas as superfícies sobre as quais actua a tensão parietal. Para o caso de secções não circulares, o termo τ_w passa a assumir um valor médio pois a tensão parietal não é constante ao longo do perímetro da secção.

Neste estudo, a secção da conduta na qual se efetuam os ensaios é rectangular. Então, o perímetro molhado é dado por:

$$P_m = 2 \times (H + L) \quad (2.25)$$

onde H é a altura da secção transversal rectangular e L é a largura da secção transversal rectangular.

Considerando o escoamento no interior de uma conduta, de secção transversal não circular e propriedades do fluido constantes pelo princípio da continuidade ($A_1 u_1 = A_2 u_2$; $\rho = const$), e escoamento estacionário, recorrendo à primeira lei da termodinâmica

vem (considerando que não existem trocas de calor nem realização de trabalho mecânico) (Oliveira & Lopes, 2010):

$$\frac{p_1}{\rho g} + \frac{V_1^2}{2g} + z_1 = \frac{p_2}{\rho g} + \frac{V_2^2}{2g} + z_2 + h_f \quad (2.26)$$

em que h_f representa a perda de carga ao longo de um trecho da conduta, por ação do atrito viscoso num comprimento ΔL . Considerando que o escoamento na conduta é horizontal ($z_1=z_2$) e que o escoamento é totalmente desenvolvido, é possível verificar (Mendes, 2006):

$$h_f = \frac{p_1 - p_2}{\rho g} = \frac{\Delta p}{\gamma} \quad (2.27)$$

Aplicando a relação de conservação da quantidade de movimento a este trecho de conduta, e sabendo que h_f é originado pelo atrito na parede τ_w que, por sua vez, é função do perfil de velocidade na vizinhança da parede, é possível relacionar h_f com τ_w (White, 2002):

$$\Delta p A - \rho g A \Delta z - \tau_w P_m \Delta L = 0 \quad (2.28)$$

Como considerado anteriormente, a conduta é horizontal então $\Delta z=0$. Tendo em conta a expressão da perda de carga (2.27) e a expressão (2.28) (White, 2002):

$$h_f = \frac{\tau_w}{\gamma} \frac{\Delta L}{A/P_m} \quad (2.29)$$

Relacionando τ_w com as condições do escoamento, o diâmetro da conduta (que para o caso de secção não circular será o diâmetro hidráulico) e a altura de rugosidade, ε , é possível resolver o problema de perda de carga em condutas (White, 2002).

$$\tau_w = F(\rho, u, \mu, d, \varepsilon) \quad (2.30)$$

Através da análise dimensional, é possível simplificar esta relação obtendo a seguinte formulação (White, 2002):

$$\frac{\tau_w}{\rho V^2} = F\left(\frac{\rho V d}{\mu}, \frac{\varepsilon}{d}\right) \quad (2.31)$$

na qual o diagrama de Moody se baseia. O primeiro membro representa a relação entre as forças de atrito e as forças de inércia. A partir desta relação, é definido o factor de atrito de Darcy (ou coeficiente de perda de carga) (White, 2002):

$$f = \frac{8\tau_w}{\rho V^2} \quad (2.32)$$

Substituindo τ_w na equação (2.32), é obtida uma relação entre a perda de carga de uma conduta e o fator de atrito f (White, 2002):

$$h_f = f \frac{\Delta L}{4A/P_m} \frac{V^2}{2g} \quad (2.33)$$

em que através da equação (2.24) resulta a equação (2.34) (White, 2002).

$$h_f = f \frac{\Delta L V^2}{D_h 2g} \quad (2.34)$$

Assim, é possível correlacionar os dados para condutas de secção não circular através do diagrama de Moody, que não fornece os valores exatos como se o escoamento fosse numa conduta circular mas, para o caso de escoamentos turbulentos, o diâmetro hidráulico constitui um parâmetro razoavelmente preciso numa faixa de $\pm 15\%$ (White, 2002). O diâmetro hidráulico é a dimensão característica que é utilizada na descrição do escoamento numa conduta de secção não circular.

2.3.2. Perda de carga em regime turbulento

Considerando o escoamento totalmente desenvolvido e a lei logarítmica para aproximação da totalidade do perfil de velocidades, desprezando a influência da subcamada viscosa e designando a distância à parede y por $(R-r)$ (White, 2002):

$$\frac{u}{u_\tau} \cong \frac{1}{0,41} \ln \frac{(R-r)u_\tau}{\nu} + 5,0 \quad (2.35)$$

em que R é o raio máximo de uma conduta e r a coordenada radial. Calculando a velocidade média do perfil $V = \frac{Q}{A}$ (White, 2002):

$$\frac{V}{u_\tau} \cong \frac{1}{\pi R^2} \int_0^R \left[\frac{1}{0,41} \ln \frac{(R-r)u_\tau}{\nu} + 5,0 \right] 2\pi r dr \quad (2.36)$$

Substituindo u_τ e relacionando o fator de atrito de Darcy, é possível, através da lei logarítmica e do cálculo da velocidade média, relacionar o fator de atrito e o número de Reynolds para escoamentos turbulentos no interior de condutas. Assim, Prandtl, citado em White (2002), deduziu a seguinte expressão para correlacionar os dados de atrito para o caso de escoamento turbulento (White, 2002):

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = 2,0 \log(Re_d \sqrt{f}) - 0,8 \quad (2.37)$$

Em alternativa a esta expressão para o cálculo do fator de atrito, a solução de Blasius, citado em White (2002), possui uma fórmula de resolução mais simples (White, 2002):

$$f \cong \frac{0,316}{Re_d^{1/4}} \quad 4000 < Re_d < 10^5 \quad (2.38)$$

onde, ao contrário da expressão proposta por Prandtl, citado em White (2002), o fator de atrito f é calculado de forma explícita sendo esta formulação válida para o intervalo $4000 < Re_d < 10^5$ do número de Reynolds. Por sua vez, Colebrook, citado em White (2002), propôs também uma outra formulação explícita para o cálculo do factor de atrito f (White, 2002):

$$f \cong \left(1,8 \log \frac{Re_d}{6,9}\right)^{-2} \quad (2.39)$$

As expressões propostas por estes três autores traduzem a curva de tubo liso presente no diagrama de Moody na zona de regime turbulento.

A velocidade máxima no interior de uma conduta pode ser calculada, utilizando a equação (2.40), onde para o caso da conduta de secção circular $r=0$ e no caso de uma conduta rectangular de altura $2h$, y será igual a h (Oliveira & Lopes, 2010):

$$\frac{u_{m\acute{a}x}}{u_\tau} \cong \frac{1}{0,41} \ln \frac{Ru_\tau}{\nu} + 5,0 \quad (2.40)$$

É de notar que para o escoamento turbulento, a razão entre a velocidade média e a velocidade máxima do escoamento é superior à da verificada em escoamento laminar (Oliveira & Lopes, 2010):

$$\left(\frac{V}{u_{m\acute{a}x}}\right)_{tur} > \left(\frac{V}{u_{m\acute{a}x}}\right)_{lam} = 0,5 \quad (2.41)$$

É possível verificar esta condição através da representação esquemática dos perfis de velocidade para cada um dos regimes de escoamento, laminar e turbulento representados na figura (2.4). Para o caso de escoamento turbulento, o perfil de velocidade é espalhado no centro e reduz-se abruptamente para zero na parede, sendo os gradientes parietais de velocidade mais elevados para este caso e, para uma mesma velocidade média, o atrito parietal é superior do que em regime laminar. Ainda que se pretenda obter uma superfície totalmente lisa no interior de condutas, haverá sempre a presença de rugosidade parietal, o que poderá afetar o escoamento de modo mais ou menos significativo (White, 2002; Oliveira & Lopes, 2010).

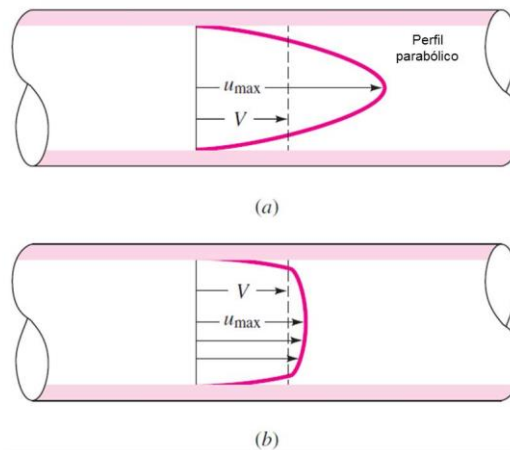


Figura 2.4 Perfis de velocidade, para um mesmo valor de velocidade média: (a) escoamento laminar; (b) escoamento turbulento (White, 2009)

2.3.1. Efeito da rugosidade sobre o escoamento turbulento

Através de trabalhos experimentais, foi observado que a rugosidade superficial tem influência sobre a resistência ao atrito, sendo o efeito da rugosidade superficial desprezável no caso de escoamentos laminares, mas significativo em escoamentos turbulentos (White, 2009). Uma relação entre o fator de atrito e o perfil de velocidade pode ser usada no caso de paredes rugosas, como no caso de condutas lisas. Em medições de perfis de velocidades em escoamento turbulento com paredes rugosas, realizadas por Nikuradse, citado em White (2002), verificou-se que uma altura de rugosidade, ε , causará o deslocamento do perfil da lei logarítmica de uma quantidade de $\ln(\varepsilon u_\tau / \nu)$. Em função de ε é necessário considerar três regimes (Schlichting, 1979):

- Regime hidraulicamente liso: $0 \leq \frac{\varepsilon u_\tau}{\nu} \leq 5$; A altura da rugosidade é tão pequena que todas as suas saliências estão contidas no interior da subcamada laminar. O factor de atrito depende do número de Reynolds. $f = \phi(Re)$
- Regime de transição: $5 \leq \frac{\varepsilon u_\tau}{\nu} \leq 70$; saliências de ε saem para além da subcamada laminar, onde há uma resistência adicional em relação ao tubo liso que é devida ao arrasto causado pelas saliências na camada limite. $f = \phi\left(\frac{\varepsilon}{R}, Re\right)$
- Regime totalmente rugoso: $\frac{\varepsilon u_\tau}{\nu} > 70$; todas as saliências saem para além da subcamada laminar e a maior parte da resistência deve-se ao arrasto que atua sobre elas, por isso a lei de atrito torna-se quadrática. $f = \phi\left(\frac{\varepsilon}{R}\right)$

Como mencionado acima, devido à rugosidade, ocorrerá um desvio do perfil logarítmico. De modo a quantificar e corrigir esse desvio, medições experimentais, para o caso de $(\varepsilon u_\tau / \nu) > 70$, levaram à seguinte lei logarítmica modificada (White, 2002; Oliveira & Lopes, 2010):

$$\frac{u}{u_\tau} \cong \frac{1}{0,41} \ln \frac{(R-r)u_\tau}{\nu} + 5,0 - \left(\frac{1}{0,41} \ln \frac{\varepsilon u_\tau}{\nu} - 3,5 \right) = \frac{1}{0,41} \ln \frac{(R-r)}{\varepsilon} + 8,5 \quad (2.42)$$

sendo o termo $\frac{1}{0,41} \ln \frac{\varepsilon u_\tau}{\nu} - 3,5$ o correspondente ao desvio. O termo de viscosidade deixa de estar presente, demonstrando que o perfil de velocidade no caso de escoamento totalmente rugoso é independente da viscosidade e, conseqüentemente, do número de Reynolds (White, 2002; Oliveira & Lopes, 2010).

Portanto, para o caso de regime totalmente rugoso, partindo da lei logarítmica e considerando o desvio do perfil logarítmico, obtém-se a seguinte correlação, a qual é independente do número de Reynolds (White, 2002):

$$\frac{1}{\sqrt{f}} \cong -2,0 \log \frac{\varepsilon/d}{3,7} \quad (2.43)$$

Por forma a dar resposta aos três regimes de rugosidade, Colebrook, citado em White (2002), combinou as correlações para parede lisa e escoamento totalmente rugoso sugerindo a equação (2.44) (White, 2002).

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2,0 \log \left(\frac{\varepsilon/d}{3,7} + \frac{2,51}{Re_d \sqrt{f}} \right) \quad (2.44)$$

para a qual o cálculo de f é mais complexo, pois a fórmula está na forma implícita e será necessário efetuar iterações para chegar a um valor de f . De modo a facilitar o cálculo de f , Haaland, citado em White (2002), propôs uma fórmula em que o f já se encontra na forma explícita (White, 2002; Oliveira & Lopes, 2010):

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -1,8 \log \left[\frac{6,9}{Re_d} + \left(\frac{\varepsilon/d}{3,7} \right)^{1,11} \right] \quad (2.45)$$

As expressões do fator de atrito transcritas neste documento estão traçadas graficamente no diagrama de Moody, sendo estas últimas aquelas que representam a zona de escoamento turbulento, como representado na figura (2.5). Este diagrama pode ser utilizado tanto para escoamentos no interior de condutas de secção circular como para

condutas de secção não circular, no qual se efetua a relação entre a perda de carga, o fator de atrito, número de Reynolds e rugosidade relativa numa conduta.

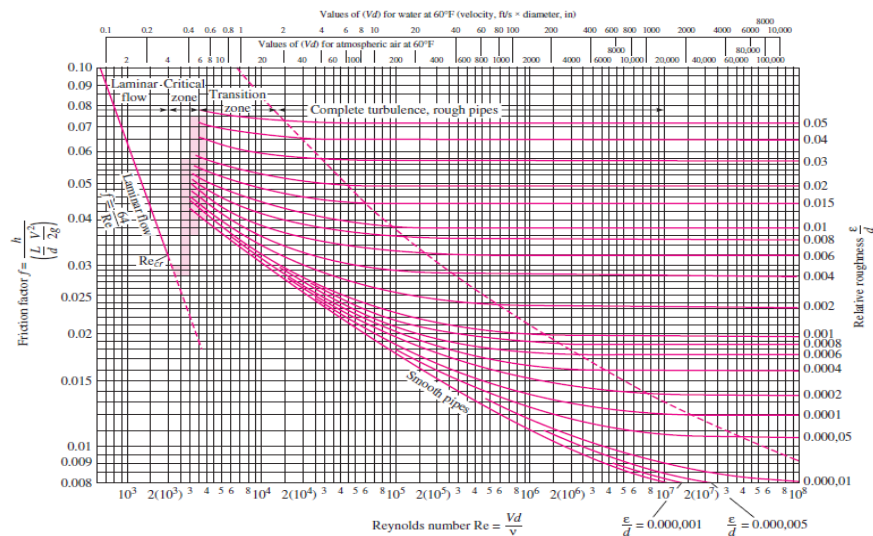


Figura 2.5 Diagrama de Moody (White, 2009)

2.4. Sondas do tipo Irwin

As sondas do tipo Irwin podem também ser chamadas de sondas de tensão parietal. Pretende-se calibrar estas sondas de modo a que sejam um medidor de tensão parietal, através das diferenças de pressão obtidas ao longo de uma conduta de secção transversal rectangular variável, obter-se-ão valores de tensão parietal da conduta.

Estas sondas permitem a medição de um diferencial de pressão estática entre dois pontos, em que um se encontra à superfície da conduta e outro ligeiramente acima. Na figura (5.6) são apresentadas as dimensões utilizadas para a construção das sondas usadas neste trabalho.

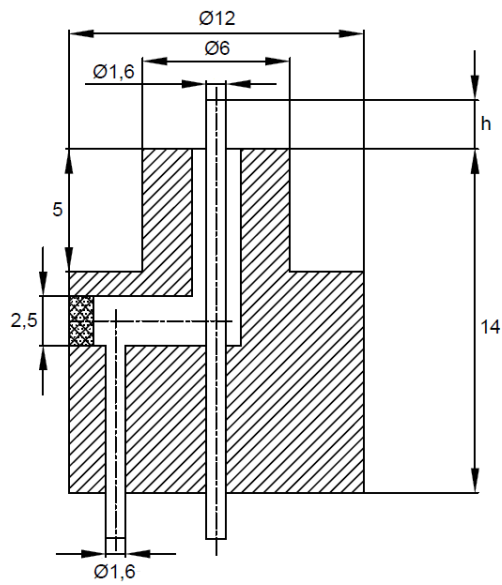


Figura 2.6 Dimensões das sondas do tipo Irwin (dimensões em mm)

A altura do tubo saliente, h , da sonda pode variar. Neste trabalho são utilizadas sondas com alturas h iguais a 2mm, 5mm e 6mm, sendo que as restantes dimensões se mantêm (figura 2.6). Daqui em diante, as sondas de tipo Irwin serão chamadas de sondas Irwin.

3. MODELO EXPERIMENTAL

Foi construída uma conduta em madeira com um comprimento inicial de 2,5 metros, de secção transversal retangular variável, de topo móvel que permite, neste caso, obter quatro relações largura-altura. No topo foram colocadas tomadas de pressão estática com uma distância uniforme de 125 milímetros entre tomadas sucessivas. Esta conduta foi acoplada a um ventilador radial e a respetiva conduta circular por meio de uma manga de plástico (figura 3.1).

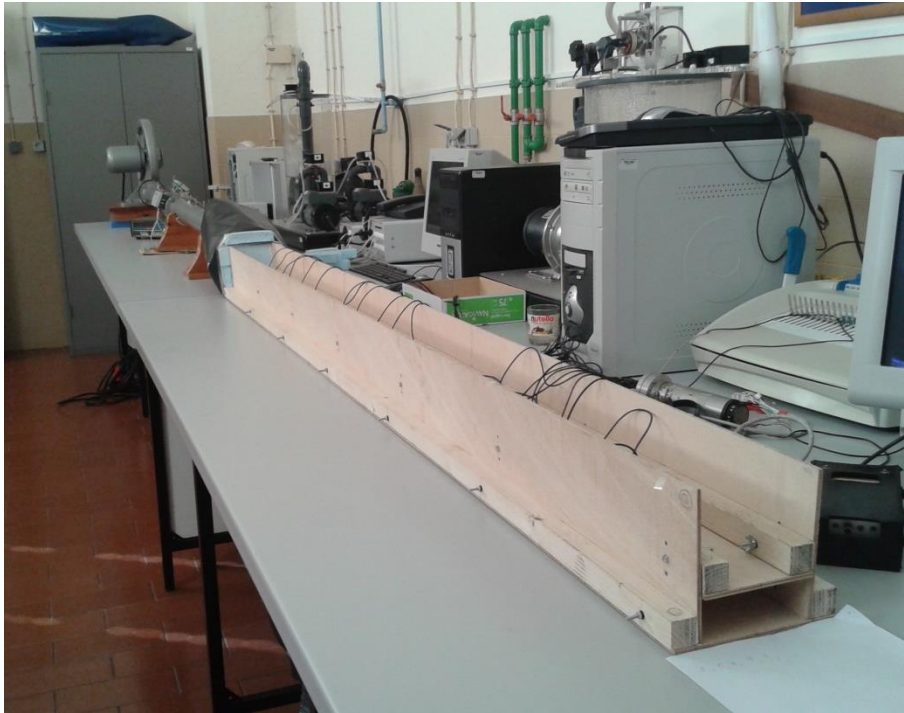






Figura 3.1 Conduta rectangular de 2,5 metros

As diferentes configurações possíveis da conduta estão representadas na tabela (3.1) com a respetiva relação L:H, em que L e H representam a largura e a altura da secção transversal rectangular, respectivamente.

Tabela 3.1. Diferentes configurações da conduta

L:H	Configuração	L(mm)	H(mm)
4:1		120	30
2,67:1		120	45
2:1		120	60
1,03:1		120	116

O caudal de ar no ventilador foi regulado pela obstrução da entrada circular do ventilador através de placas de madeira furadas com diversos diâmetros d_a , sendo o diâmetro de entrada do ventilador de cerca de 110mm. Na figura (3.2) podem ser visualizadas as diversas placas de madeira furadas e a entrada do ventilador obstruída por uma delas.

