

**UFRRJ**  
**INSTITUTO DE TECNOLOGIA**  
**CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA QUÍMICA**  
**TECNOLOGIA QUÍMICA**

**DISSERTAÇÃO**

**Avaliação da Perda de Carga e do Fator de Atrito no escoamento de  
Fluidos de Perfuração em Geometrias Circular e Anulares Concêntricas**

**RAFAEL SIMÕES AZEREDO GONÇALVES**

**2008**



**UNIVERSIDADE FEDERAL RURAL DO RIO DE JANEIRO  
INSTITUTO DE TECNOLOGIA  
CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA QUÍMICA**

**AVALIAÇÃO DA PERDA DE CARGA E DO FATOR DE ATRITO NO  
ESCOAMENTO DE FLUIDOS DE PERFURAÇÃO EM GEOMETRIAS  
CIRCULAR E ANULARES CONCÊNTRICOS**

**RAFAEL SIMÕES AZEREDO GONÇALVES**

*Sob a Orientação de*  
**Cláudia Miriam Scheid**

*E Co-orientação de*  
**Luís Américo Calçada**

Dissertação submetida como requisito parcial para a obtenção do grau de **Mestre em Ciências** em Engenharia Química, Área de Concentração em Tecnologia Química.

Seropédica, RJ  
Outubro de 2008

**UNIVERSIDADE FEDERAL RURAL DO RIO DE JANEIRO  
INSTITUTO DE TECNOLOGIA  
CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA QUÍMICA**

**RAFAEL SIMÕES AZEREDO GONÇALVES**

Dissertação submetida como requisito parcial para a obtenção do grau de **Mestre em Ciências**, no Curso de Pós-Graduação em Engenharia Química, área de Concentração em Tecnologia Química.

DISSERTAÇÃO APROVADA EM \_\_/\_\_/\_\_\_\_\_

---

Cláudia Miriam Scheid, D. Sc., DEQ/UFRRJ  
(Orientadora)

---

João Jorge Ribeiro Damasceno, D. Sc., DEQ/UFU

---

Fábio de Assis Ressel Pereira, D. Sc., ESSS

## RESUMO

GONÇALVES, Rafael Simões Azeredo. **Avaliação da perda de carga e do fator de atrito no escoamento de fluidos de perfuração em geometrias circular e anulares concêntricos.** 2008. 106p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Química, Tecnologia Química). Instituto de Tecnologia, Departamento de Engenharia Química, Universidade Federal Rural do Rio de Janeiro, Seropédica, RJ, 2008.

A constante busca por novas tecnologias nos processos de perfuração de poços de petróleo tem incentivado a pesquisa e o desenvolvimento de fluidos de perfuração, bem como o próprio estudo do escoamento destes, principalmente no que se refere à perda de carga ocasionada pelas distintas geometrias presentes. Dentro deste contexto, avaliou-se neste trabalho a perda de carga e o fator de atrito no escoamento dos fluidos de perfuração A, B e C em dutos circular e anulares concêntricos, que simulam àqueles existentes em um sistema real. Os dados foram obtidos em uma unidade piloto constituída de um sistema operando em circuito fechado de 6 metros de extensão horizontal composto de tubos de ferro galvanizado, dispostos em três linhas paralelas de escoamento independentes que permitiam a avaliação da perda de carga ocasionada em um tubo circular de 1” de diâmetro e em duas razões de anulares concêntricos (ânulo formado pelos tubos de 2” e ¾”, e 1 ¼” e ½”). O sistema era composto de um tanque com capacidade de 500 litros, dotado de um agitador mecânico de 3HP, conectado a uma bomba de deslocamento positivo do tipo helicoidal de 25 HP, operando com vazões de até 20 m<sup>3</sup>/h. A unidade piloto foi instrumentada com um conjunto de três transdutores de pressão, objetivando uma ampla faixa de dados experimentais referentes a perda de pressão. A vazão volumétrica foi determinada por técnica gravimétrica e a reologia do fluido foi avaliada com o auxílio de um viscosímetro FANN, modelo 35A. Os dados de perda de carga e fator de atrito experimental ocasionados pelas geometrias descritas foram obtidos para a água e para os fluidos A, B e C. Os modelos reológicos foram *power-law* e Casson, objetivando avaliar as correlações de diâmetro hidráulico e fator de atrito, para os regimes laminar e turbulento. Com base nos dados experimentais de fator de atrito e perda de carga, foram avaliadas correlações da literatura.