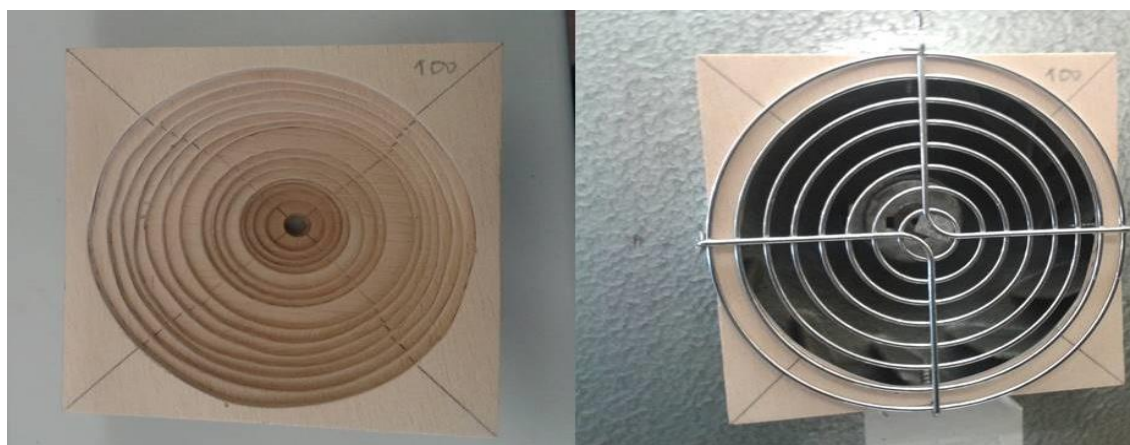


Figura 3.2 Placas de madeira furadas e entrada de ar do ventilador parcialmente obstruída com uma das placas

O comprimento de 2,5 m revelou não ser um comprimento suficiente para a obtenção de um escoamento totalmente desenvolvido. Foi então construída uma extensão da conduta, com as mesmas configurações, passando então a ter uma conduta de 5 m de comprimento, como pode ser visualizada na figura (3.3).



Figura 3.3 Conduta de secção rectangular de comprimento total de 5 metros

3.1. Aquisição de dados

Para aquisição de dados de pressão média estática, nas tomadas de pressão, os tubos de plástico foram ligados a uma Scanivalve de 48 canais que, por sua vez, está ligada a um transdutor Multur que opera numa faixa de ± 1000 Pa e uma escala de precisão $\pm 0,5$ Pa. O transdutor fornece a diferença de pressão registada em cada tomada relativamente à pressão ambiente.

Foram realizados cinco ensaios para cinco caudais diferentes mantendo as mesmas condições de ensaio (altura da conduta e caudal), para duas frequências de aquisição distintas, para a medição de pressão estática na conduta e estudo de repetibilidade. Para este último, foi calculado um coeficiente de variação, c_v , para ambas as frequências, dado pela seguinte expressão, expresso em percentagem:

$$c_v = \frac{\sigma}{\bar{x}} \times 100 \quad (3.1)$$

em que σ corresponde ao desvio padrão e \bar{x} corresponde à média aritmética dos valores de pressão dos ensaios realizados.

Após os diversos ensaios de repetibilidade, foi definida uma amostra de 750 pontos, adquirida a uma frequência de 50Hz para a recolha dos dados de pressão estática ao longo da conduta. Assim o tempo de aquisição de pressão, em cada tomada, foi de:

$$t_a = \frac{\textit{amostra}}{\textit{frequência de aquisição}} = \frac{750}{50} = 15 \text{ s} \quad (3.2)$$

De modo a determinar o caudal, a velocidade média e o número de Reynolds no interior da conduta de secção rectangular, foram tomados valores de diferença de pressão num venturi presente na conduta de secção circular ligada ao ventilador através de valores médios recolhidos por um voltímetro. O transdutor de pressão usado opera num intervalo de [0,5] V para uma faixa de ± 2500 Pa. A expressão para determinar a diferença de pressão através do voltímetro é a seguinte:

$$\Delta p = 1000 U_{\textit{voltímetro}} - 2,500 \quad (3.3)$$

onde Δp é a diferença de pressão no venturi e $U_{\textit{voltímetro}}$ é a tensão medida pelo voltímetro. Considerou-se que o coeficiente de descarga do venturi era de aproximadamente 1 ($C_d \cong 1$). Através da equação de Bernoulli e da equação da continuidade, pode determinar-se o caudal na conduta circular, utilizando a seguinte equação:

$$Q_{\textit{teórico}} = \sqrt{\frac{\pi^2 \Delta p}{8 \times \rho_{ar} \times \left(\frac{1}{D_2^4} - \frac{1}{D_1^4} \right)}} \quad (3.4)$$

em que $Q_{\textit{teórico}}$ é o caudal teórico, Δp a diferença de pressão no venturi, D_1 e D_2 o diâmetro de entrada e saída do venturi, respectivamente. O caudal real é dado pela seguinte equação:

$$Q_{\textit{real}} = C_d \times Q_{\textit{teórico}} \Rightarrow Q_{\textit{real}} = Q_{\textit{teórico}} \quad (3.5)$$

Através da definição de caudal, no caso da conduta circular,

$$Q = V_{\textit{circular}} \times A_{\textit{circular}} \quad (3.6)$$

é possível determinar a velocidade média na conduta circular e, através da equação da continuidade, calcular a velocidade média na conduta de secção rectangular.

$$V_{circular} \times A_{circular} = V_{rectangular} \times A_{rectangular} \quad (3.7)$$

Obtida a velocidade média na conduta rectangular, é possível calcular o número de Reynolds, utilizando o diâmetro hidráulico:

$$Re_{D_h} = \frac{V_{rectangular} \times D_h}{\nu} \quad (3.8)$$

Os cálculos de caudal Q_{real} , velocidade média $V_{rectangular}$ e número de Reynolds Re_{D_h} na conduta rectangular foram efetuados para cada relação L:H para diversos caudais de ar no ventilador. O diâmetro hidráulico para cada relação L:H está descrito na seguinte tabela (3.2).

Tabela 3.2. Diâmetro hidráulico para as diferentes configurações da conduta

L:H	D_h (m)
4:1	0,048
2,67:1	0,065
2:1	0,080
1,03:1	0,118

3.2. Ensaio realizados

Como mencionado no início deste capítulo, os primeiros ensaios realizados revelaram que o comprimento da conduta não era o suficiente para obter um escoamento totalmente desenvolvido pois a queda de pressão ao longo da conduta não era linear. Então foi construída uma extensão da conduta com a mesma configuração passando a ter uma conduta de 5 m de comprimento. De modo a reduzir os turbilhões gerados no interior da manga e melhorar a entrada de ar na conduta, foram colocados favos de alumínio na secção de entrada e rede nas secções de entrada e de ligação das duas condutas. Após diversos ensaios realizados, foi verificada uma boa repetibilidade de tomada de valores de pressão ao longo da conduta e uma zona de escoamento aproximadamente desenvolvido.

Os ensaios foram realizados para as quatro relações L:H apresentadas na tabela (3.1), para diversos caudais com o intuito de obter diversos valores de número de Reynolds para a calibração das sondas Irwin, para a medição da tensão parietal da conduta. A zona

de escoamento desenvolvido, ao longo da qual a queda de pressão é linear, corresponde à zona de teste na qual são colocadas as sondas Irwin e para a qual são calculados os valores de perda de carga, fator de atrito e tensão parietal. Esta zona foi encontrada ao longo da extensão da conduta, representada na figura (3.4), onde se considerou a coordenada longitudinal $x=0$ à entrada desta.

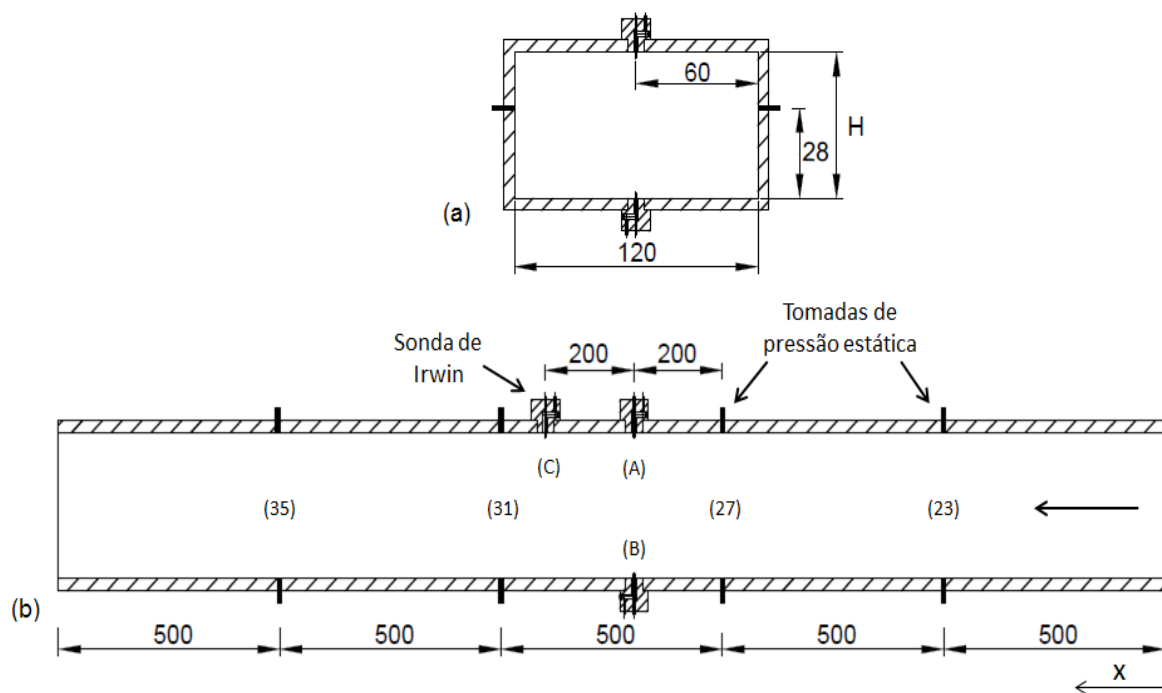


Figura 3.4 Representação esquemática da conduta (dimensões em mm): (a) Secção transversal; (b) Secção longitudinal

Nas quatro secções da conduta (23), (27), (31) e (35), que distam 50 cm entre elas (figura 3.4), foram colocadas tomadas de pressão estática adicionais em torno de cada uma delas, para medir em diversos pontos de cada secção o valor de pressão estática. Como a conduta é rectangular e o comportamento do escoamento é diferente do de uma conduta circular, devido ao efeito dos cantos, os valores de pressão diferem em diversos pontos que não sejam simétricos em relação ao ponto central da secção. Foi, então, para cada secção, calculada a pressão média e aproximaram-se os pontos através de uma equação linear, que demonstrou uma queda de pressão aproximadamente linear.

As sondas Irwin de altura $h=2$ mm estão posicionadas em (A), (B) e (C). As posições (A), (B) e (C) estão situadas na parede e correspondem à zona intermédia de escoamento desenvolvido da conduta. As sondas colocadas nessas posições foram sujeitas a calibração, usando as pressões medidas pelas tomadas de pressão estática nas secções (23), (27), (31) e (35) para o cálculo da tensão parietal (figura 3.4). A tensão parietal pode

ser relacionada com a diferença de pressão ao longo de um troço da conduta, através do equilíbrio de forças, assumindo que o comportamento do escoamento é igual em toda a secção (desprezando o efeito dos cantos), através da seguinte relação (Oliveira & Lopes, 2010):

$$\tau_w \times A_{\text{superficial do troço da conduta}} = \Delta p_{\text{troço da conduta}} \times A_{\text{secção transversal}} \quad (3.9)$$

que corresponde a ter:

$$\tau_w \times P_m \Delta L = \Delta p_{\text{troço da conduta}} \times A_{\text{secção transversal}} \quad (3.10)$$

A partir desta relação, é possível obter a tensão parietal da conduta:

$$\tau_w = \frac{\Delta p}{\Delta L} \times \frac{A}{P_m} \quad (3.11)$$

onde Δp corresponde à diferença de pressão entre dois pontos e ΔL corresponde à distância entre esses dois pontos.

A equação (3.11) permite então obter os valores de tensão parietal, através da diferença de pressão ao longo da conduta obtidas pelas tomadas de pressão estáticas, sendo depois, esses valores relacionados com a diferença de pressão medida na sonda Irwin para os caudais de ar disponíveis.

A partir das pressões medidas pelas tomadas de pressão estática (figura 3.4), foi possível calcular o valor do fator de atrito, da tensão parietal e comparar o valor do fator de atrito, calculado a partir dos valores de perda da carga por atrito com os valores determinados através de valores de rugosidade obtidos através de ensaios experimentais.

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO DE RESULTADOS

4.1. Ensaio de repetibilidade

Como mencionado no capítulo anterior, foram realizados ensaios nos quais se estudou a repetibilidade dos valores de pressão. Os ensaios foram realizados para uma recolha de 900 valores de pressão em cada tomada de pressão a uma frequência de 30Hz e para uma recolha de 750 valores de pressão a uma frequência de 50Hz.

Para uma altura de 30mm da conduta (L:H=4:1) e para o caudal máximo fornecido pelo ventilador foi obtido o gráfico que se apresenta na figura (4.1).

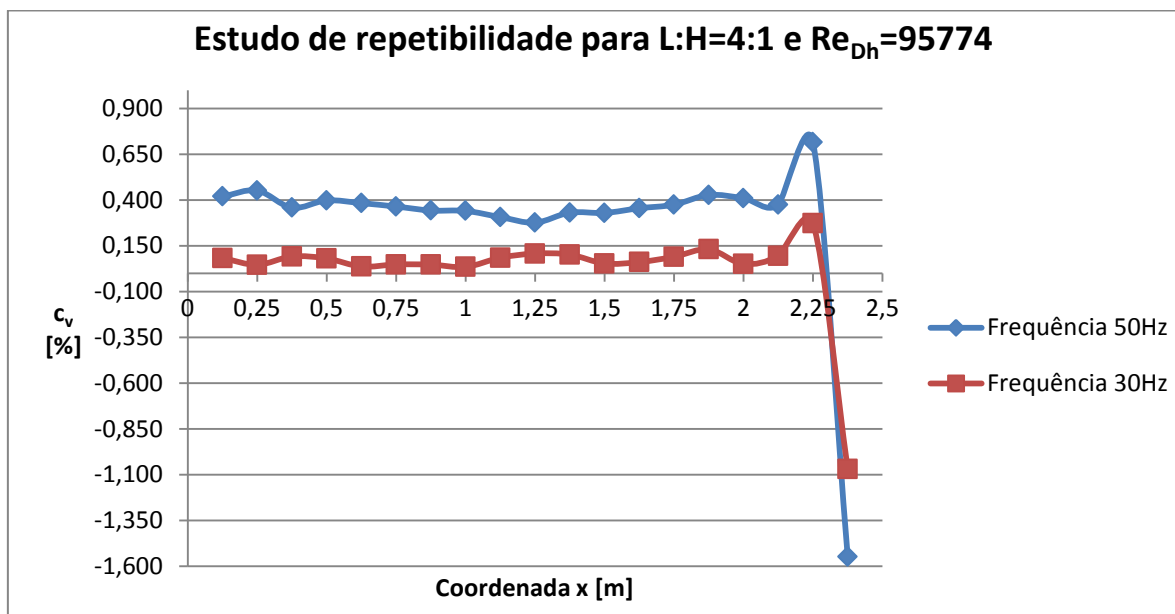


Figura 4.1 Coeficiente de variabilidade para H=30mm e $Re_{Dh}=95774$

Como se pode verificar pelo gráfico, o desvio de valores em relação à média para ambas as frequências é inferior a 1%. Sendo que um ensaio a uma frequência de 30Hz seria mais lento, uma frequência de 50Hz permite reduzir o tempo do ensaio obtendo-se uma boa repetibilidade. Verifica-se que perto do final da conduta o coeficiente de variabilidade é negativo porque as pressões estáticas medidas nessa zona são negativas.

Verificou-se que o comprimento de conduta de 2,5 m não era suficiente para se obter um escoamento totalmente desenvolvido, não se tendo verificado uma queda de pressão linear, com mostra a figura (4.2).

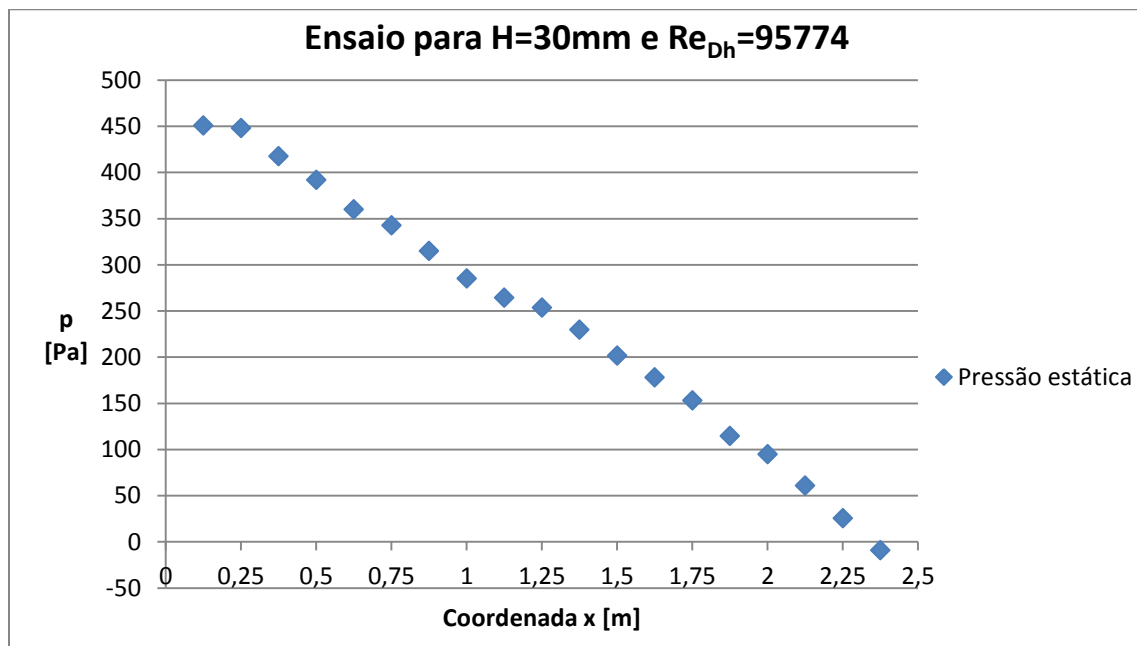


Figura 4.2 Valores de pressão obtidos ao longo da coordenada x da conduta

Através da figura (4.2), verifica-se que a pressão estática é negativa no final da conduta. Como o ar da conduta é descarregado diretamente para a atmosfera, perdendo assim toda a sua velocidade, ocorrerá um decréscimo da pressão estática, o que justifica a medição de valores negativos no troço final da conduta (Freitas, 2011).

4.2. Características do escoamento

De modo a obter uma diversidade de números de Reynolds, foram experimentados diversos diâmetros de passagem de ar pelo ventilador. Para cada relação L:H foi medido um valor médio de temperatura através de um termómetro digital, pois a temperatura terá influência no valor da massa volúmica do ar e, conseqüentemente, no valor do caudal. Os diversos valores de número de Reynolds obtidos para os vários diâmetros de passagem de ar para cada uma das relações L:H podem ser vistos nas tabelas (4.1), (4.2), (4.3) e (4.4). Estes valores foram obtidos aquando dos primeiros ensaios na conduta de 5 m, com o propósito de identificar a zona de escoamento desenvolvido e conhecer a distribuição de pressão ao longo do comprimento da conduta. Como é possível verificar, para diferentes diâmetros dos furos das placas de regulação do caudal, são obtidos números de Reynolds muito próximos sendo que não serão necessários valores tão

próximos para efeito de calibração das sondas Irwin, não sendo visível uma diferença apreciável na obtenção de resultados.

Tabela 4.1. Valores de caudal, velocidade média e número de Reynolds em função do diâmetro hidráulico para uma relação L:H de 4:1

d_a (mm)	$Q_{real}(m^3/s)$	$V_{rectangular}(m/s)$	Re_{Dh}
110	0,069	19,241	61638
90	0,068	19,013	60905
80	0,067	18,625	59665
70	0,064	17,826	57103
56	0,057	15,880	50869
51	0,055	15,223	48767
44	0,047	13,170	42189
35	0,037	10,386	33269
32	0,033	9,273	29707
27	0,023	6,388	20465
20	0,017	4,676	14979

Tabela 4.2. Valores de caudal, velocidade média e número de Reynolds em função do diâmetro hidráulico para uma relação L:H de 2,67:1

d_a (mm)	$Q_{real}(m^3/s)$	$V_{rectangular}(m/s)$	Re_{Dh}
110	0,096	17,769	77007
100	0,095	17,641	76449
95	0,094	17,474	75726
90	0,093	17,154	74341
85	0,091	16,906	73264
80	0,089	16,536	71661
75	0,086	15,975	69231
70	0,083	15,309	66345
56	0,070	12,885	55838
51	0,066	12,157	52683
44	0,055	10,238	44368
35	0,041	7,612	32988
32	0,036	6,751	29255
27	0,025	4,635	20087
20	0,018	3,327	14417
10	0,004	0,807	3497

Tabela 4.3. Valores de caudal, velocidade média e número de Reynolds em função do diâmetro hidráulico para uma relação L:H de 2:1

d_a (mm)	$Q_{real}(m^3/s)$	$V_{rectangular}(m/s)$	Re_{Dh}
110	0,124	17,205	92412
100	0,123	17,106	91770
95	0,121	16,834	90150
90	0,118	16,430	87983
85	0,115	15,919	85144
80	0,111	15,431	82535
75	0,106	14,688	78607
70	0,100	13,852	74090
56	0,081	11,222	60975
51	0,075	10,352	56249
44	0,060	8,323	45226
35	0,043	6,029	32882
32	0,038	5,258	28817
27	0,025	3,493	19177
20	0,018	2,554	13775
10	0,006	0,851	4592

Tabela 4.4. Valores de caudal, velocidade média e número de Reynolds em função do diâmetro hidráulico para uma relação L:H de 1,03:1

d_a (mm)	$Q_{real}(m^3/s)$	$V_{rectangular}(m/s)$	Re_{Dh}
110	0,124	8,908	70769
90	0,118	8,498	67591
80	0,111	7,977	63564
70	0,100	7,162	57137
56	0,081	5,820	46431
51	0,075	5,370	42844
44	0,060	4,334	34224
35	0,044	3,151	24880
32	0,038	2,755	21757
27	0,026	1,846	14563
20	0,018	1,324	10444
10	0,006	0,441	3482

4.3. Espessura da camada limite

Como referido no capítulo (2), de modo a determinar a espessura da camada limite no interior da conduta, utiliza-se como aproximação o cálculo da espessura da camada limite para uma placa plana, mas para o caso de duas placas paralelas. Portanto, é necessário determinar o valor do número de Reynolds Re_x , com base numa distância x a partir do início da conduta representada na figura (3.4). Esta espessura é calculada, para o comprimento de 1,2 m que corresponde à distância entre a entrada da conduta e a posição (A) onde está colocada a sonda (figura 3.4). Os cálculos são efetuados utilizando as equações (2.22) e (2.23), para os mesmos dados referidos das tabelas (4.1) a (4.4).

Tabela 4.5. Valores da espessura da camada limite para as diferentes relações L:H e caudais de ar para uma placa de comprimento de 1,2 m

L:H	4:1		2,67:1		2:1		1,03:1	
d_a (mm)	$Re_{x=1,2m}$	δ (mm)	$Re_{x=1,2m}$	δ (mm)	$Re_{x=1,2m}$	δ (mm)	$Re_{x=1,2m}$	δ (mm)
110	1540940	17,417	1411791	17,636	1386175	17,682	719890	4,911
90	1522631	17,447	1362915	17,725	1319741	17,807	687569	5,025
80	1491617	17,498	1313785	17,818	1238032	17,970	646597	5,182
70	1427569	17,608	1216328	18,015	1111343	18,249	581218	5,465
56	1271721	17,901	1023693	18,465	914623	4,357	472319	6,063
51	1219179	18,009	965856	4,240	843738	4,536	435822	6,312
44	1054733	18,386	813416	4,620	678391	5,059	348144	7,062
35	831735	4,569	604776	5,358	493235	5,933	253093	8,282
32	742668	4,835	536350	5,689	432260	6,337	221323	8,857
27	511620	5,825	368262	6,866	287651	7,769	148139	10,826
20	374468	6,809	264316	8,105	206624	9,166	106236	12,784
10			64106	16,457	68875	15,877	35419	22,140

Visto que para a conduta entram em linha de conta duas espessuras de camada limite, é possível ter conhecimento se interferem uma com a outra ou não. As camadas limite entram em contacto apenas para a situação em que L:H=4:1, para o caso em que a camada limite é turbulenta. Através da equação (2.22), pode calcular-se a que distância as camadas limite entram em contacto uma com a outra, para uma espessura de camada limite correspondente à metade da altura da conduta. Como a camada limite cresce com $x^{\frac{6}{7}}$ o valor da distância a que entram em contacto não difere de modo significativo. Através dos cálculos efetuados, elas entram em contacto em $x \cong 78$ cm. Esta é uma análise

simplificada visto que as camadas limite no interior da conduta podem ter influência uma sobre a outra.

4.4. Zona de escoamento totalmente desenvolvido

Para todas as relações L:H, e para todos os caudais experimentados, foi possível verificar uma queda de pressão linear entre quatro secções da conduta distantes de 50 cm entre si, entre 3 m e 4,5 m de conduta, zona que pode ser visualizada na figura (4.3), delimitada por as duas linhas verticais.

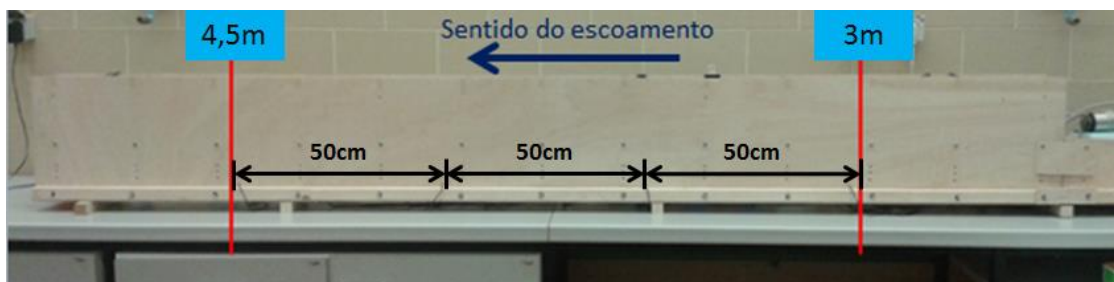


Figura 4.3 Zona de queda de pressão linear entre 4 secções da conduta, delimitada pelas linhas verticais

Esta queda de pressão linear pode ser observada graficamente através da aproximação de uma função linear. Como esta zona corresponde à segunda conduta, os resultados serão apresentados para os 2,5 m desta, como se pode verificar na figura (4.4), para um caudal de ar máximo para cada uma das relações L:H mencionadas na secção (4.2). Os gráficos para os diferentes caudais de ar e relações L:H podem ser visualizados no Anexo A.

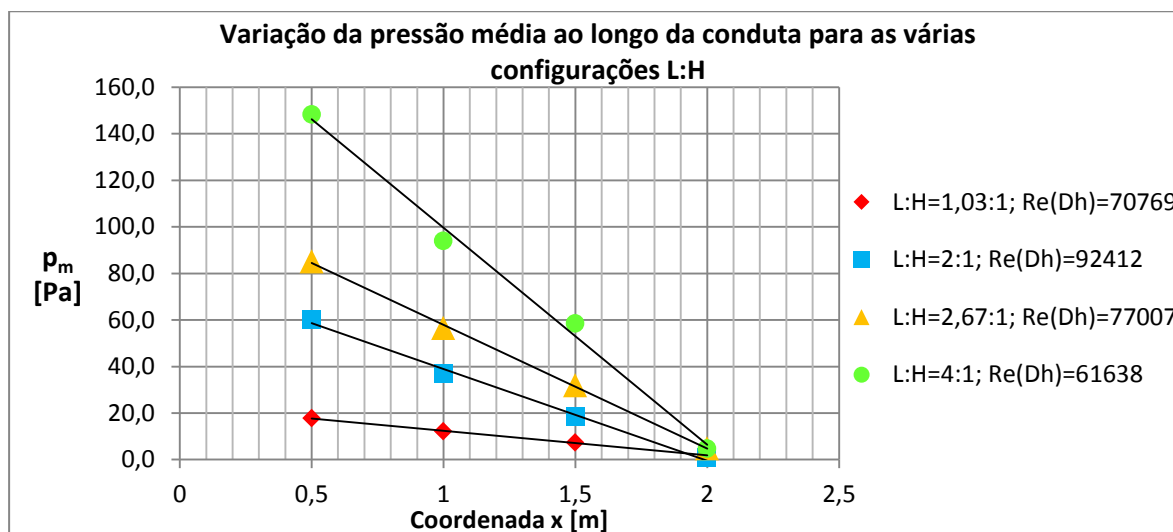


Figura 4.4 Variação da pressão média ao longo da conduta para as várias configurações L:H e caudal máximo

Foi possível verificar que, para caudais mais baixos, esse decaimento linear era menor, principalmente quanto maior for a secção transversal da conduta, pois as diferenças de pressão ao longo da conduta são também mais baixas.

4.5. Fator de atrito e rugosidade

Com os valores experimentais obtidos de distribuição de pressão ao longo da conduta e, recorrendo às equações (2.34) e (2.27), o fator de atrito pode ser determinado através da seguinte equação:

$$f = \frac{\Delta p}{\Delta L} \times \frac{D_h}{\rho V^2} \times 2 \quad (4.1)$$

Os valores obtidos sugerem a zona de tubo liso, e de modo a poder comparar os valores de fator de atrito, foram medidos experimentalmente valores de rugosidade da conduta. Sabendo o valor de rugosidade, o diâmetro hidráulico e o número de Reynolds, é possível determinar o valor de fator de atrito utilizando o diagrama de Moody (figura 2.5) ou a equação (2.45).

Foram realizados cinco ensaios para a medição da rugosidade, os valores medidos, segundo três parâmetros de rugosidade são apresentados na tabela (4.6). Para cada parâmetro de rugosidade, foi calculada a média dos valores obtidos nos cinco ensaios e este será o valor utilizado para determinar o fator de atrito para cada relação L:H e número de Reynolds Re_{Dh} . Os valores obtidos são muito díspares, e realizando mais ensaios de rugosidade, essa tendência iria manter-se. Isto deve-se a diversos fatores dos quais fazem parte o tipo de material utilizado na construção da conduta, a orientação das irregularidades e o estado da superfície.

Segundo Tavares (2007), “Ra, também designado por rugosidade média aritmética, é a média aritmética dos valores absolutos das ordenadas $Z(x)$ no interior de um comprimento de base l_r , (ISO 4287).”

Ra é dada pela equação (4.1):

$$Ra = 1/l_r \int |Z(x)| dx \quad (4.2)$$

A rugosidade média (R_z) corresponde à média aritmética dos cinco valores de rugosidade parcial, Z_i , em que Z_i corresponde à soma dos valores absolutos das ordenadas dos pontos

de maior afastamento, acima e abaixo da linha média (A Biblioteca Virtual do Estudante Brasileiro (2014), Tavares (2007)).

$$Rz = \frac{Z_1 + Z_2 + Z_3 + Z_4 + Z_5}{5} \quad (4.3)$$

O parâmetro Rq ou RMS corresponde a rugosidade quadrática média das ordenadas do perfil de rugosidade.

Tabela 4.6. Valores de rugosidade medidos experimentalmente

		ϵ (μm)		
Ensaio		Ra	Rz	Rq
1		3,17	22,09	4,01
2		7,8	43,91	10,09
3		3,57	27,24	4,72
4		7,14	43,58	9
5		5,3	33,67	6,58
Média		5,396	34,098	6,88
σ		1,850	8,690	2,358

Os valores de rugosidade relativa para cada relação L:H da conduta, para os três parâmetros de rugosidade, são apresentados na tabela (4.7).

Tabela 4.7. Valores médios da rugosidade relativa utilizando o diâmetro hidráulico para cada uma das relações L:H

		ϵ_m/D_h		
L:H	D_h (m)	Ra/ D_h	Rz/ D_h	Rq/ D_h
4:1	0,048	0,0001	0,0007	0,00014
2,67:1	0,065	0,00008	0,0005	0,00011
2:1	0,080	0,00007	0,0004	0,00009
1,03:1	0,118	0,00005	0,0003	0,00006

Para cada relação L:H e parâmetro de rugosidade, foram determinados os valores de fator de atrito e comparados graficamente com os valores obtidos através da equação (4.1) e os valores obtidos através do diagrama de Moody.

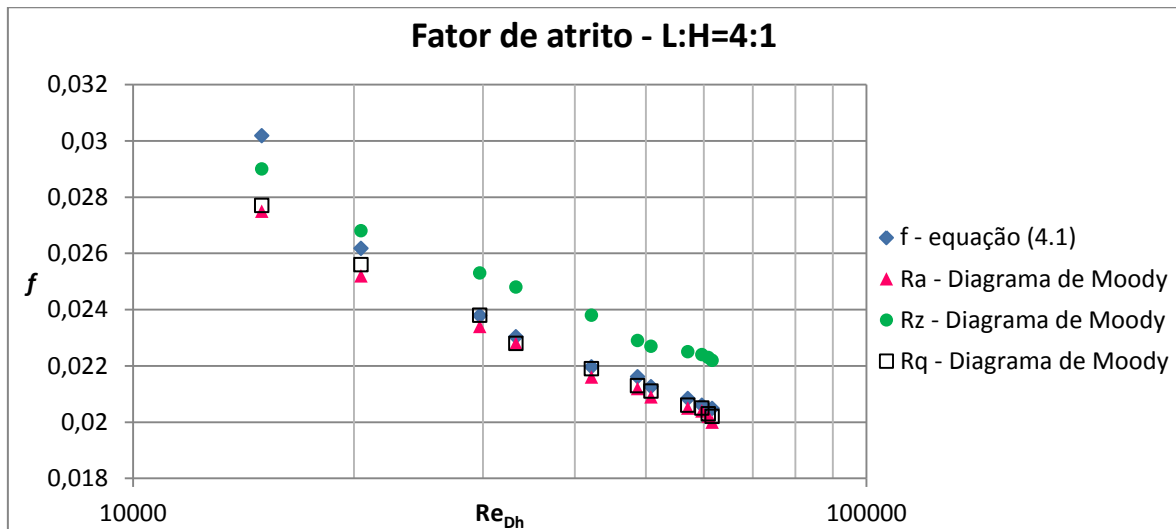


Figura 4.5 Fator de atrito obtido através da queda de pressão e através do diagrama de Moody, para a configuração L:H=4:1

Na figura (4.5) verifica-se que os valores do fator de atrito retirados do diagrama de Moody têm um comportamento semelhante sendo que os valores de f correspondente ao parâmetro Rz são os que apresentam um maior desvio em relação aos valores de f correspondentes aos parâmetros Ra e Rq e aos valores de f calculados através da equação (4.1). Este desvio tende a reduzir-se para valores mais altos de f enquanto que, para os parâmetros Ra e Rq, o desvio aumenta.

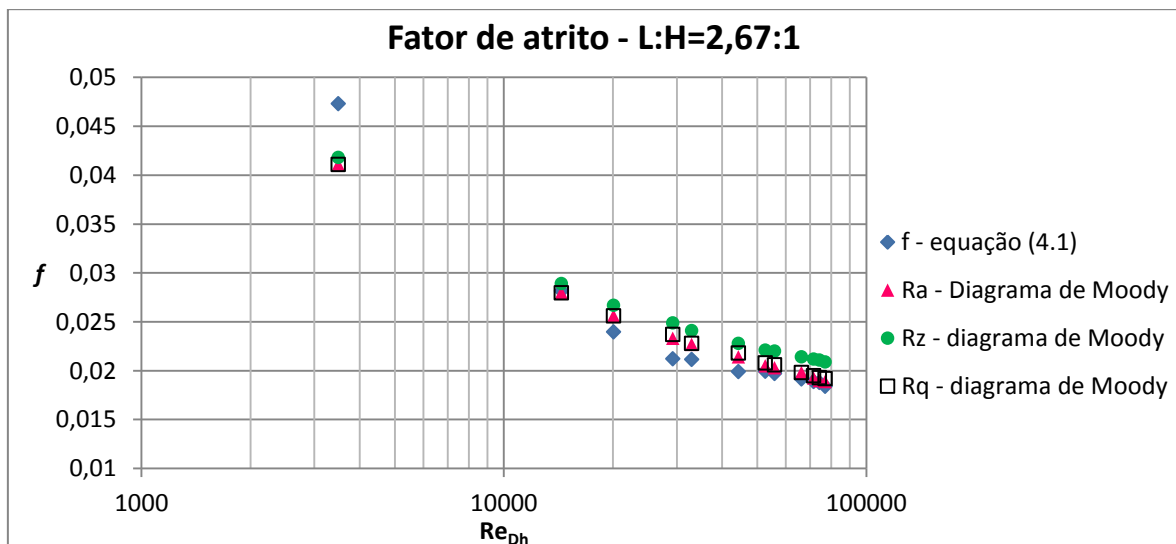


Figura 4.6 Fator de atrito obtido através da queda de pressão e através do diagrama de Moody, para a configuração L:H=2,67:1

Na figura (4.6) verifica-se que os valores do factor de atrito obtidos através do diagrama de Moody e a equação (4.1) têm um comportamento semelhante sendo que os valores de f obtidos através do diagrama de Moody são ligeiramente superiores aos obtidos

através da equação (4.1). Isto não se verifica para o maior valor de f onde o caudal e a diferença de pressão são mais baixos. O desvio máximo verificado entre os valores de f retirados do diagrama de Moody e os valores obtidos pela equação (4.1) é de aproximadamente 17,3% para o parâmetro Rz .

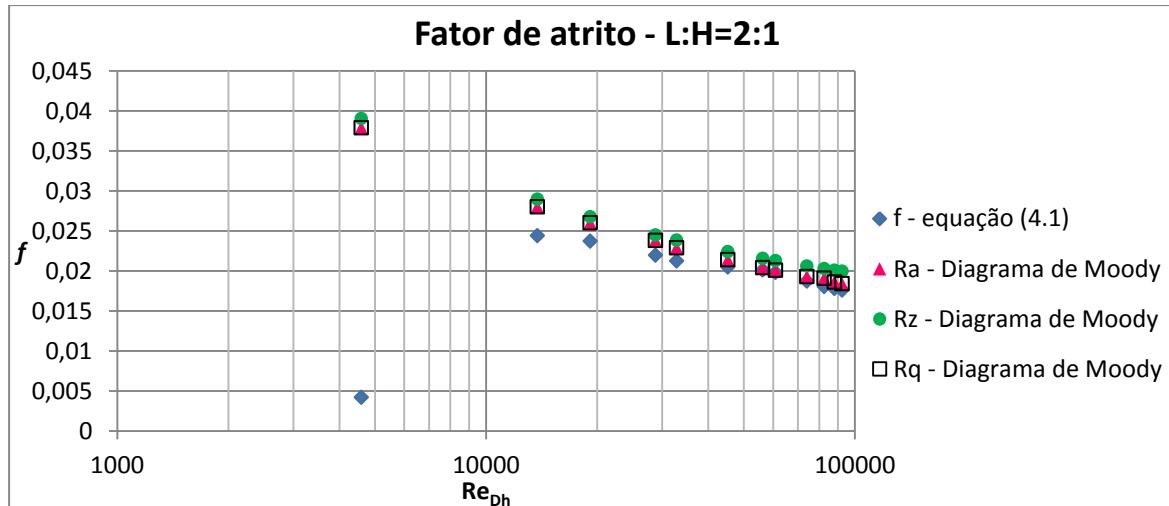


Figura 4.7 Fator de atrito obtido através da queda de pressão e através do diagrama de Moody, para a configuração L:H=2:1

Na figura (4.7) verifica-se que os valores do fator de atrito obtidos através do diagrama de Moody para os parâmetros de rugosidade Ra e Rq são muito semelhantes pois o valor de rugosidade relativa obtido para ambos também é semelhante (tabela 4.7). Os valores do fator de atrito obtidos através do diagrama de Moody para os parâmetros Ra , Rz e Rq apresentam um comportamento semelhante na obtenção do valor de fator de atrito, verificando-se os maiores desvios dos valores de f para números de Reynolds mais baixos. Para os maiores valores de f , retirados do diagrama de Moody, verifica-se um grande desvio devido aos baixos valores de diferença de pressão na conduta para o menor valor de caudal.