**Palavras chave:** correlações, modelo reológico, fluidos de perfuração

## ABSTRACT

GONÇALVES, Rafael Simões Azeredo. **Load loss and friction factor in the disposal of drilling fluids in circular geometry and concentric rings.** 2008. 106p. Dissertation (Master in Chemical Engineering, Chemical Technology). Instituto de Tecnologia, Departamento de Engenharia Química, Universidade Federal Rural do Rio de Janeiro, Seropédica, RJ, Brazil, 2008.

The constant search for new technologies of drilling oil wells has reinforced the research and development of drilling fluids and the specific study of their disposal, particularly with regard to the load loss caused by the different geometries. Within this context, this study focused on the load loss and friction factor in the disposal of the drilling fluids A, B and C in circular and concentric annular pipelines, simulating a real system. The data were obtained in a pilot plant consisting of a system operating in a closed circuit of 6 m long horizontal tubes of galvanized iron, arranged in three independent parallel flow lines, which allowed the evaluation of load loss in a circular tube of 1 " diameter and two ratios of concentric rings (annular tubes consisting of 2" and  $\frac{3}{4}$ " and 1  $\frac{1}{4}$ " and  $\frac{1}{2}$  "). The system consisted of a 500 l tank with a mechanical stirrer (3HP), coupled with a positive displacement pump with a helical rotor (25HP), operating at flow rates of up to 20 m<sup>3</sup>/h. The pilot plant was equipped with a set of three pressure transducers, to collect a wide range of experimental data recording the pressure loss. The flow volume was determined by a gravimetric technique and the fluid rheology was measured by a FANN viscometer, model 35A. Data of load loss and friction factor in relation to the above experimental geometries were recorded for water and the fluids A, B e C. The rheological models power-law and Casson were used to evaluate the correlations of hydraulic diameter and friction factor for laminar and turbulent regimes. Correlations proposed in the literature were evaluated, based on the experimental data of friction factor and loss.

**Key words:** correlation, rheological model, drilling fluids

## LISTA DE TABELAS

<b>Tabela 2.1</b> – Modelos reológicos para fluidos newtonianos e não-newtonianos.....	6
<b>Tabela 2.2</b> – Equações para cálculo do fator de atrito no regime laminar .....	13
<b>Tabela 2.3</b> – Equações para determinação do número de Reynolds crítico.....	16
<b>Tabela 2.4</b> – Equações para determinação do fator de atrito no regime turbulento.....	18
<b>Tabela 2.5</b> – Correlações de diâmetro hidráulico. ....	20
<b>Tabela 3.1</b> – Diâmetros reais e nominais das tubulações. ....	23
<b>Tabela 3.2</b> – Taxas de cisalhamentos equivalentes às velocidades de rotação no viscosímetro modelo <i>Fann 35 A</i> com combinação R1-B1.....	27
<b>Tabela 3.3</b> – Faixa dos parâmetros reológicos para o modelo <i>power-law</i> .....	29
<b>Tabela 3.4</b> – Faixa dos parâmetros reológicos para o modelo de Casson. ....	29
<b>Tabela 3.5</b> – Valores de $R^2$ obtidos para os fluidos de perfuração referente aos modelos reológicos avaliados. ....	31
<b>Tabela 4.1</b> – Resultados de $Re_c$ para o fluido A (modelo <i>power-law</i> ). ....	39
<b>Tabela 4.2</b> – Resultados de $Re_c$ para o fluido A (modelo de Casson). ....	40
<b>Tabela 4.3</b> – Avaliação do erro percentual médio absoluto obtido no cálculo de $\Delta P$ referente ao regime laminar para o modelo <i>power-law</i> (A).....	45
<b>Tabela 4.4</b> – Avaliação do erro percentual médio absoluto obtido no cálculo de $\Delta P$ referente ao regime laminar para o modelo de Casson (A). ....	45
<b>Tabela 4.5</b> – Resultados de $Re_c$ para o fluido B (modelo <i>power-law</i> ).....	47
<b>Tabela 4.6</b> – Resultados de $Re_c$ para o fluido B (modelo de Casson) . ....	48
<b>Tabela 4.7</b> – Avaliação do erro percentual médio absoluto obtido no cálculo de $\Delta P$ referente ao regime laminar para o modelo <i>power-law</i> (B) .....	50
<b>Tabela 4.8</b> – Avaliação do erro percentual médio absoluto obtido no cálculo de $\Delta P$ referente ao regime laminar para o modelo de Casson (B) .....	50
<b>Tabela 4.9</b> – Dados críticos para o fluido C. ....	53
<b>Tabela 4.10</b> – Resultados de $Re_c$ para o fluido C (modelo <i>power-law</i> ) .....	53
<b>Tabela 4.11</b> – Resultados de $Re_c$ para o fluido C (modelo de Casson) . ....	54
<b>Tabela 4.12</b> – Avaliação do erro percentual médio absoluto obtido no cálculo de $\Delta P$ referente ao regime laminar para o modelo <i>power-law</i> (C) .....	57
<b>Tabela 4.13</b> – Avaliação do erro percentual médio absoluto obtido no cálculo de $\Delta P$ referente ao regime laminar para o modelo de Casson (C) .....	57
<b>Tabela 4.14</b> – Avaliação das correlações de fator de atrito para o modelo <i>power-law</i> .....	61
<b>Tabela 4.15</b> – Avaliação das correlações de fator de atrito para o modelo de Casson .....	66
<b>Tabela 4.16</b> – Incerteza das variáveis envolvidas no cálculo de $f$ .....	67
<b>Tabela 4.17</b> – Incerteza das variáveis calculadas.....	67
<b>Tabela 4.18</b> – Incerteza média dos parâmetros estimados.....	68
<b>Tabela 4.19</b> – Resultados da Incerteza relativa no cálculo de $\Delta P$ para os regimes laminar, transitório e turbulento, para o modelo <i>power-law</i> .....	69
<b>Tabela 4.20</b> – Resultados da Incerteza relativa no cálculo de $\Delta P$ para os regimes laminar, transitório e turbulento, para o modelo de Casson. ....	74