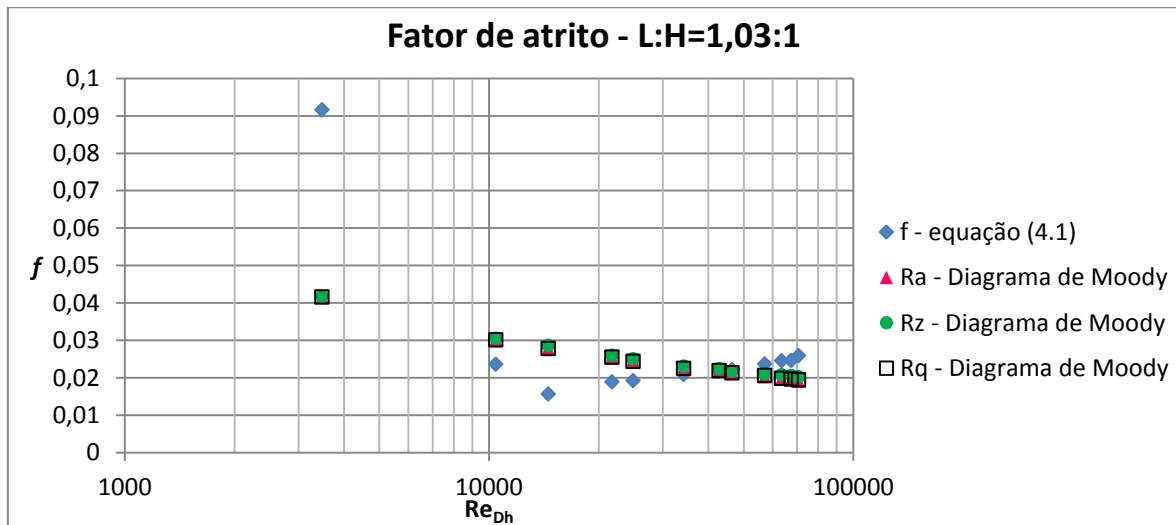


Figura 4.8 Fator de atrito obtido através da queda de pressão e através do diagrama de Moody, para a configuração L:H=1,03:1

Na figura (4.8) verifica-se que os valores do fator de atrito obtidos através do diagrama de Moody para os três parâmetros de rugosidade estão em acordo entre si. Os valores obtidos a partir da equação (4.1) tendem a diminuir até um valor de número de Reynolds de cerca de $1,5 \times 10^4$ para aumentar com o aumento do número de Reynolds. A progressão destes valores de f não está de acordo com a progressão obtida para as outras relações L:H, isto sendo devido à baixa diferença de pressão ao longo da conduta e aos menores valores de velocidade. Esperar-se-ia, de facto, que o valor de fator de atrito tendesse a aumentar com a diminuição do número de Reynolds pois, em condições de escoamento turbulento, a rugosidade relativa tem influência no valor de f que depende moderadamente do número de Reynolds, não sendo isto verificado.

4.6. Tensão parietal da conduta

As sondas Irwin são aqui utilizadas como medidor de tensão parietal. No presente documento, pretende-se calibrar estas sondas para medição da tensão parietal através das pressões medidas na secção de teste pelas tomadas de pressão estática colocadas na conduta (figura 3.4) e da equação (3.11).

Para o cálculo dos valores de tensão parietal na conduta foram selecionados os caudais de ar e foi novamente medida a distribuição de pressão ao longo da conduta para cada caudal e para cada relação L:H. Os valores de caudal, velocidade média e número de Reynolds em função do diâmetro hidráulico, no interior da conduta, podem ser consultados

para cada caudal de ar selecionado, no anexo B. As sondas Irwin são calibradas para cada configuração L:H pois a tensão parietal varia para cada uma das situações.

Daqui em diante, as sondas Irwin colocadas nas posições (A), (B) e (C) serão chamadas de sonda Irwin (A), sonda Irwin (B) e sonda Irwin (C), respectivamente. Estas sondas tem um $h=2$ mm.

As sondas Irwin escolhidas para a calibração, sonda Irwin (A) e sonda Irwin (B), localizam-se aproximadamente a meio da zona de teste na parte superior e inferior da conduta, respectivamente (figura 3.4). A tensão parietal foi calculada utilizando as pressões medidas para as secções (23) e (35) e para as secções (27) e (31), representadas na figura (3.4). A calibração das sondas Irwin é feita relacionando os valores de tensão parietal calculados, através das pressões medidas, com a variação de pressão medida pela sonda Irwin, e aproximando-os através de uma equação. No caso da configuração L:H=4:1, para o Δp entre as secções (23) e (35), a equação (3.11) pode ser escrita segundo a equação (4.4).

$$\tau_w = \Delta p_{23-35} \times 0,008 \quad (4.4)$$

onde Δp_{23-35} é a diferença de pressão entre as secções (23) e (35). Para a mesma configuração, entre as secções (27) e (31), a equação (3.11) pode ser escrita segundo a equação (4.5).

$$\tau_w = \Delta p_{27-31} \times 0,024 \quad (4.5)$$

onde Δp_{27-31} é a diferença de pressão entre as secções (27) e (31). Na figura (4.9) estão representados os valores de tensão parietal obtidos para a relação L:H=4:1 através das equações (4.4) e (4.5), em função dos valores de Δp da sonda Irwin (A).

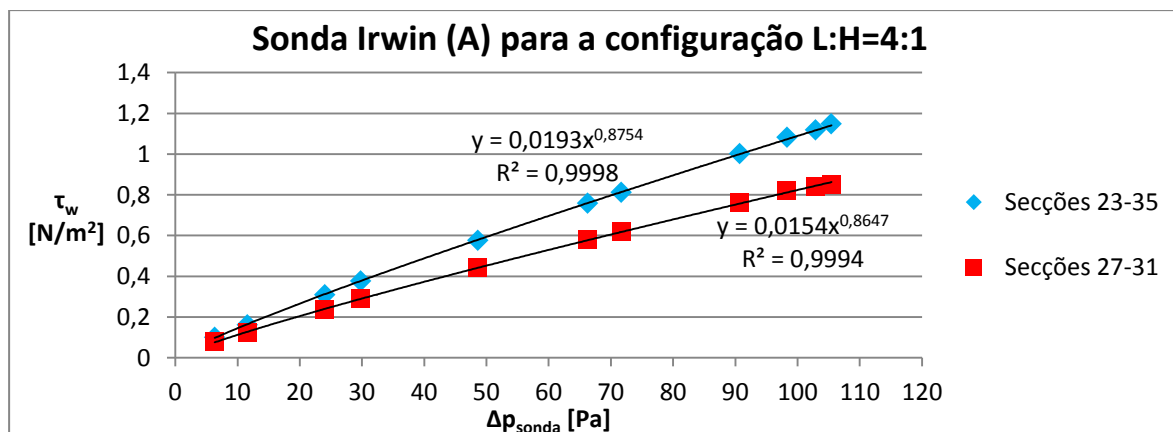


Figura 4.9 Relação entre a tensão parietal e o diferencial de pressão na sonda Irwin (A) para a configuração L:H=4:1

A partir da figura (4.9) verifica-se que a distância entre as secções para as quais é calculada a tensão parietal influencia o valor da tensão parietal na conduta, o que significa que o escoamento não se encontra totalmente desenvolvido. Como foi possível verificar na secção (4.3), a queda de pressão foi aproximada por uma função linear, não sendo uma aproximação exata. Isto pode ser causado por diversos fatores, visto que se tratam de ensaios experimentais, a rugosidade da conduta pode não ser uniforme para todas as superfícies em contacto com o fluido. Contudo, para diferentes distâncias entre secções da conduta, a equação de calibração da sonda Irwin (A) será diferente. Isto também se verifica para as diferentes configurações L:H e para a sonda Irwin (B), para as quais a representação gráfica pode ser consultadas no anexo C. Como tal, as sondas Irwin são calibradas para os valores de tensão parietal obtidos entre as secções (23) e (35) pois os valores de tensão parietal obtidos entre as secções (27) e (31) não são representativas do comportamento do fluido ao longo de toda a zona de testes.

Na figura (4.10) são apresentados os valores de tensão parietal obtidos para a relação L:H=4:1 para a sonda Irwin (B). Para este caso, os dados podem ser aproximados através de uma função linear que confere uma boa aproximação através de uma equação de primeiro grau.

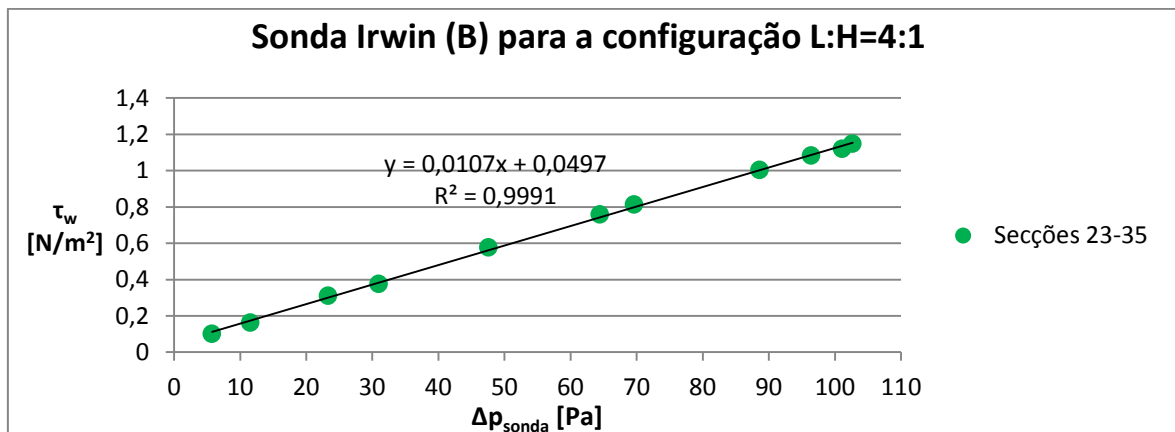


Figura 4.10 Relação entre a tensão parietal e o diferencial de pressão na sonda Irwin (B) para a configuração L:H=4:1

No caso da configuração L:H=2,67:1, para o Δp entre as secções (23) e (35), a equação (3.11) pode ser escrita segundo a equação (4.6).

$$\tau_w = \Delta p_{23-35} \times 0,011 \quad (4.6)$$

Na figura (4.11) estão representados os dados para ambas as sondas Irwin (A) e (B) para a configuração L:H=2,67:1. As equações obtidas para relacionar o valor de tensão parietal

com a diferença de pressão medida pelas sondas são lineares sendo que constituem uma boa aproximação dos dados.

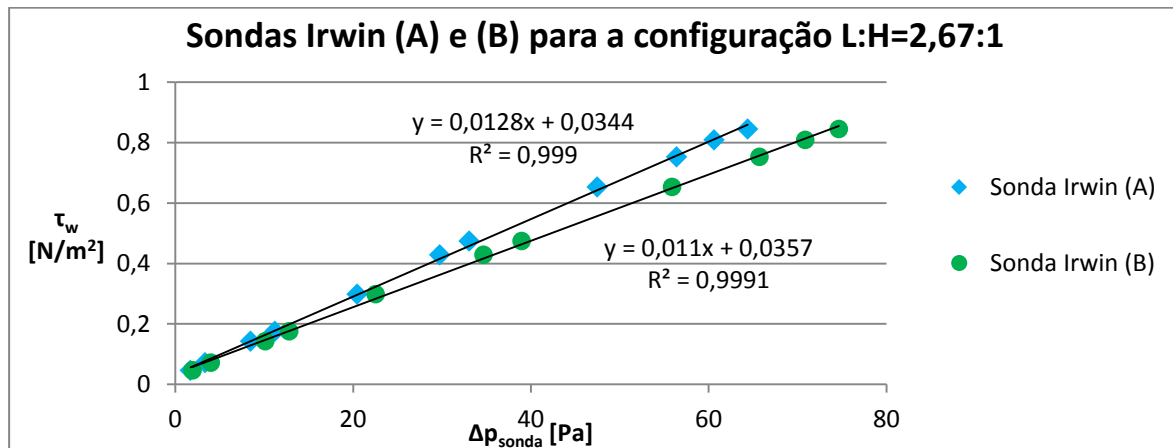


Figura 4.11 Relação entre a tensão parietal e o diferencial de pressão nas sondas Irwin (A) e (B) para a configuração L:H=2,67:1

No caso da configuração L:H=2:1, para o Δp entre as secções (23) e (35), a equação (3.11) pode ser escrita segundo a equação (4.7).

$$\tau_w = \Delta p_{23-35} \times 0,013 \quad (4.7)$$

Na figura (4.12), a aproximação dos dados é conseguida através de equações de potência para a relação L:H=2:1.

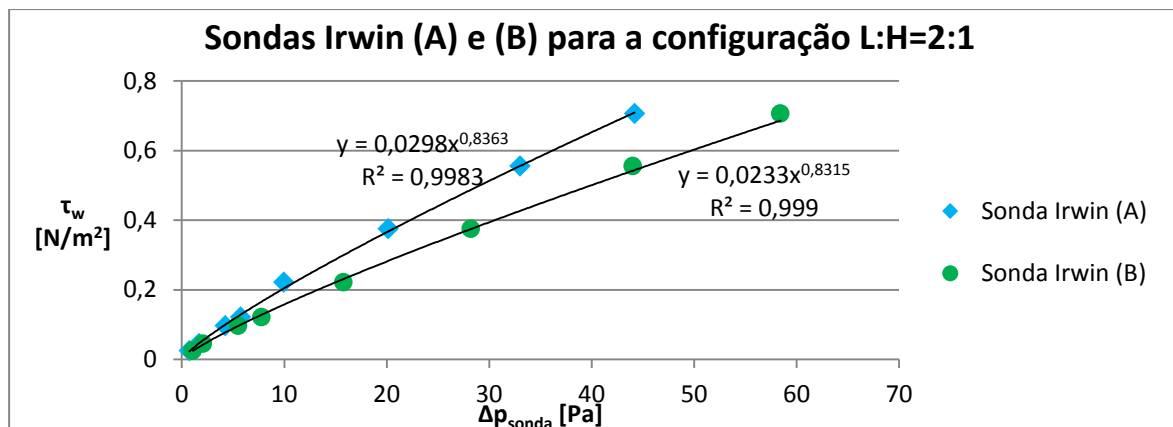


Figura 4.12 Relação entre a tensão parietal e o diferencial de pressão nas sondas Irwin (A) e (B) para a configuração L:H=2:1

No caso da configuração L:H=1,03:1, para o Δp entre as secções (23) e (35), a equação (3.11) pode ser escrita segundo a equação (4.8).

$$\tau_w = \Delta p_{23-35} \times 0,020 \quad (4.8)$$

Na figura (4.13), são apresentadas as curvas de calibração para a relação L:H=1,03:1. Para este caso foram utilizados menos caudais para a calibração das sondas pois, a distribuição de pressão ao longo da conduta é menor e através da tabela (4.4), é possível observar uma grande proximidade dos números de Reynolds para os diferentes caudais de ar.

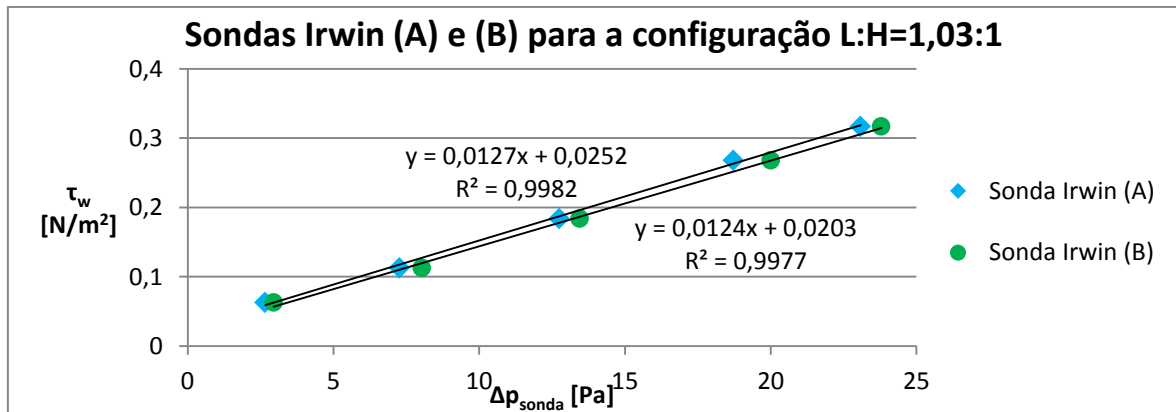


Figura 4.13 Relação entre a tensão parietal e o diferencial de pressão nas sondas Irwin (A) e (B) para a configuração L:H=1,03:1

A calibração pode ser realizada, ao invés de aproximar os dados através de uma equação, selecionando um conjunto de pontos e efetuando uma aproximação, sendo assim obtidas aproximações segundo intervalos. Essa calibração foi realizada e os gráficos podem ser consultados no anexo D.

As expressões obtidas para a calibração das sondas Irwin (A) e (B) para L:H=4:1, são as equações de calibração (4.9) e (4.10), respectivamente.

$$\tau_w = \begin{cases} 0,0118 \times \Delta p_{sonda} + 0,025 & 6,3 \leq \Delta p_{sonda} < 29,8 \\ 0,0104 \times \Delta p_{sonda} + 0,0679 & 29,8 \leq \Delta p_{sonda} < 71,7 \\ 0,0177 \times \Delta p_{sonda}^{0,8953} & 71,7 \leq \Delta p_{sonda} \leq 105,4 \end{cases} \quad (4.9)$$

$$\tau_w = \begin{cases} 0,0113 \times \Delta p_{sonda} + 0,0361 & 5,7 \leq \Delta p_{sonda} < 64,5 \\ 0,0195 \times \Delta p_{sonda}^{0,8786} & 64,5 \leq \Delta p_{sonda} \leq 102,7 \end{cases} \quad (4.10)$$

No caso de a conduta ter uma relação L:H=2,67:1, as expressões obtidas para a calibração das sondas Irwin (A) e (B), são as equações de calibração (4.11) e (4.12), respectivamente.

$$\tau_w = \begin{cases} 0,0136 \times \Delta p_{sonda} + 0,0247 & 1,7 \leq \Delta p_{sonda} < 33,1 \\ 0,0227 \times \Delta p_{sonda}^{0,8698} & 33,1 \leq \Delta p_{sonda} \leq 64,4 \end{cases} \quad (4.11)$$

$$\tau_w = \begin{cases} 0,0122 \times \Delta p_{sonda} + 0,0216 & 1,9 \leq \Delta p_{sonda} < 22,6 \\ 0,0105 \times \Delta p_{sonda} + 0,0635 & 22,6 \leq \Delta p_{sonda} \leq 74,7 \end{cases} \quad (4.12)$$

As expressões obtidas para a calibração das sondas Irwin (A) e (B) no caso de esta ter uma relação L:H=2:1, são as equações de calibração (4.13) e (4.14), respectivamente.

$$\tau_w = \begin{cases} 0,0211 \times \Delta p_{sonda} + 0,068 & 0,7 \leq \Delta p_{sonda} < 10,0 \\ 0,0141 \times \Delta p_{sonda} + 0,0853 & 10,0 \leq \Delta p_{sonda} \leq 44,2 \end{cases} \quad (4.13)$$

$$\tau_w = \begin{cases} 0,024 \times \Delta p_{sonda}^{0,8038} & 1,1 \leq \Delta p_{sonda} < 15,8 \\ 0,0193 \times \Delta p_{sonda}^{0,8861} & 15,8 \leq \Delta p_{sonda} \leq 67,1 \end{cases} \quad (4.14)$$

As equações da curva de calibração obtidas para as sondas Irwin (A) e (B) no caso de a conduta ter uma relação L:H=1,03:1, são as equações (4.15) e (4.16), respectivamente.

$$\tau_w = \begin{cases} 0,012 \times \Delta p_{sonda} + 0,0291 & 2,7 \leq \Delta p_{sonda} < 12,7 \\ 0,0177 \times \Delta p_{sonda}^{0,9222} & 12,7 \leq \Delta p_{sonda} \leq 23,1 \end{cases} \quad (4.15)$$

$$\tau_w = \begin{cases} 0,0115 \times \Delta p_{sonda} + 0,026 & 2,9 \leq \Delta p_{sonda} < 13,5 \\ 0,0128 \times \Delta p_{sonda} + 0,0116 & 13,5 \leq \Delta p_{sonda} \leq 23,8 \end{cases} \quad (4.16)$$

Tomando como referência os valores obtidos através da equação (3.11) para cada relação L:H, comparando-os com os respectivos valores obtidos através da equação de calibração representada em cada uma das figuras (4.9) até a figura (4.13) e cada uma das equações (4.9) até a equação (4.16), foi calculado o erro relativo de cada uma das equações de calibração.

Na figura (4.14), estão representadas as duas curvas resultantes da calibração de cada uma das sondas Irwin para a medição da tensão parietal, com a curva dos valores de referência de tensão parietal na conduta, para o caso de L:H=4:1. Relativamente à sonda Irwin (A), a equação de calibração obtida na figura (4.9), comparativamente a equação (4.4), para o cálculo da tensão parietal na conduta, apresenta um desvio máximo para os valores mais baixos de número de Reynolds ($Re_{Dh} < 3 \times 10^4$) que é de cerca de 2,7%, enquanto que para os restantes valores, esse desvio não atinge 1%. Com a equação de calibração (4.9), esse desvio máximo é reduzido para menos de 1% para todo o intervalo dos números de Reynolds, sendo obtido valores mais próximos dos valores de referência.

Para a sonda Irwin (B) através da equação de calibração da figura (4.10), comparativamente a equação (4.4), o desvio máximo também se verifica para $Re_{Dh} < 3 \times 10^4$ que é de cerca de 11% enquanto que, para os restantes Re_{Dh} , o desvio máximo é de cerca de 3,4%. Através da equação (4.10), o desvio máximo verifica-se para $Re_{Dh} < 3 \times 10^4$ sendo cerca de 3,2%, para os restantes Re_{Dh} o desvio reduz-se a valores inferiores a 1%.

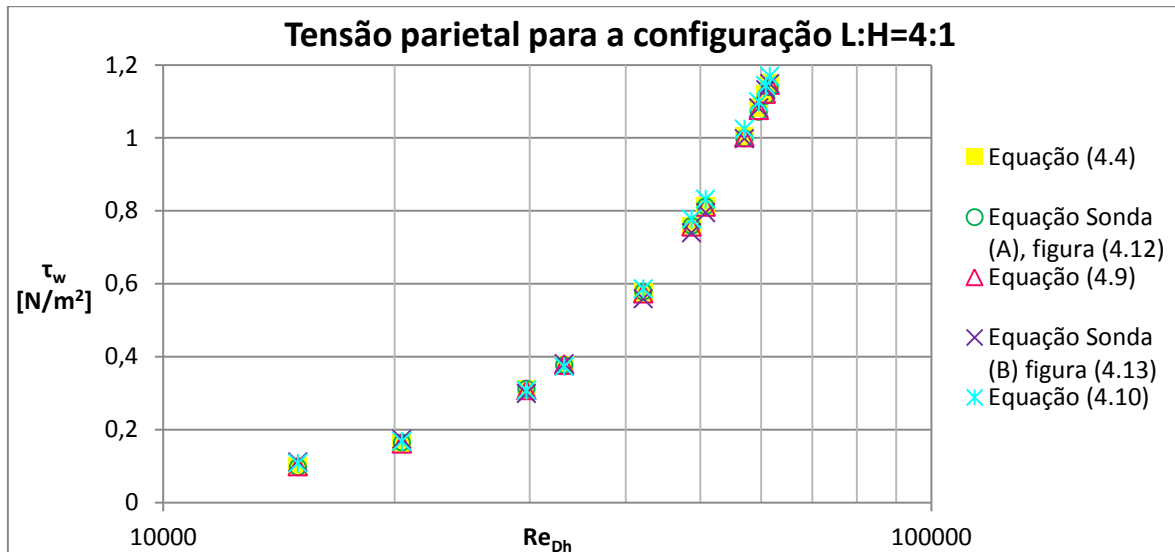


Figura 4.14 Comparação das diferentes curvas de calibração das sondas Irwin (A) e (B) para a configuração L:H=4:1

Na figura (4.15), estão representadas as duas curvas resultantes da calibração de cada uma das sondas Irwin com a curva dos valores de referência de tensão parietal na conduta, para o caso de L:H=2,67:1. Relativamente à sonda Irwin (A), tendo em conta a equação apresentada na figura (4.11) e a equação (4.11), quando comparadas com a equação (4.6), o desvio máximo verifica-se para $Re_{Dh} < 2 \times 10^4$. Para a equação apresentada na figura (4.11), o desvio máximo ronda os 18% reduzindo-se para valores superiores de Re_{Dh} para 3,7% enquanto que para a equação (4.11), o desvio máximo é de cerca de 3,4% sendo que para valores entre $2 \times 10^4 < Re_{Dh} < 4,4 \times 10^4$ o desvio máximo está próximo de 2% e para $Re_{Dh} > 4,4 \times 10^4$, o desvio não atinge 1%. Para a sonda Irwin (B), do mesmo modo, o desvio máximo verifica-se para valores de $Re_{Dh} < 2 \times 10^4$, próximo dos 19% e 2,5% para a equação da figura (4.11) e a equação (4.12), respectivamente. Para os restantes valores de Re_{Dh} esse desvio reduz-se para valores próximos de 5% no caso da equação da figura (4.11), e 1,7% para a equação (4.12).

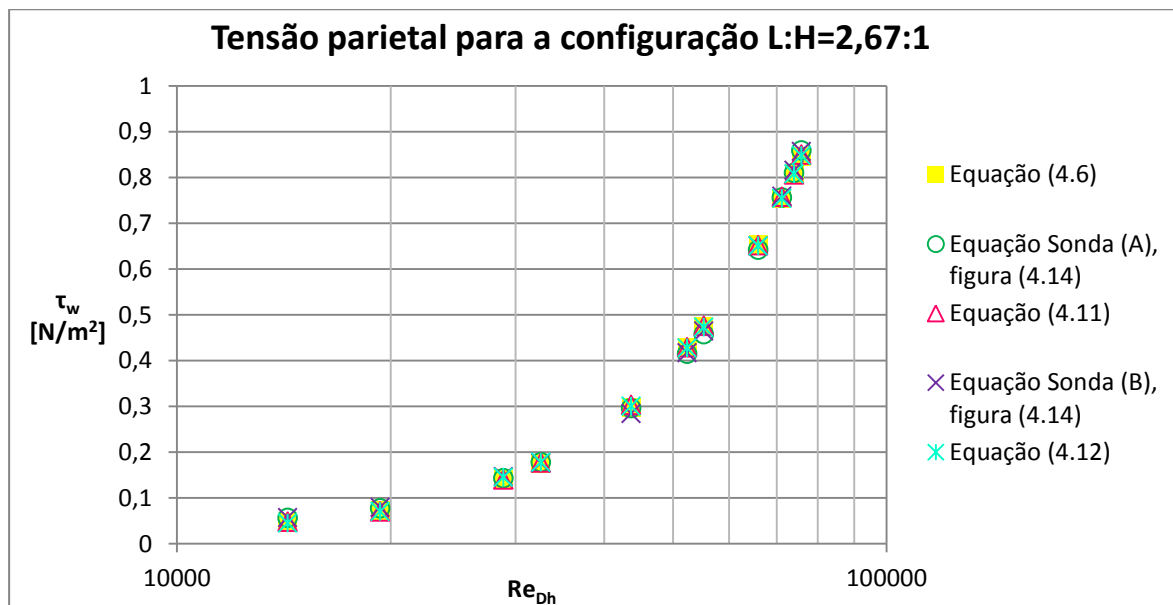


Figura 4.15 Comparação das diferentes curvas de calibração das sondas Irwin (A) e (B) para a configuração L:H=2,67:1

Na figura (4.16), estão representadas as duas curvas resultantes da calibração de cada uma das sondas Irwin com a curva dos valores de referência de tensão parietal na conduta, para o caso de L:H=2:1. Relativamente à sonda Irwin (A), os maiores valores do desvio são para $Re_{Dh} < 4,3 \times 10^4$ para a equação da figura (4.12) e a equação (4.13), quando comparadas com a equação (4.7), atingindo um valor máximo de cerca de 8% para a primeira equação e 8,5% para a segunda equação. Para valores de $Re_{Dh} > 4,3 \times 10^4$, o desvio reduz-se para cerca de 2% para a primeira equação e 1,4% para a segunda. Para a sonda Irwin (B), para a equação representada na figura (4.12), o desvio máximo é de cerca de 6% para $Re_{Dh} < 5,7 \times 10^4$ reduzindo-se a valores inferiores a 3% para os restantes valores de Reynolds. No que respeita a equação (4.14), o desvio máximo é de cerca de 4,4% para $Re_{Dh} < 4,3 \times 10^4$ e reduz-se a valores inferiores a 1% para os restantes valores de Re_{Dh} .

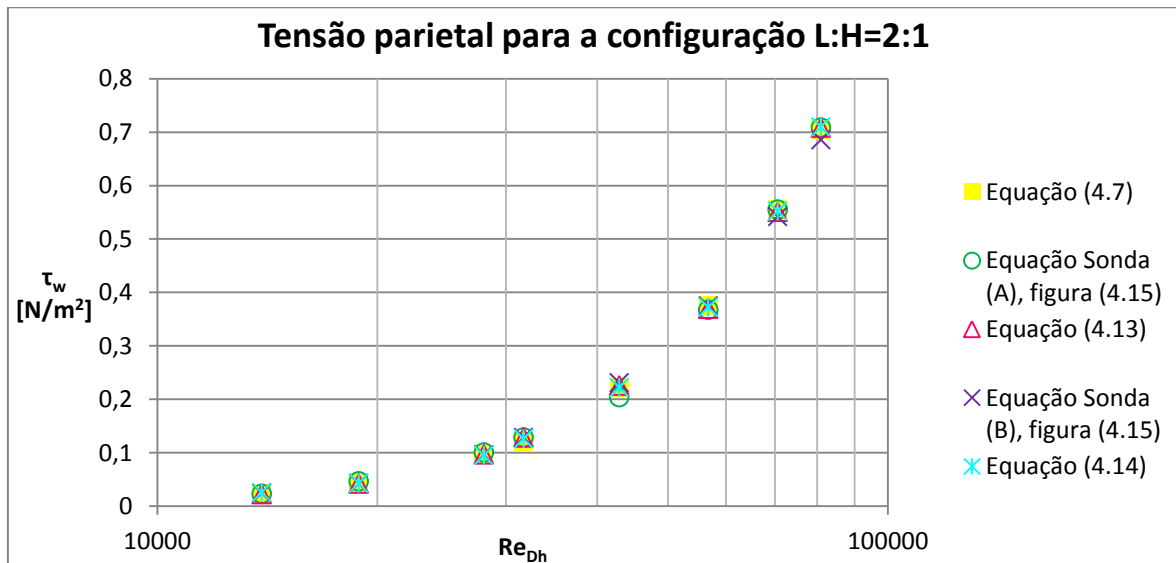


Figura 4.16 Comparação das diferentes curvas de calibração das sondas Irwin (A) e (B) para a configuração L:H=2:1

Na figura (4.17), estão representadas as duas curvas resultantes da calibração de cada uma das sondas Irwin com a curva dos valores de referência de tensão parietal na conduta, para o caso de L:H=1,03:1. Relativamente à sonda Irwin (A), para a equação apresentada na figura (4.13), e a equação (4.15), quando comparadas com a equação (4.8), os valores máximos de desvio verificam-se para $Re_{Dh} < 6,3 \times 10^4$, sendo que para a primeira equação, o valor máximo é de sensivelmente 6,6%, e para a segunda equação, de cerca de 3,4%. Esse desvio máximo, para os restantes valores de Re_{Dh} , reduz-se, no caso da primeira equação, para valores próximos de 2% e, para a segunda equação, para valores inferiores a 2%. Para a sonda Irwin (B), o desvio máximo também se verifica para $Re_{Dh} < 6,3 \times 10^4$ para a equação da figura (4.13) e a equação (4.16), sendo para a primeira um valor que ronda os 10% e para a segunda, os 5%. Para os restantes valores de Re_{Dh} , no caso da primeira equação, o desvio reduz-se, sensivelmente, para 1,6%, e no caso da segunda, para valores inferiores a 1%.

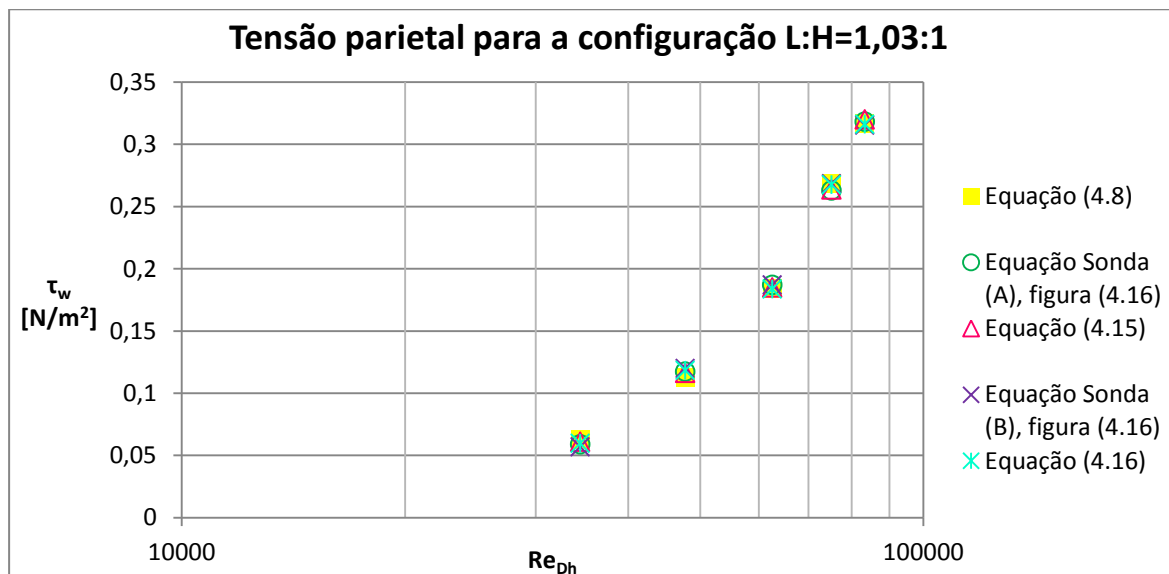


Figura 4.17 Comparação das diferentes curvas de calibração das sondas Irwin (A) e (B) para a configuração L:H=1,03:1

Avaliando globalmente as equações de calibração obtidas para cada L:H, para todas as relações, excepto L:H=2:1, verifica-se que os maiores desvios ocorrem para os valores de número de Reynolds e queda de pressão mais baixos.

4.7. Influência da troca de sondas

De modo a avaliar a influência da troca de sondas numa dada posição da conduta, a sonda Irwin (C) foi colocada na posição da sonda Irwin (A) e, esta última, na posição da sonda Irwin (C) (figura 3.4). Estes ensaios foram realizados para a relação L:H=4:1 e seis caudais diferentes, apresentados na tabela (4.8), assumindo que a distribuição de pressão ao longo da conduta é a mesma antes e depois da troca de sondas. A tensão parietal de referência é calculada através da equação (4.4).

Tabela 4.8. Condições de ensaio consideradas nos testes de troca de sonda

d_a (mm)	Q_{real} (m ³ /s)	$V_{rectangular}$ (m/s)	Re_{Dh}
110	0,069	19,241	61638
70	0,064	17,826	57103
56	0,057	15,880	50869
44	0,047	13,170	42189
32	0,033	9,273	29707
20	0,017	4,676	14979

O que se esperaria, é que a diferença de pressão registada pelas diversas sondas, fosse igual numa dada posição independentemente da sonda utilizada. Tal não se verifica, o que vai dar origem à equações de calibração diferentes, para o cálculo da tensão parietal. Em relação à posição inicial das sondas, o desvio para a posição inicial da sonda de Irwin (A) varia entre 1,4% e 5,5% e, para a posição inicial da sonda Irwin (C), o desvio varia entre 2,5% e 4,9%. O desvio máximo verifica-se para ambas as posições para o caudal de ar correspondente a $d_a=70\text{mm}$ e o desvio mínimo para o menor caudal de ar. Estes desvios são significativamente baixos e podem ter sido causados por adotar a distribuição de pressão constantes, as sondas terem sido mal colocadas ou a configuração não ser exatamente igual.

Contudo, para estas sondas, as curvas de calibração obtidas seguem uma função do tipo:

$$\tau_{w_j} = m_j \times \Delta p_{sonda}^{n_j} \quad (4.17)$$

onde m_j e n_j correspondem a constantes cujo o valor é específico para cada sonda. Como estas apresentam um comportamento semelhante para as mesmas condições de escoamento, calculou-se a média e o desvio-padrão das constantes características de cada curva de calibração obtida, cujos valores são apresentados na tabela (4.9).

Tabela 4.9. Valores de média e desvio padrão obtidos para a equação de calibração

	m	n
Média	0,0188	0,8685
σ	0,0001	0,0061

Foi possível verificar, utilizando uma equação de calibração com os valores médios das suas constantes, que o erro cometido para determinar a tensão parietal não é significativo, podendo esta ser válida para ambas as sondas numa dada posição.

4.8. Influência da altura das sondas

No intuito de estudar a influência da altura do tubo das sondas, foram realizados ensaios nas mesmas condições que na secção (4.6) para três sondas, com a altura do tubo $h=2\text{mm}$, $h=5\text{mm}$ e $h=6\text{mm}$, medindo, para as três, a distribuição de pressão na conduta e o caudal. Comparando as diferenças de pressão registadas nas sondas com

$h=2\text{mm}$, $h=5\text{mm}$ e $h=6\text{mm}$, verificou-se que a diferença de pressão medida pela sonda aumenta com o aumento de h . As equações de calibração que melhor aproximam os dados para cada uma das alturas h são dadas por uma equação do tipo (4.17) para $h=2\text{mm}$ e $h=5\text{mm}$ e por uma equação do tipo (4.18) para o caso do $h=6\text{mm}$. Assim, consoante a altura h , obtêm-se valores diferentes para os valores característicos das constantes da curva de calibração.

$$\tau_{wj} = m_j \times \Delta p_{sonda} + n_j \quad (4.18)$$

A equação de calibração (4.18), correspondente a um $h=6\text{mm}$, é aquela que apresenta um maior desvio em relação à equação (4.4) sendo este de cerca de 4% para o valor mais baixo do número de Reynolds. No caso das equações de calibração das sondas com $h=2\text{mm}$ e $h=5\text{mm}$, verificou-se uma boa concordância em relação a equação (4.4) sendo o desvio máximo inferior a 2%.

4.9. Teste de resposta da sonda à direção do escoamento

Com o intuito de provar que efetivamente a sonda tem um comportamento omnidirecional, foi verificada a sensibilidade da sonda, na posição intermédia da secção de teste e na posição (A) da conduta, colocando-a em orientações diferentes. Foram realizados dez levantamentos de valores para um caudal de ar e para $L:H=4:1$.