## LISTA DE FIGURAS

<b>Figura 2.1</b> – Curvas de comportamento para fluidos puramente viscosos e independentes do tempo, (a)-Bingham, (b)-Pseudoplástico, (c)-Dilatante e (d)-Newtoniano .....	4
<b>Figura 2.2</b> – Representação esquemática da classificação de fluido .....	5
<b>Figura 2.3</b> – Reograma tensão cisalhante versus taxa de deformação (Bingham) .....	7
<b>Figura 2.4</b> – Reograma tensão cisalhante versus taxa de deformação ( <i>power-law</i> ) .....	8
<b>Figura 2.5</b> – Trajetória do fluido durante o processo de perfuração do poço .....	11
<b>Figura 2.6</b> – Determinação experimental da vazão crítica (caso a) .....	14
<b>Figura 2.7</b> – Determinação experimental da vazão crítica (caso b).....	15
<b>Figura 3.1</b> – Foto da unidade experimental de escoamento de fluidos .....	22
<b>Figura 3.2</b> – Esquema da unidade experimental de escoamento de fluidos .....	22
<b>Figura 3.3</b> – Medidas geométricas das tubulações em estudo .....	23
<b>Figura 3.4</b> – Quadro de seleção das tubulações e dos transdutores de pressão. ....	24
<b>Figura 3.5</b> – Vista frontal e lateral referente à centralização dos anulares concêntricos .....	24
<b>Figura 3.6</b> – Viscosímetro <i>Fann V. G. Metter modelo 35A</i> .....	26
<b>Figura 3.7</b> – Detalhes do indicador de leitura da deflexão $\theta$ e do ajuste de velocidades .....	28
<b>Figura 3.8</b> – Reograma típico do fluido A.....	30
<b>Figura 3.9</b> – Reograma típico do fluido B.....	30
<b>Figura 3.10</b> – Reograma típico do fluido C.....	31
<b>Figura 3.11</b> – Avaliação do $f_{exp}$ e dos $f_{pred}$ para o tubo circular .....	33
<b>Figura 3.12</b> – Avaliação do $f_{exp}$ e dos $f_{pred}$ para os anulares I e II .....	34
<b>Figura 3.13</b> – Desvio entre o $f_{exp}$ e os $f_{pred}$ referente ao tubo circular .....	34
<b>Figura 3.14</b> – Desvio entre o $f_{exp}$ e os $f_{pred}$ referente aos anulares I e II .....	35
<b>Figura 4.1</b> – Determinação do $Re_{c\ exp}$ para o tubo circular (A) .....	38
<b>Figura 4.2</b> – Determinação do $Re_{c\ exp}$ para o tubo anular I (A) .....	38
<b>Figura 4.3</b> – Determinação do $Re_{c\ exp}$ para o tubo anular II (A) .....	39
<b>Figura 4.4</b> – Avaliação do efeito da equação de $D_H$ no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular I para o modelo <i>power-law</i> /primeira carga (A) .....	41
<b>Figura 4.5</b> – Avaliação do efeito da equação de $D_H$ no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular II para o modelo <i>power-law</i> /primeira carga (A) .....	41
<b>Figura 4.6</b> – Avaliação do efeito da equação de $D_H$ no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular I para o modelo <i>power-law</i> /segunda carga (A) .....	42
<b>Figura 4.7</b> – Avaliação do efeito da equação de $D_H$ no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular II para o modelo <i>power-law</i> /segunda carga (A) .....	42
<b>Figura 4.8</b> – Avaliação do efeito da equação de $D_H$ no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular I para o modelo de Casson/primeira carga (A) .....	43
<b>Figura 4.9</b> – Avaliação do efeito da equação de $D_H$ no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular II para o modelo de Casson/primeira carga (A) .....	43
<b>Figura 4.10</b> – Avaliação do efeito da equação de $D_H$ no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular I para o modelo de Casson/segunda carga (A) .....	44
<b>Figura 4.11</b> – Avaliação do efeito da equação de $D_H$ no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular II para o modelo de Casson/segunda carga (A) .....	44
<b>Figura 4.12</b> – Determinação do $Re_{c\ exp}$ para o tubo circular (B).....	46
<b>Figura 4.13</b> – Determinação do $Re_{c\ exp}$ para o tubo anular I (B).....	46
<b>Figura 4.14</b> – Determinação do $Re_{c\ exp}$ para o tubo anular II (B). ....	47
<b>Figura 4.15</b> – Avaliação do efeito da equação de $D_H$ no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular I para o modelo <i>power-law</i> (B).....	48