Tabela 4.10. Média e desvio padrão dos valores de Δp_{sonda} para um caudal e para $L:H=4:1$

Re_{Dh}	62121
Média	103,022
σ	2,6021

Verifica-se assim, através dos dados da tabela (4.10), comparativamente ao valor médio dos valores de Δp_{sonda} , que o desvio padrão apresenta um valor relativamente baixo, sendo comprovado o comportamento omnidirecional da sonda.

5. CONCLUSÃO

No âmbito deste trabalho, pretende-se calibrar as sondas de tipo Irwin para a medição da tensão parietal com base na medição da diferença de pressão medido pelas sondas, em condições de gradiente de pressão constante. Numa primeira fase, foi necessário encontrar o comprimento necessário a zona de escoamento desenvolvido para possibilitar a realização dos testes pretendidos. Constatou-se que a conduta de 2,5 m de comprimento era insuficiente pelo que, foi necessário acrescentá-la para um comprimento total de 5 m, obtendo-se um escoamento totalmente desenvolvido. A conduta é constituída por um topo móvel que permite obter quatro configurações diferentes da conduta. As sondas são calibradas para a medição da tensão parietal na conduta para as quatro configurações e vários caudais de ar.

Neste trabalho apresentaram-se os resultados obtidos para diversas relações L:H da conduta. Os primeiros ensaios realizados permitiram avaliar a repetibilidade dos ensaios e, a partir daí, da distribuição de pressão obtida ao longo da conduta, foi possível através da perda de carga por atrito determinar o fator de atrito. Através de valores experimentais de rugosidade, verificou-se que a rugosidade relativa da conduta se aproxima dos valores para o caso de tubo liso. Determinaram-se os valores de fator de atrito resultante dos valores de rugosidade e comparados com os valores de fator de atrito calculados através da perda de carga por atrito. Verifica-se então que os valores de factor de atrito obtidos medindo a rugosidade são, globalmente, ligeiramente superiores aos obtidos através do cálculo do fator de atrito através da perda de carga por atrito. No caso do L:H= 1,03:1, os valores de fator de atrito obtidos através da perda de pressão ao longo da conduta, decrescem para valores muito baixos de f para depois aumentar com o número de Reynolds não tendo um comportamento semelhante às restantes relações L:H e ao valores retirados do diagrama de Moody, sendo estes resultados obtidos devido aos baixos valores de pressão ao longo da conduta.

A espessura da camada limite, para cada relação L:H e caudais de ar, foi calculada e verificou-se que as camadas limite apenas entram em contacto para um L:H=4:1 e para uma distância de 1,2 m. Foi calculada a distância em que elas entram em

contacto, considerando que ocorre no centro da conduta. Esta é uma análise simplificada, visto que dentro da conduta haverá influência de uma camada sobre a outra.

Através dos valores de pressão medidos pelas tomadas de pressão estática, foi determinada a tensão parietal e calibraram-se as sondas de tensão parietal para duas distâncias distintas para as quais a equação de calibração era muito diferente, não sendo possível utilizar uma mesma equação de calibração, o que prova que o escoamento não é totalmente desenvolvido. Como tal, optou-se por calibrar as sondas para a maior distância de zona de testes. Verificou-se que os maiores desvios de valores obtidos a partir das equações de calibração são para os valores mais baixos de número de Reynolds, excepto para a relação $L:H=2:1$ para a qual o desvio máximo se verifica para os valores intermédios do número de Reynolds. Calibrando as sondas utilizando mais do que uma expressão para aproximação dos dados, verifica-se um menor desvio em relação aos valores de referência.

A influência de troca de sonda foi também estudada, usando sondas diferentes, com dimensões idênticas, numa dada posição. Para este caso, constatou-se que o comportamento das sondas era semelhante e foi possível utilizar uma única equação de calibração, demonstrando que independentemente da sonda, o resultado obtido era idêntico.

A influência da altura do tubo central da sonda revelou que quanto maior a altura, maior a diferença de pressão e o tipo de equação de calibração varia. Assim, consoante a altura h , obtêm-se valores diferentes para os valores característicos das constantes da curva de calibração.

A fim de provar que a sonda é omnidirecional, testou-se uma sonda posicionada de forma aleatória em vários ensaios. Constatou-se que a sonda apresentava sensivelmente o mesmo valor de diferença de pressão o que indicou que a sonda testada é, efetivamente, omnidirecional.

Com este trabalho, verificou-se a simplicidade do sensor desenvolvido por Irwin e o seu bom desempenho como medidor de tensão parietal.

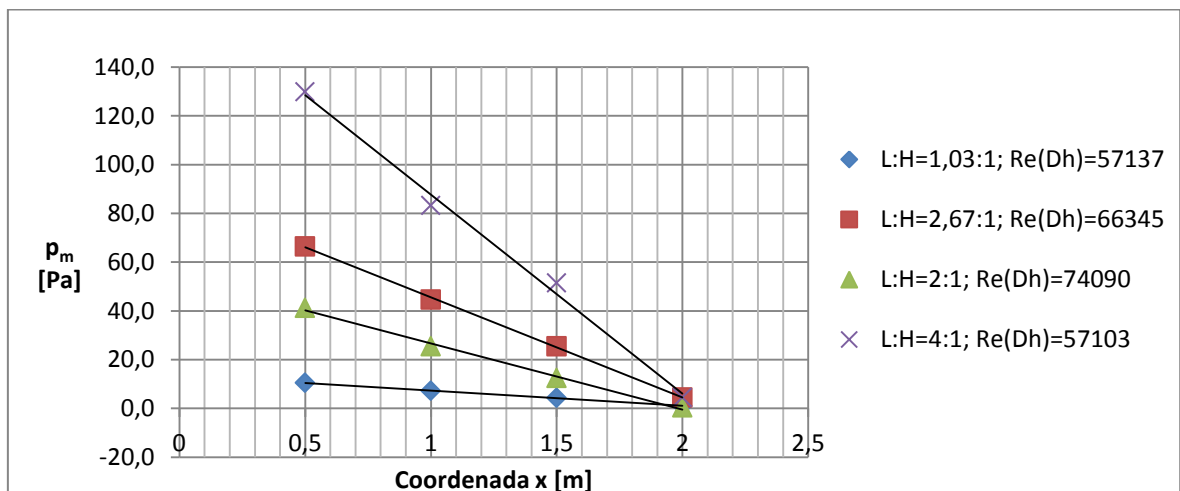
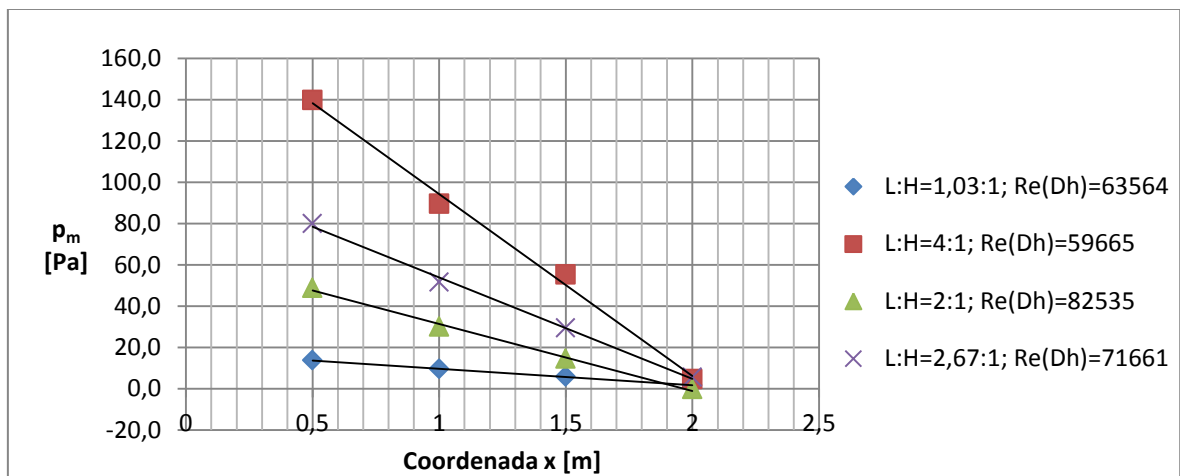
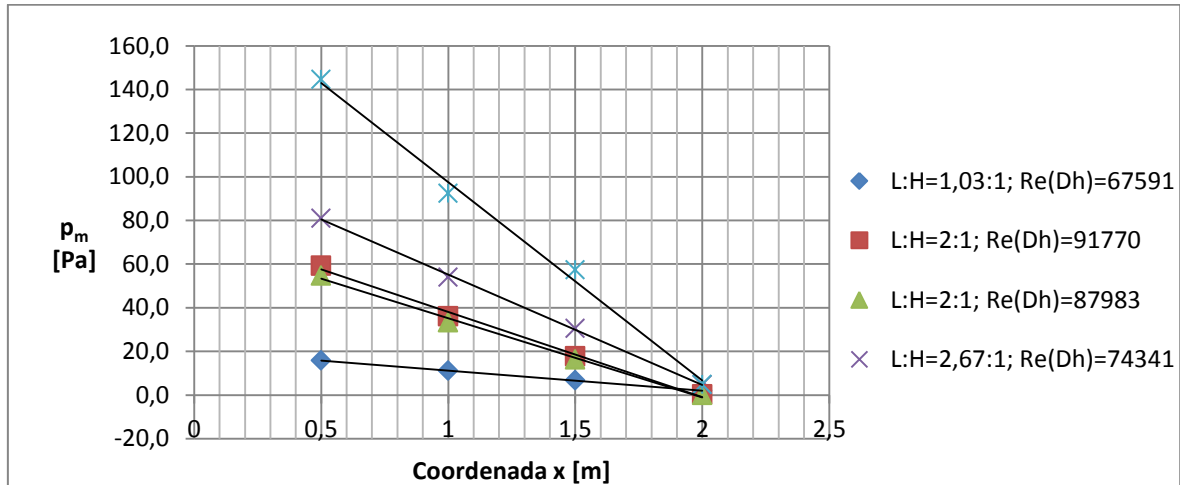
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

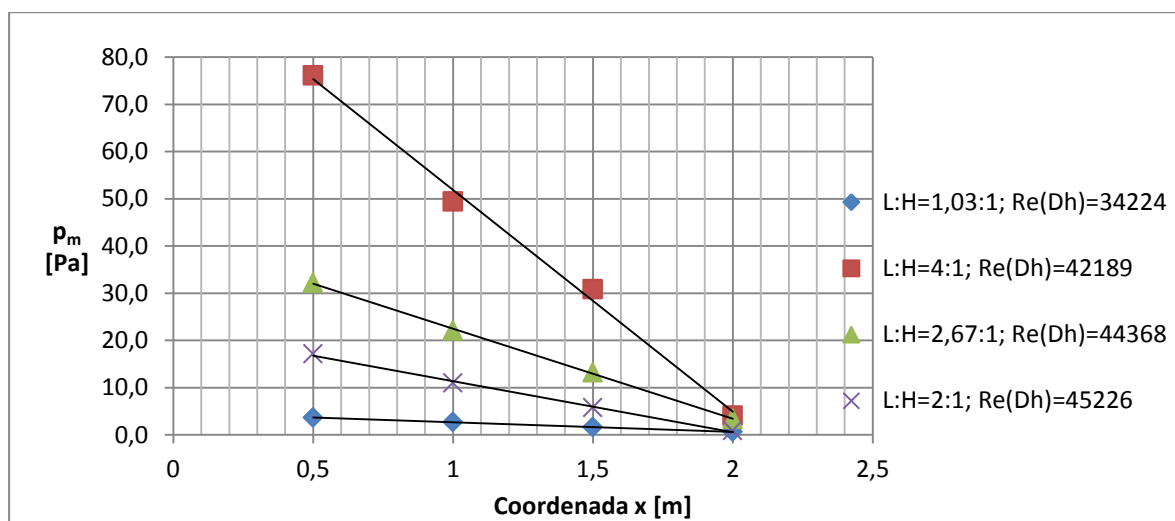
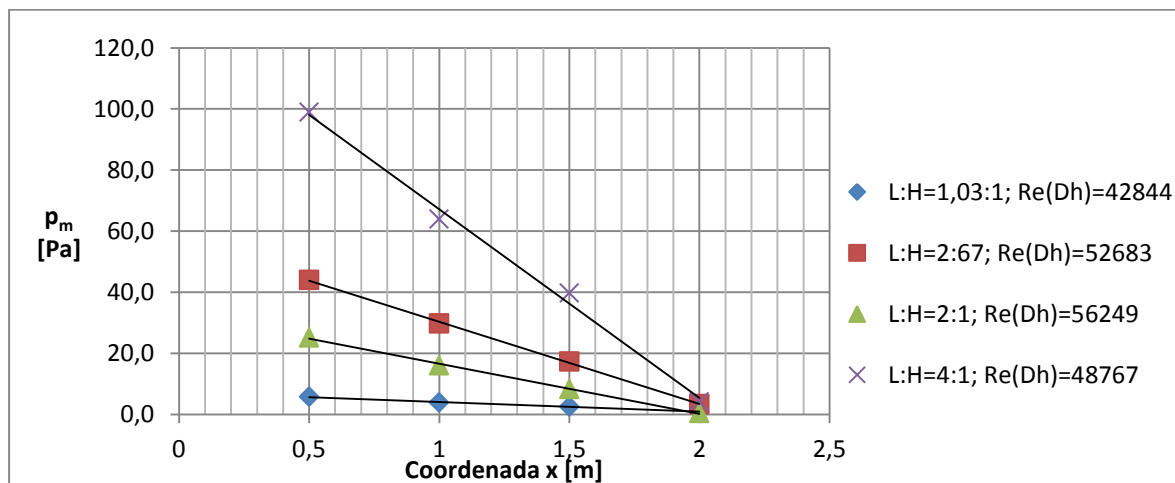
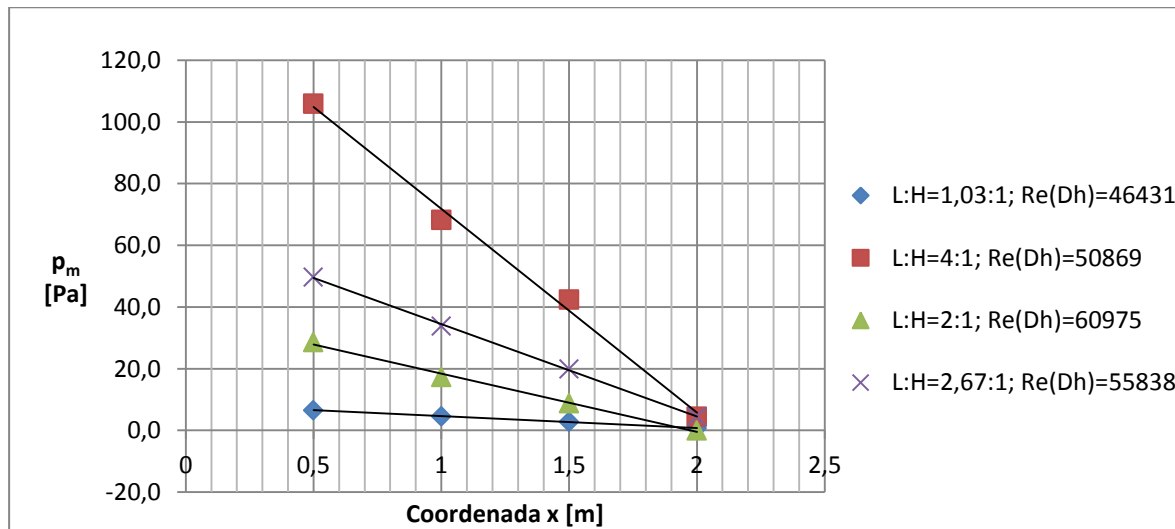
- A Biblioteca Virtual do Estudante Brasileiro. (2014). "Parâmetros de rugosidade" Obtido em 20 de Janeiro de 2016, do Instituto Federal Paraná: http://paranagua.ifpr.edu.br/wp-content/uploads/2014/03/20_parametros-de-rugosidade.pdf
- Caqueret, V. et al. (2015). Le cnam., de Génie des procédés et ingénierie pharmaceutique Obtido em 25 de Janeiro de 2016: http://gpip.cnam.fr/koumoul/projetUnitHydraulique2014-6/module_version1.1beta/co/3grain_coucheLimite.html
- Duan, Z., Yovanovich, M., & MuZychka, Y. (2012). Pressure Drop for Fully Developed Turbulent Flow in Circular and Noncircular Ducts. *Journal of Fluids Engineering*, 134, 1-10.
- Freitas, M. (2011). Desenvolvimento de Ferramenta de Cálculo para Dimensionamento de Redes Aerúlicas. Tese de Mestrado, Universidade do Minho, Departamento de Engenharia Mecânica, Guimarães, 111.
- Hartnett, J., Koh, J., & McComas, S. (1962). "A comparison of predicted and measured friction factors for turbulent flow through rectangular ducts". *Journal of Heat Transfer*, 84(1), 82-88.
- Irwin, H. (1980). A simple omnidirectional sensor for wind-tunnel studies of pedestrian-level winds. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 7, 219-239.
- Jirsák, M., Zacho, D., Michálek, P., & Jandová, K. (2008). Irwin Probe Calibration and Its Use at Investigation of Pedestrian Wind Conditions in Vicinity of High Buildings. *Colloquium FLUIDS DYNAMICS 2008*, (pp. 1-9). Institute of Thermomechanics AS CR, Prague.
- Jones, O. (1976). An improvement in the calculation of turbulent friction in rectangular ducts. *Journal of Fluids Engineering*, 98(2), 173-180.
- Leutheusser, H. J. (1963). Turbulent flow in rectangular ducts. *Journal of the Hydraulics Division*, 89(3), 1-19.
- Mendes, J. (2006). Mecânica dos Fluídos - Sebenta da unidade curricular Mecânica dos Fluídos. Instituto Superior de Engenharia de Coimbra, Departamento de Engenharia Mecânica, Coimbra.
- Monteiro, J., & Viegas, D. (1996). On the use of Irwin and Preston wall shear stress probes in turbulent incompressible flows with pressure gradients. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 64, 15-29.
- Oliveira, L., & Lopes, A. (2010). Mecânica dos Fluidos (3ª ed.). Lisboa, Portugal: Edições Técnicas e Profissionais.