<b>Figura 4.16</b> – Avaliação do efeito da equação de $D_H$ no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular II para o modelo <i>power-law</i> (B).....	49
<b>Figura 4.17</b> – Avaliação do efeito da equação de $D_H$ no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular I para o modelo de Casson (B).....	49
<b>Figura 4.18</b> – Avaliação do efeito da equação de $D_H$ no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular II para o modelo de Casson (B). .....	50
<b>Figura 4.19</b> – Avaliação do $Re_{c\ exp}$ para o tubo circular (C).....	51
<b>Figura 4.20</b> – Avaliação do $Re_{c\ exp}$ para o tubo anular I (C).....	52
<b>Figura 4.21</b> – Avaliação do $Re_{c\ exp}$ para o tubo anular II (C).....	52
<b>Figura 4.22</b> – Avaliação do efeito da equação de diâmetro hidráulico no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular I para o modelo <i>power-law</i> (C).....	55
<b>Figura 4.23</b> – Avaliação do efeito da equação de diâmetro hidráulico no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular II para o modelo <i>power-law</i> (C). .....	55
<b>Figura 4.24</b> – Avaliação do efeito da equação de diâmetro hidráulico no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular I para o modelo de Casson (C).....	56
<b>Figura 4.25</b> – Avaliação do efeito da equação de diâmetro hidráulico no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular II para o modelo de Casson (C). .....	56
<b>Figura 4.26</b> – Gráfico comparativo dos fatores de atrito versus número de Reynolds, para os tubos circular e anulares referente ao modelo <i>power-law</i> (Regime Laminar).....	58
<b>Figura 4.27</b> – Avaliação do fator de atrito no regime turbulento para o tubo circular referente ao modelo <i>power-law</i> . .....	59
<b>Figura 4.28</b> – Avaliação do percentual dos erros obtidos no cálculo do fator de atrito no regime turbulento para o tubo circular referente ao modelo <i>power-law</i> .....	59
<b>Figura 4.29</b> – Avaliação do fator de atrito no regime turbulento para os tubos anulares referente ao modelo <i>power-law</i> . .....	60
<b>Figura 4.30</b> – Avaliação do percentual dos erros obtidos no cálculo do fator de atrito no regime turbulento para o tubo anular I referente ao modelo <i>power-law</i> .....	60
<b>Figura 4.31</b> – Avaliação do percentual dos erros obtidos no cálculo do fator de atrito no regime turbulento para o tubo anular II referente ao modelo <i>power-law</i> . .....	61
<b>Figura 4.32</b> – Gráfico comparativo do fator de atrito versus número de Reynolds, para o tubo circular referente ao modelo de Casson (Regime laminar) .....	62
<b>Figura 4.33</b> – Gráfico comparativo do fator de atrito versus número de Reynolds, para o tubo anular I referente ao modelo de Casson (Regime laminar) .....	62
<b>Figura 4.34</b> – Gráfico comparativo do fator de atrito versus número de Reynolds, para o tubo anular II referente ao modelo de Casson (Regime laminar). .....	63
<b>Figura 4.35</b> – Avaliação do fator de atrito no regime turbulento para o tubo circular referente ao modelo de Casson . .....	63
<b>Figura 4.36</b> – Avaliação do percentual dos erros obtidos no cálculo do fator de atrito no regime turbulento para o tubo circular referente ao modelo de Casson. ....	64
<b>Figura 4.37</b> – Avaliação do fator de atrito no regime turbulento para os tubos anulares referente ao modelo de Casson . .....	64
<b>Figura 4.38</b> – Avaliação do percentual dos erros obtidos no cálculo do fator de atrito no regime turbulento para o tubo anular I referente ao modelo de Casson . .....	65
<b>Figura 4.39</b> – Avaliação do percentual dos erros obtidos no cálculo do fator de atrito no regime turbulento para o tubo anular II referente ao modelo de Casson . .....	65
<b>Figura 4.40</b> – Avaliação do percentual médio dos erros obtidos nos cálculos da queda de pressão no regime laminar para o tubo circular (modelo <i>power-law</i> ). .....	70



<b>Figura 4.41</b> – Avaliação do percentual médio dos erros obtidos nos cálculos da queda de pressão no regime laminar para o tubo anular I – $D_{HI}$ (modelo <i>power-law</i> ) .....	70
<b>Figura 4.42</b> – Avaliação do percentual médio dos erros obtidos nos cálculos da queda de pressão no regime laminar para o tubo anular II – $D_{HI}$ (modelo <i>power-law</i> ).....	71
<b>Figura 4.43</b> – Avaliação da incerteza relativa nos cálculos da queda de pressão nos regime de transição e turbulento para o tubo circular (modelo <i>power-law</i> ).....	71
<b>Figura 4.44</b> – Avaliação da incerteza relativa nos cálculos da queda de pressão nos regimes de transição e turbulento para o tubo anular I – $D_{HI}$ (modelo <i>power-law</i> ).....	72
<b>Figura 4.45</b> – Avaliação da incerteza relativa nos cálculos da queda de pressão nos regimes de transição e turbulento para o tubo anular II – $D_{HI}$ (modelo <i>power-law</i> ). .....	72
<b>Figura 4.46</b> – Avaliação do fator de atrito experimental e o proposto pela correlação de Ellis, para o tubo circular (modelo <i>power-law</i> ). .....	73
<b>Figura 4.47</b> – Avaliação do fator de atrito experimental e o proposto pela correlação de Ellis e Churchill, para os tubos anulares (modelo <i>power-law</i> ).....	73
<b>Figura 4.48</b> – Avaliação da incerteza relativa nos cálculos da queda de pressão no regime laminar para o tubo circular (modelo de Casson).....	75
<b>Figura 4.49</b> – Avaliação da incerteza relativa nos cálculos da queda de pressão no regime laminar para o tubo anular I – $D_{HI}$ (modelo de Casson).....	75
<b>Figura 4.50</b> – Avaliação da incerteza relativa nos cálculos da queda de pressão no regime laminar para o tubo anular II – $D_{HI}$ (modelo de Casson). .....	76
<b>Figura 4.51</b> – Avaliação da incerteza relativa nos cálculos da queda de pressão nos regimes de transição e turbulento para o tubo circular (modelo de Casson).....	76
<b>Figura 4.52</b> – Avaliação da incerteza relativa nos cálculos da queda de pressão nos regimes de transição e turbulento para o tubo anular I – $D_{HI}$ (modelo de Casson).....	77
<b>Figura 4.53</b> – Avaliação da incerteza relativa nos cálculos da queda de pressão nos regimes de transição e turbulento para o tubo anular II – $D_{HI}$ (modelo de Casson) .....	77
<b>Figura 4.54</b> – Avaliação do fator de atrito experimental e o proposto pela correlação de Churchill, para o tubo circular (modelo de Casson).....	78
<b>Figura 4.55</b> – Avaliação do fator de atrito experimental e o proposto pela correlação de Churchill, para o tubo anular I (modelo de Casson).....	78
<b>Figura 4.56</b> – Avaliação do fator de atrito experimental e o proposto pela correlação de Ellis, para o tubo anular II (modelo de Casson).....	79