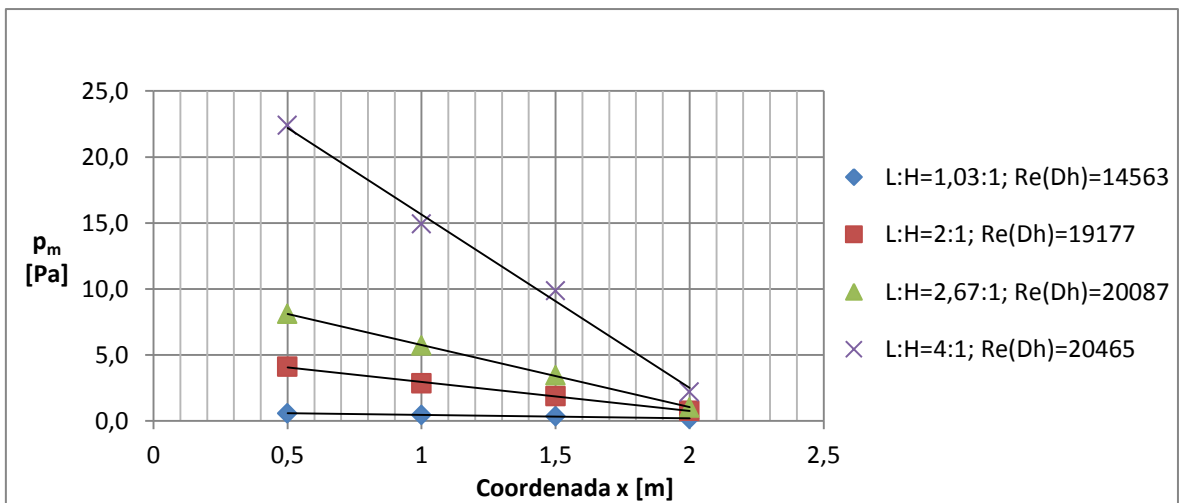
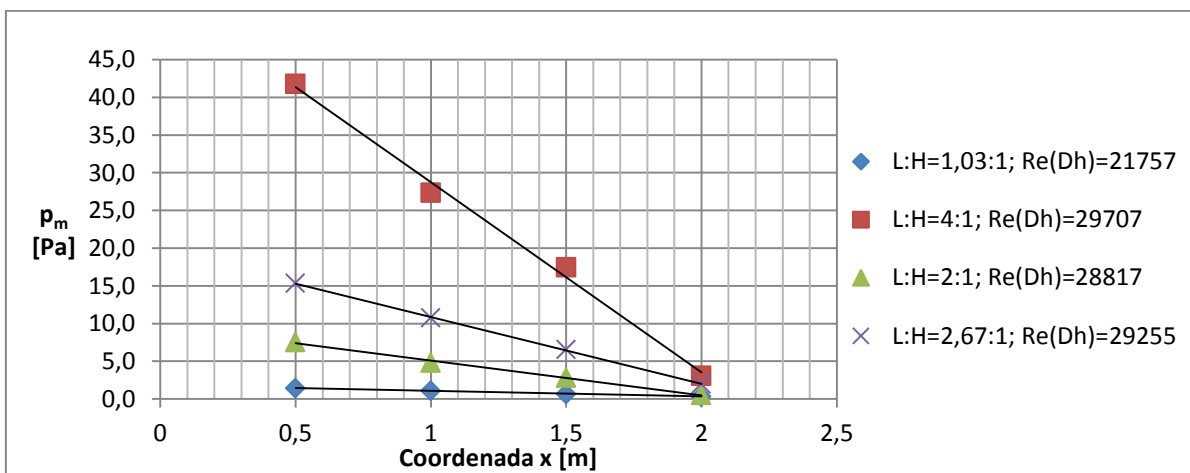
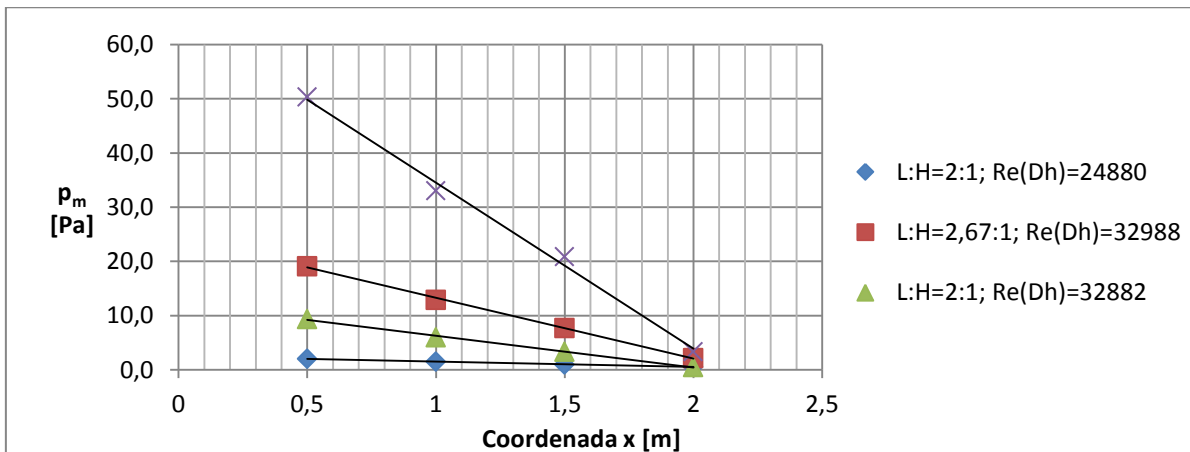
- Padet, J. P., & Germain, P. (1991). Fluides en écoulement: méthodes et modèle (2^a ed.). Masson.
- Schlichting, H. (1968). Boundary-layer theory (7^a ed.). McGraw-Hill Company.
- Tavares, J. M. (2007). "Indicação dos Estados de Superfície", CFAC–Concepção e Fabrico Assistidos por Computador, Obtido em 20 de Janeiro de 2016, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto: <https://web.fe.up.pt/~tavares/ensino/CFAC-G/Downloads/Apontamentos/Estado%20de%20Superficies.pdf>
- White, F. (2002). Mecânica dos Fluidos (4^a ed.). McGraw Hill Company Brazil.
- White, F. (2009). Fluid Mechanics (7^a ed.). University of Rhode Island: The McGraw-Hill.
- Wu, H., & Stathopoulos, T. (1994). Futher experiments on Irwin's surface wind sensor. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics , 53, 441-452.

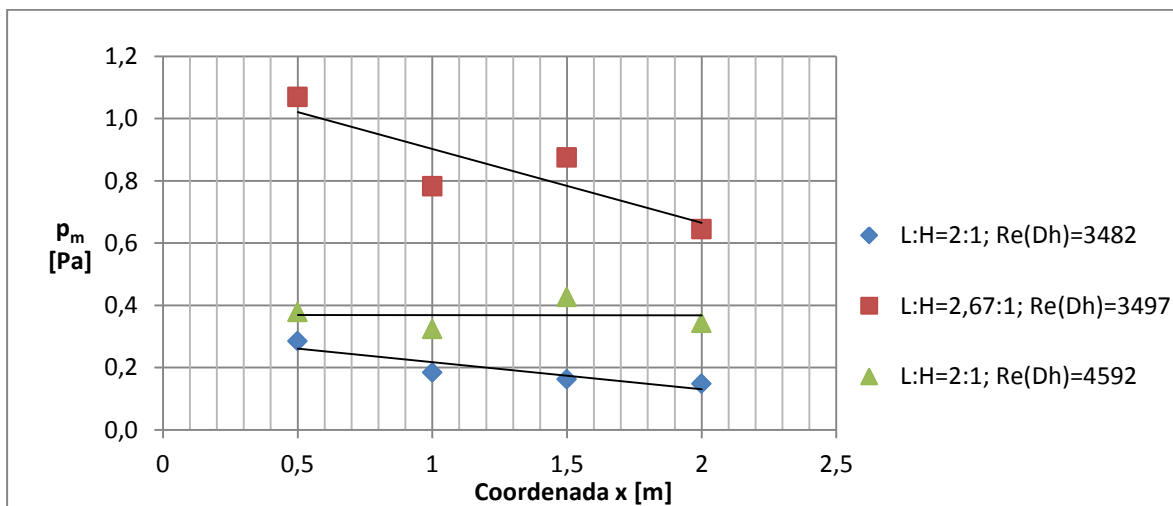
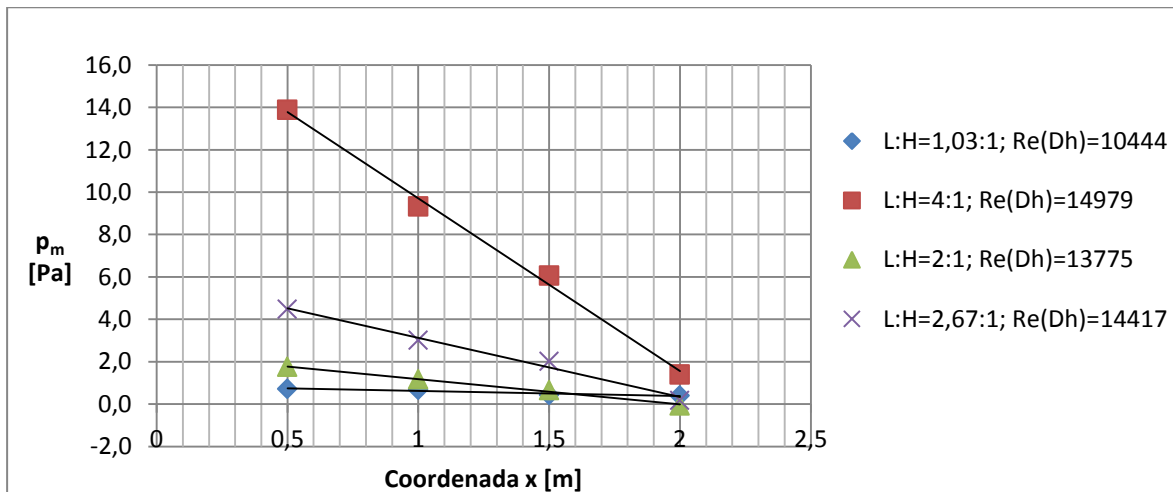
ANEXO A

Varição da pressão média ao longo da conduta para as várias configurações L:H:









ANEXO B

Valores de caudal, velocidade média na conduta rectangular e número de Reynolds em função do diâmetro hidráulico para uma relação L:H de 4:1:

d_a (mm)	$Q_{real}(m^3/s)$	$V_{rectangular}(m/s)$	Re_{Dh}
110	0,069	19,241	61638
90	0,068	19,013	60905
80	0,067	18,625	59665
70	0,064	17,826	57103
56	0,057	15,880	50869
51	0,055	15,223	48767
44	0,047	13,170	42189
35	0,037	10,386	33269
32	0,033	9,273	29707
27	0,023	6,388	20465
20	0,017	4,676	14979

Valores de caudal, velocidade média na conduta rectangular e número de Reynolds em função do diâmetro hidráulico para uma relação L:H de 2,67:1:

d_a (mm)	$Q_{real}(m^3/s)$	$V_{rectangular}(m/s)$	Re_{Dh}
110	0,095	17,659	75889
90	0,093	17,247	74118
80	0,089	16,570	71210
70	0,083	15,341	65928
56	0,069	12,861	55268
51	0,066	12,182	52352
44	0,055	10,163	43676
35	0,041	7,585	32596
32	0,036	6,716	28863
27	0,024	4,502	19346
20	0,018	3,334	14327

Valores de caudal, velocidade média na conduta rectangular e número de Reynolds em função do diâmetro hidráulico para uma relação L:H de 2:1:

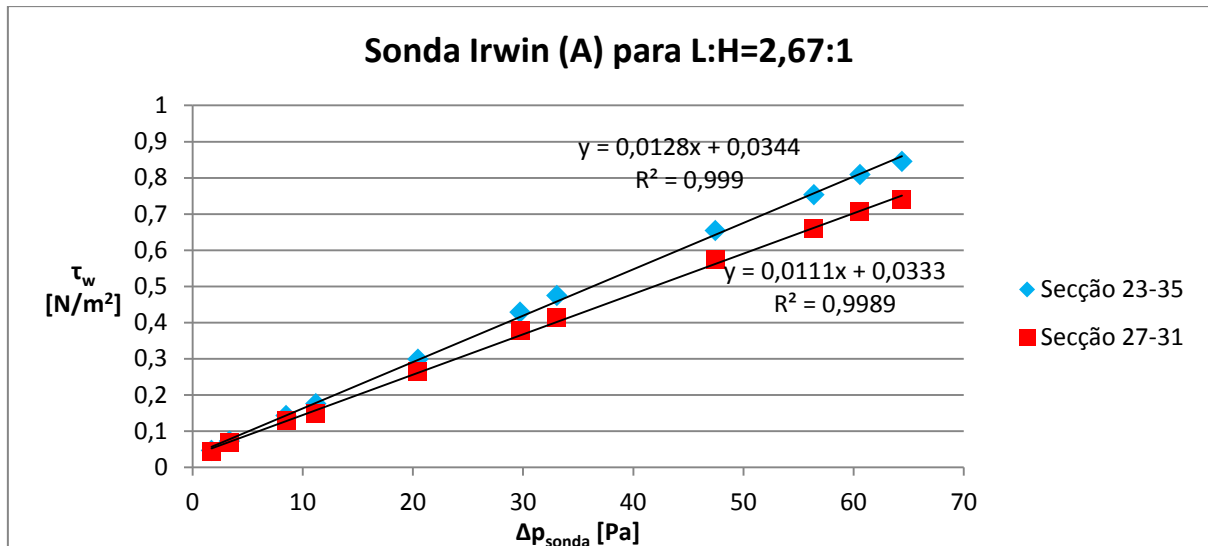
d_a (mm)	$Q_{real}(m^3/s)$	$V_{rectangular}(m/s)$	Re_{Dh}
85	0,111	15,395	81008
70	0,097	13,432	70679
56	0,078	10,792	56791
44	0,059	8,155	42913
35	0,043	6,031	31737
32	0,038	5,319	27989
27	0,026	3,586	18870
20	0,019	2,642	13904

Valores de caudal, velocidade média na conduta rectangular e número de Reynolds em função do diâmetro hidráulico para uma relação L:H de 1,03:1:

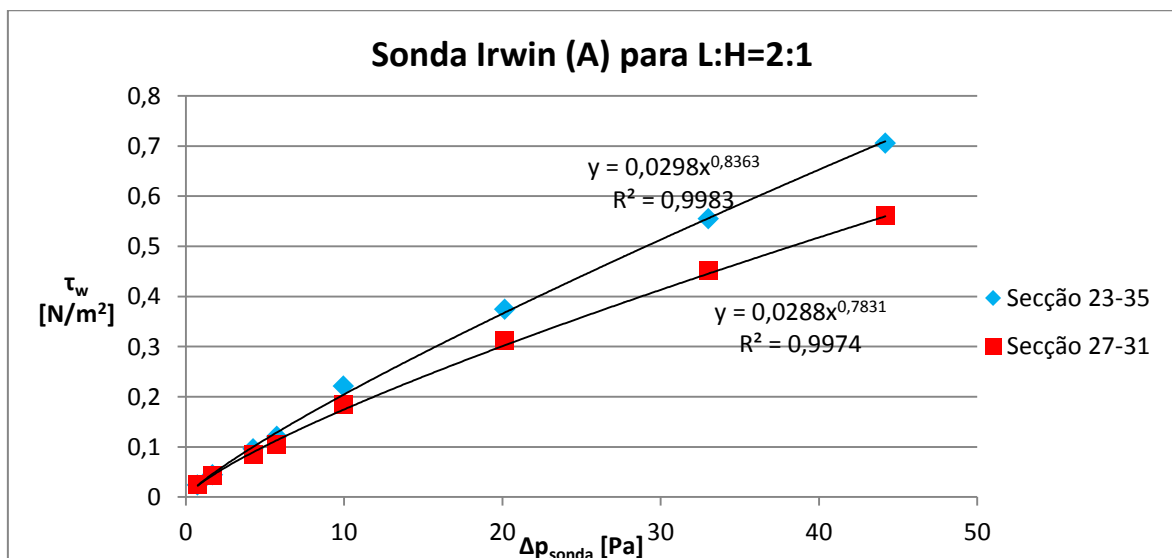
d_a (mm)	$Q_{real}(m^3/s)$	$V_{rectangular}(m/s)$	Re_{Dh}
110	0,149	10,679	83408
85	0,134	9,627	75193
70	0,112	8,011	62568
56	0,085	6,118	47782
44	0,061	4,416	34487

ANEXO C

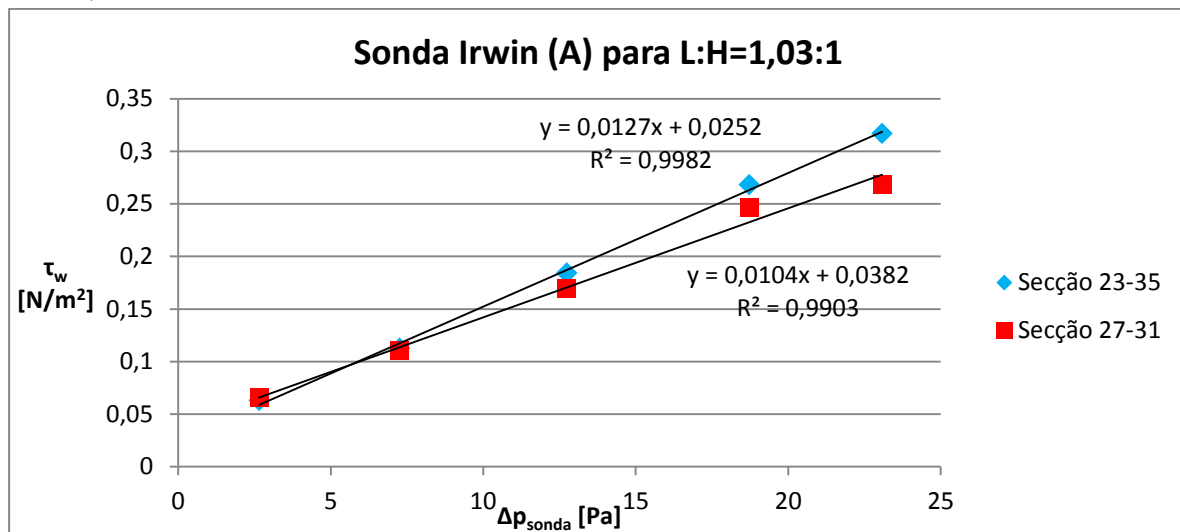
Aproximação dos dados por função linear para calibração da sonda Irwin (A) para a relação $L:H=2,67:1$:



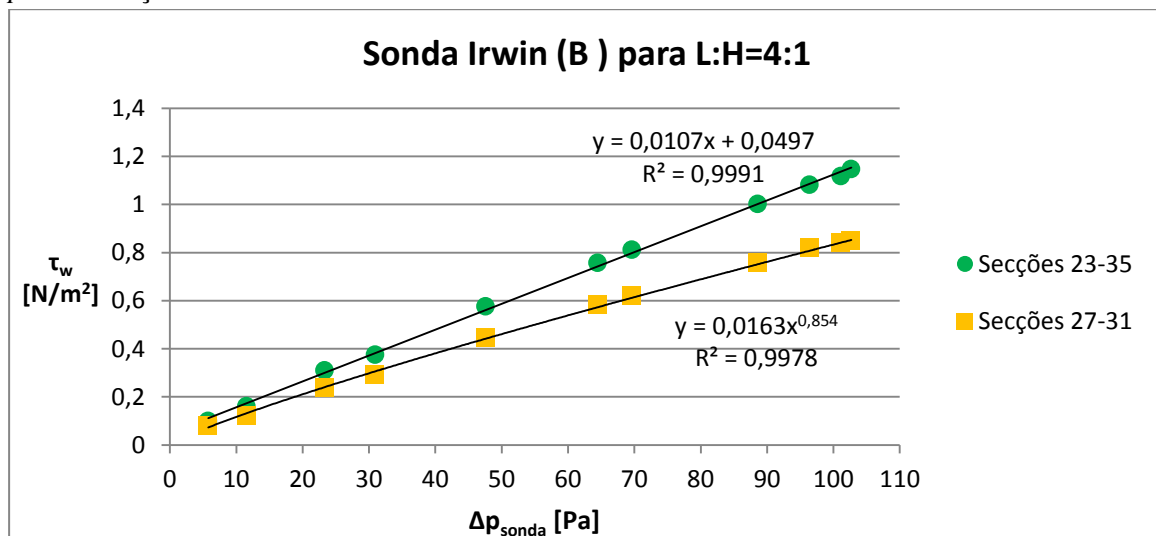
Aproximação dos dados por função potencial para calibração da sonda Irwin (A) para a relação $L:H=2:1$:



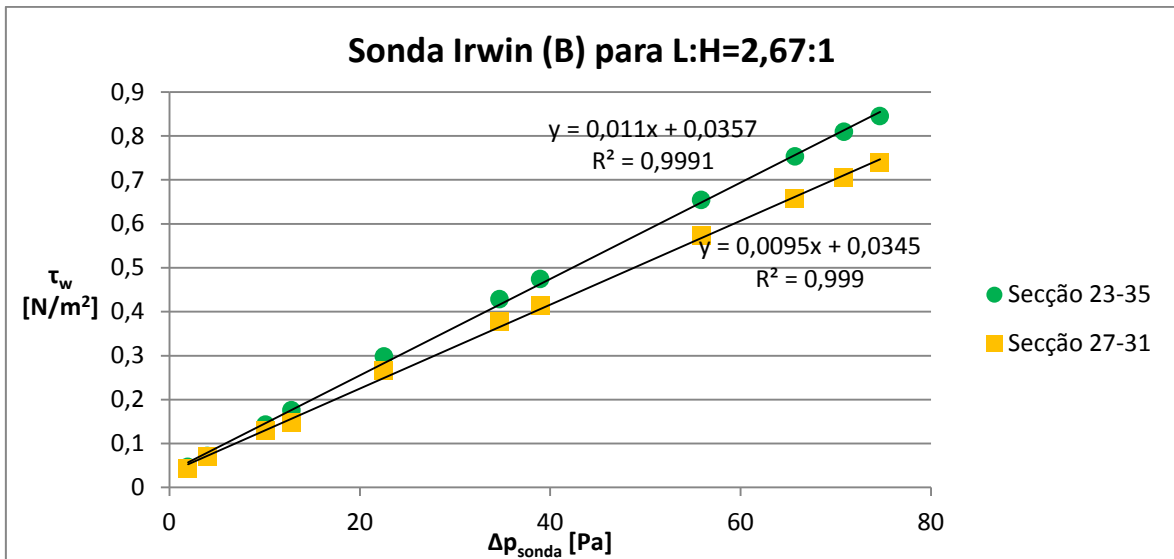
Aproximação dos dados por função linear para calibração da sonda Irwin (A) para a relação $L:H=1,03:1$:



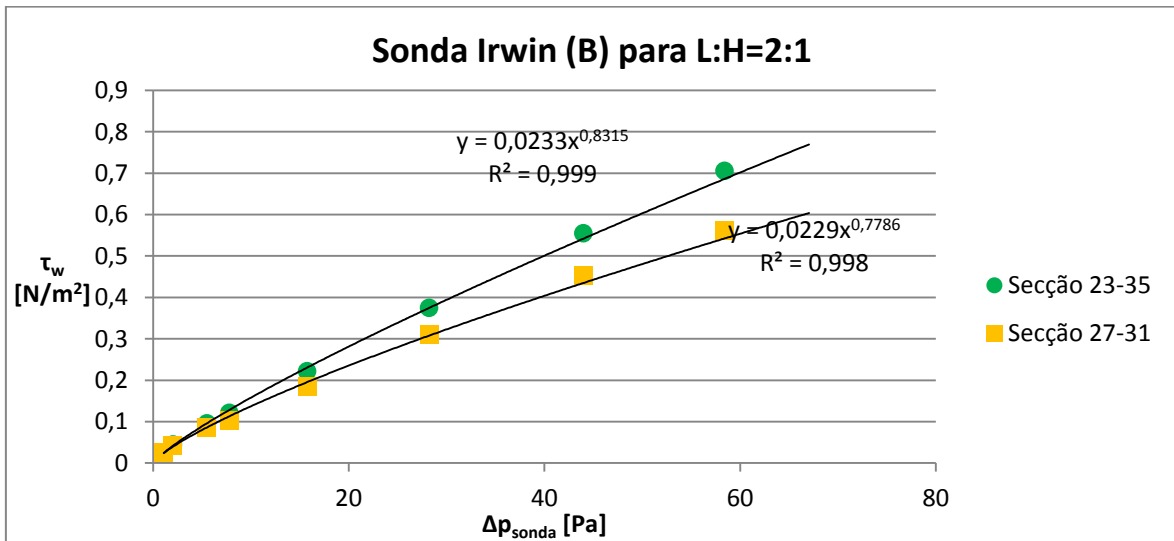
Aproximação dos dados por função linear e função potencial para calibração da sonda Irwin (B) para a relação $L:H=4:1$:



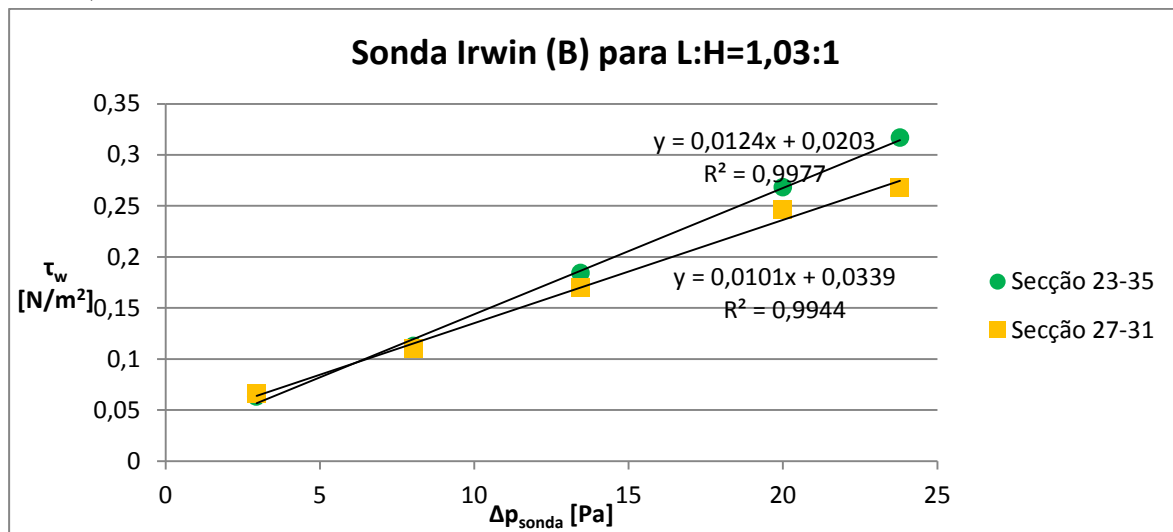
Aproximação dos dados por função linear para calibração da sonda Irwin (B) para a relação L:H=2,67:1:



Aproximação dos dados por função potencial para calibração da sonda Irwin (B) para a relação L:H=2:1:

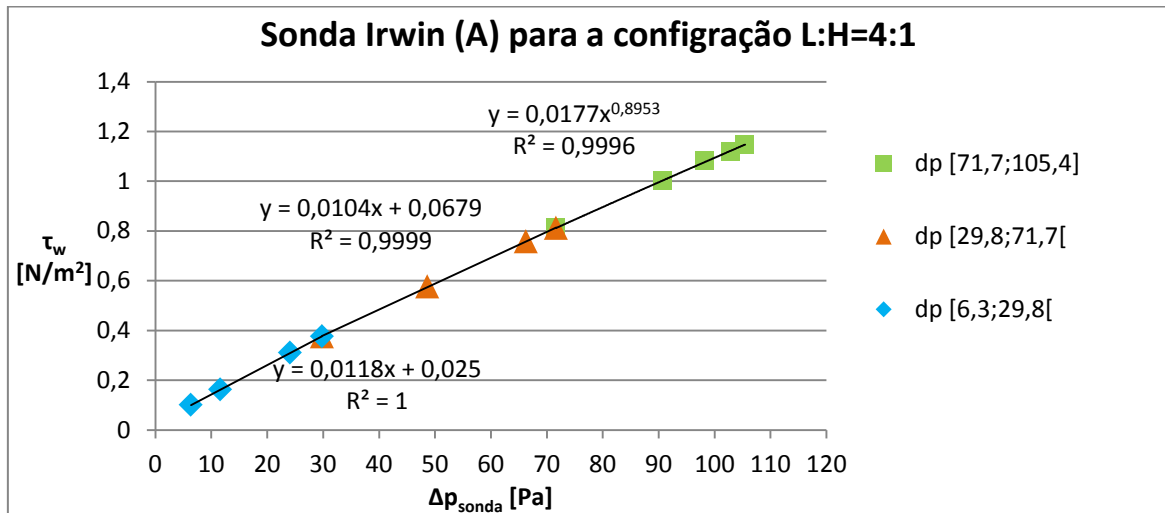


Aproximação dos dados por função linear para calibração da sonda Irwin (B) para a relação $L:H=1,03:1$:

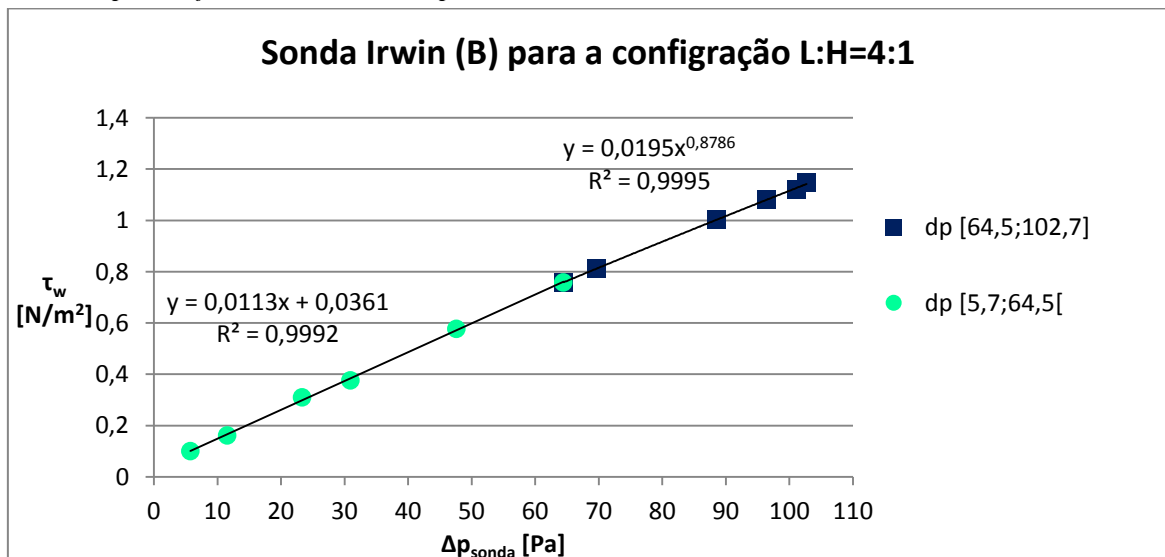


ANEXO D

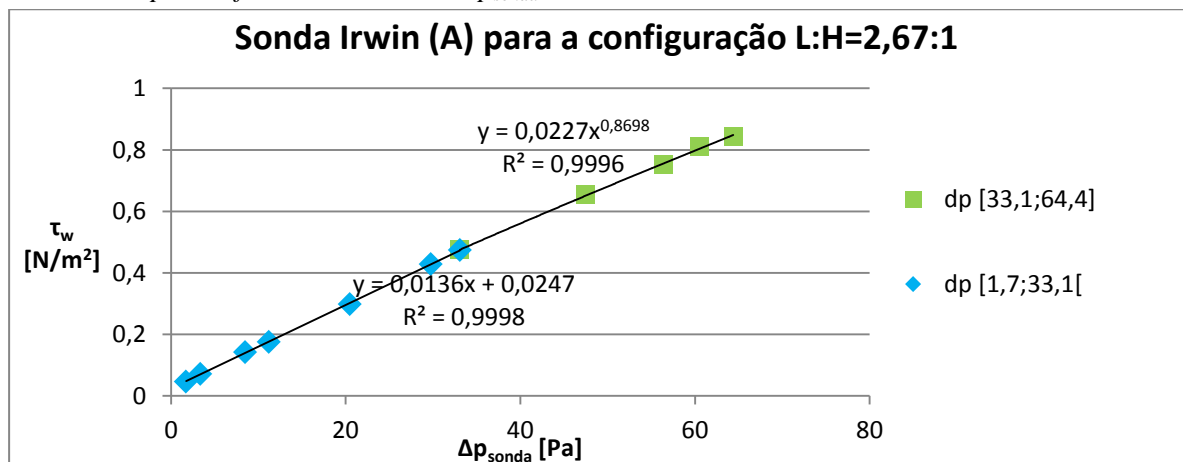
Relação entre a tensão parietal e o diferencial de pressão na sonda Irwin (A) para a configuração L:H=4:1 para diferentes intervalos Δp_{sonda} :



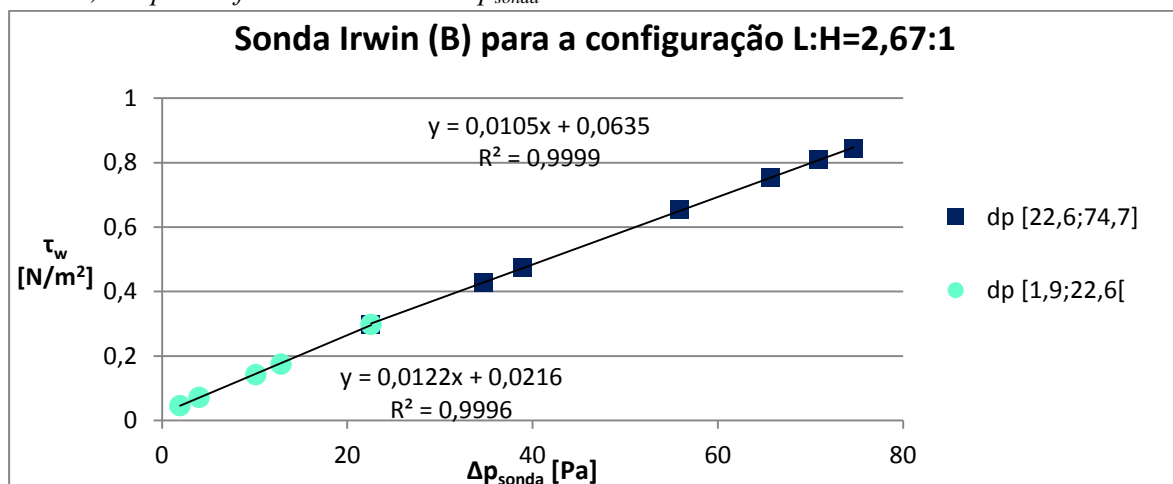
Relação entre a tensão parietal e o diferencial de pressão na sonda Irwin (B) para a configuração L:H=4:1 para diferentes intervalos Δp_{sonda} :



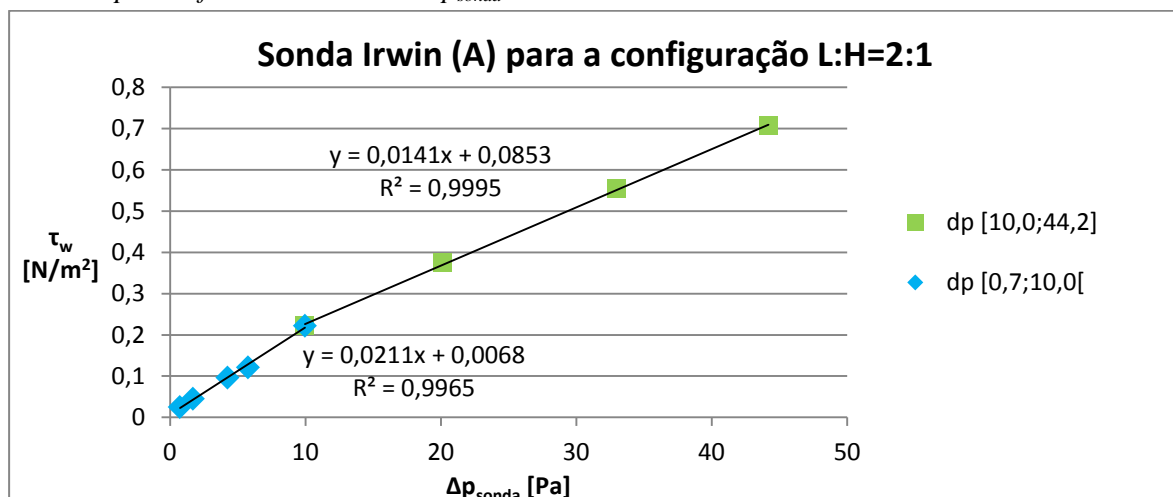
Relação entre a tensão parietal e o diferencial de pressão na sonda Irwin (A) para a configuração L:H=2,67:1 para diferentes intervalos Δp_{sonda} :



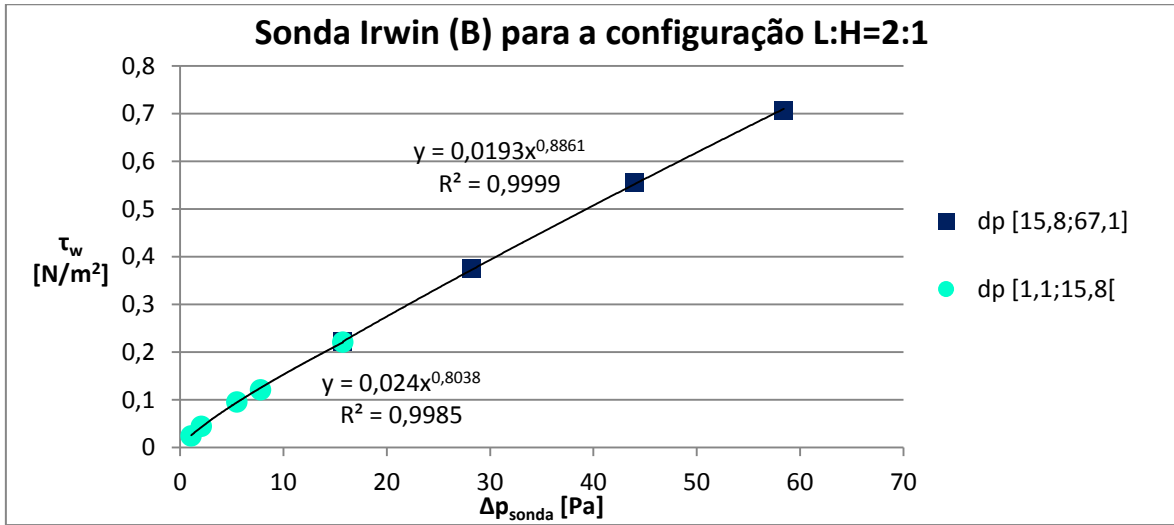
Relação entre a tensão parietal e o diferencial de pressão na sonda Irwin (B) para a configuração L:H=2,67:1 para diferentes intervalos Δp_{sonda} :



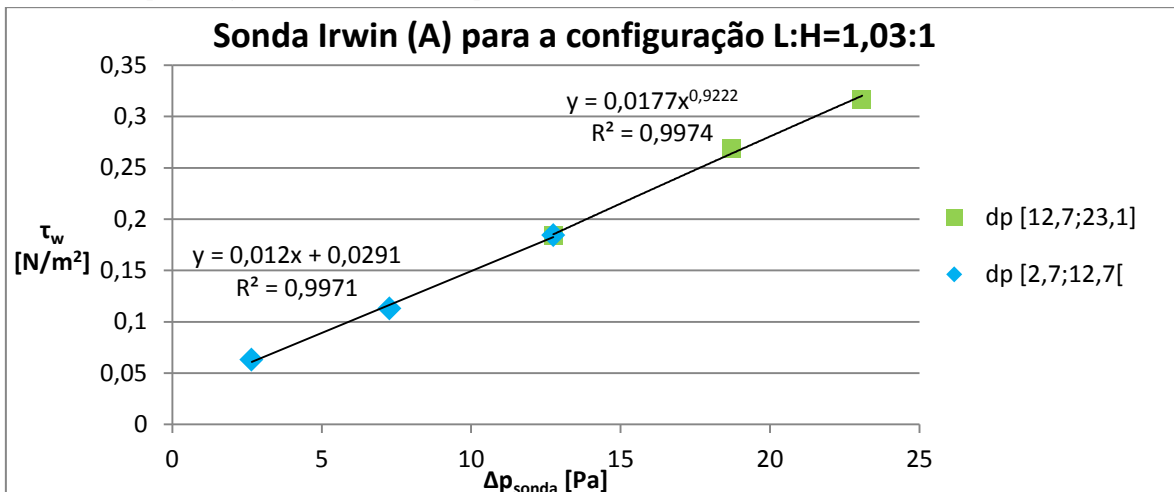
Relação entre a tensão parietal e o diferencial de pressão na sonda Irwin (A) para a configuração L:H=2:1 para diferentes intervalos Δp_{sonda} :



Relação entre a tensão parietal e o diferencial de pressão na sonda Irwin (B) para a configuração L:H=2:1 para diferentes intervalos Δp_{sonda} :



Relação entre a tensão parietal e o diferencial de pressão na sonda Irwin (A) para a configuração L:H=1,03:1 para diferentes intervalos Δp_{sonda} :



Relação entre a tensão parietal e o diferencial de pressão na sonda Irwin (B) para a configuração L:H=1,03:1 para diferentes intervalos Δp_{sonda} :