## LISTA DE ABREVIÇÕES E SÍMBOLOS

A	Área da seção transversal da tubulação	(m <sup>2</sup> )
Anular I	Tubo anular concêntrico de 1 ¼” para ½”	(adm.)
Anular II	Tubo anular concêntrico de 2” para ¾”	(adm.)
b	Coefficiente linear	(adm)
D	Diâmetro da tubulação	(m)
D <sub>H</sub>	Diâmetro hidráulico	(m)
D <sub>1</sub>	Diâmetro do tubo interno	(m)
D <sub>2</sub>	Diâmetro do tubo externo	(m)
f <sub>calc</sub>	Fator de atrito calculado	(adm.)
f <sub>exp</sub>	Fator de atrito experimental	(adm.)
f <sub>predF</sub>	Fator de atrito predito por Fanning	(adm.)
f <sub>predB</sub>	Fator de atrito predito por Blasius	(adm.)
f <sub>D</sub>	Fator de atrito de Darcy	(adm.)
g	Aceleração da gravidade	(m.s <sup>-2</sup> )
h <sub>t</sub>	Somatório de todas as perdas de cargas geradas no tubo	(m)
h <sub>s</sub>	Perda de carga ocasionada por acidentes presentes na tubulação	(m)
h <sub>d</sub>	Perda de carga provocadas pelo atrito na parede do tubo reto	(m)
He <sub>CN</sub>	Número de Hedstrom de Casson	(adm.)
k	Parâmetro do modelo <i>power-law</i> (índice de consistência)	(Kg.m <sup>-1</sup> .s <sup>n-1</sup> )
L	Comprimento da seção reta	(m)
LE <sub>c</sub>	Limite de escoamento de Casson	(Kg.m <sup>-1</sup> .s <sup>-2</sup> )
m	Massa	(Kg)
n	Parâmetro do modelo <i>power-law</i> (índice de comportamento)	(adm.)
N	Velocidade de rotação	(rpm.)
P	Pressão no interior do tubo	(kg.m <sup>-1</sup> .s <sup>-2</sup> )
P <sub>poço</sub>	Pressão no interior de um poço de petróleo	(kg.m <sup>-1</sup> .s <sup>-2</sup> )
P <sub>sup</sub>	Pressão na superfície	(kg.m <sup>-1</sup> .s <sup>-2</sup> )
P <sub>hidr</sub>	Soma da pressão hidrostática da lamina d’água acima do poço	(kg.m <sup>-1</sup> .s <sup>-2</sup> )
P <sub>bombeio</sub>	Pressão de bombeio do fluido de perfuração	(kg.m <sup>-1</sup> .s <sup>-2</sup> )
Q	Vazão volumétrica	(m <sup>3</sup> .s <sup>-1</sup> )
R	Coefficiente de correlação de Pearson	(adm.)
R <sup>2</sup>	Coefficiente de determinação	(adm.)
Re <sub>c</sub>	Número de Reynolds crítico	(adm.)
Re <sub>c calc</sub>	Número de Reynolds crítico calculado pela correlação	(adm.)
Re <sub>c exp</sub>	Número de Reynolds crítico experimental	(adm.)
Re <sub>L</sub>	Número de Reynolds crítico para o regime laminar	(adm.)
Re <sub>T</sub>	Número de Reynolds crítico para o regime turbulento	(adm.)
Re <sub>CN</sub>	Número de Reynolds para o modelo de Casson	(adm.)
Re <sub>p</sub>	Número de Reynolds para o modelo <i>power-law</i>	(adm.)
R <sub>H</sub>	Raio hidráulico	(m)
t <sub>i</sub>	tempo i	(s)
v	Velocidade média	(m.s <sup>-1</sup> )
VP <sub>c</sub>	Viscosidade plástica de Casson	(kg.m.s <sup>-1</sup> )
W	Vazão mássica	(kg.s <sup>-1</sup> )
x <sub>i</sub>	Variável x experimental no ponto i	(adm.)
x	Variável x calculada	(adm.)
y <sub>i</sub>	Variável y experimental no ponto i	(adm.)

y	Variável y calculada	(adm.)
z	Alturas geométricas (cotas)	(m)

### Letras gregas

$\beta$	Razão entre os diâmetros interno e externo	(adm.)
$\epsilon$	Rugosidade do tubo	(adm.)
$\theta$	Leitura de deflexão no viscosímetro	(adm.)
$\gamma$	Taxa de deformação	(s <sup>-1</sup> )
$\gamma_0$	Termo corretivo para as taxas de cisalhamento	(s <sup>-1</sup> )
$\mu$	Viscosidade do fluido	(Kg.m <sup>-1</sup> .s <sup>-1</sup> )
$\mu_{ap}$	Viscosidade aparente	(Kg.m <sup>-1</sup> .s <sup>-1</sup> )
$\mu_p$	Viscosidade plástica	(Kg.m <sup>-1</sup> .s <sup>-1</sup> )
$\mu_\infty$	Viscosidade limite para altas taxas de cisalhamento	(Kg.m <sup>-1</sup> .s <sup>-1</sup> )
$\rho$	Massa específica do fluido	(Kg.m <sup>-3</sup> )
$\sigma$	Desvio padrão	(adm.)
$\tau$	Tensão cisalhante	(Kg.m <sup>-1</sup> .s <sup>-2</sup> )
$\tau_0$	Tensão mínima (limite de escoamento)	(Kg.m <sup>-1</sup> .s <sup>-2</sup> )
$\omega$	Velocidade angular	(rpm)
$\delta$	Análise das incertezas	(adm.)
$\psi$	Fator de abrangência	(adm.)
$\Delta P$	Queda de pressão	(Pa)
$\Delta L$	Comprimento da seção de teste	(m)
$\Delta P_{calc}$	Queda de pressão calculada	(Pa)
$\Delta P_{fricção}$	Somatório das Perdas de carga no escoamento do fluido no poço	(Pa)
$\Delta P_{exp}$	Queda de pressão experimental	(Pa)
$\Delta t$	Variação de tempo	(s)

## SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO.....	1
2 REVISÃO DA LITERATURA .....	3
2.1 Características dos Fluidos Viscosos.....	3
2.2 Modelos Reológicos .....	5
2.3 Equação da Energia no escoamento de fluidos.....	9
2.4 Balanço de Pressões em processo de exploração de petróleo.....	11
2.5 Equações para Cálculo do Fator de Atrito.....	12
2.5.1 Regime Laminar .....	12
2.5.2 Regimes Transitório e Turbulento.....	13
2.6 Equações de Diâmetro Hidráulico.....	19
3 MATERIAIS E MÉTODOS.....	21
3.1 Unidade Experimental .....	21
3.2 Metodologia.....	25
3.3 Fluidos Utilizados.....	25
3.4 Determinação da Reologia.....	25
3.5 Calibração da Unidade Experimental .....	32
3.6 Incertezas nas Determinações Experimentais.....	35
3.6.1 Tratamento das Incertezas Experimentais .....	35
3.6.2 Propagação de Erros e Desvio Padrão dos Parâmetros Reológicos.....	36
4 RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	37
4.1 Avaliação das correlações de $D_H$ - Modelos <i>power-law</i> e Casson .....	37
4.1.1 Determinação do número de Reynolds crítico (A) .....	37
4.1.2 Avaliação das correlações de $D_H$ – Modelos <i>power-law</i> e Casson (A).....	40
4.1.3 Determinação do número de Reynolds crítico (B) .....	45
4.1.4 Avaliação das correlações de $D_H$ – Modelos <i>power-law</i> e Casson (B) .....	48
4.1.5 Determinação do número de Reynolds crítico (C) .....	51
4.1.6 Avaliação das correlações de $D_H$ – Modelos <i>power-law</i> e Casson (C) .....	54
4.2 Avaliação das correlações de fator de atrito para o fluido C.....	57
4.2.1 Correlações de fator de atrito - Modelo <i>power-law</i> .....	58
4.2.2 Correlações de fator de atrito - Modelo de Casson.....	62
4.3 Avaliações da incertezas .....	66
4.3.1 Tratamento das Incertezas Experimentais, Calculadas e Estimadas.....	66
4.3.2 Cálculo das Incertezas relativas referentes às correlações de $f$ .....	68
4.3.3 Incertezas Experimentais Propagadas no $f_{calc}$ e no $\Delta P_{calc}$ – Modelo <i>power-law</i> .....	69
4.3.4 Incertezas Experimentais Propagadas no $f_{calc}$ e no $\Delta P_{calc}$ – Modelo de Casson .....	74
5 CONCLUSÕES .....	80
6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	81
7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	82
8 ANEXOS .....	84

# 1. INTRODUÇÃO

A perfuração de poços de petróleo é uma operação dispendiosa e de alto risco. O escoamento dos diferentes fluidos utilizados no processo de perfuração, em especial a trajetória percorrida pelo fluido, ou seja, partindo do processo inicial de injeção até o processo final de carregamento de cascalho, tornou-se fundamental e de grande interesse o estudo mais aprofundado em todo o mecanismo de perda de carga, em função das distintas geometrias presentes durante o percurso do fluido, uma vez que está relacionada diretamente à otimização do consumo energético.

Na literatura discute-se a importância do controle rigoroso da velocidade e pressão ao longo do poço. Velocidades altas implicam em possibilidades de provocar erosão, enquanto velocidades muito baixas podem ser insuficientes para transportar o cascalho. Simultaneamente, pressões excessivas podem causar fratura das rochas, enquanto pressões insuficientes dificultam o bombeamento e podem permitir o fluxo de fluidos da formação para o interior do poço. Assim, há um grande interesse no estudo do escoamento dos diversos fluidos no interior de poços, gerando grandes desafios para a engenharia.

Encontram-se na literatura trabalhos que abordam o escoamento de fluido não-newtoniano incompressível unidimensional em tubos circular e anulares utilizando diferentes modelos reológicos (Bertola et al., 2003 e Escudier et al., 2002), porém carecem de revisões em função de constantes avanços tecnológicos.

Neste contexto, foi construída uma unidade piloto objetivando a simulação de sistemas de prospecção na perfuração de poços de petróleo com ênfase no escoamento em tubos circular e anulares concêntricos. Desta forma o processo de escoamento dos fluidos de perfuração baseou-se na trajetória real, ou seja, durante a descida pelo tubo circular formado pela coluna de perfuração encaminhando até as brocas, em seguida pelo ânulo formado entre a parede do poço e a coluna de perfuração durante a subida para superfície, carregando os sedimentos, para posteriores tratamentos e em seguida retornando ao processo de perfuração, visto que se trata de um processo cíclico.

O dimensionamento da unidade piloto foi feito buscando-se manter as características operacionais reais dos escoamentos da indústria de petróleo. Os diâmetros dos tubos, razões entre os anulares e os tamanhos das seções de teste, foram confeccionados objetivando manter a similaridade dinâmica com o número de Reynolds entre 100 e 15000 e a similaridade geométrica com relação às dimensões e as características do escoamento em unidades de perfuração.

A unidade piloto possibilitou a obtenção e avaliação da perda de carga, através dos dados experimentais de reologia, vazão e queda de pressão, e a partir desses dados foi possível calcular o fator de atrito para cada um dos casos estudados, destacando que os fluidos de perfuração utilizados foram A, B e C, sendo os mesmos avaliados por dois modelos reológicos, *power-law* e Casson. Os dados experimentais foram comparados com as correlações propostas na literatura. Para o regime de escoamento laminar, foi efetuada uma avaliação das cinco correlações de diâmetro hidráulico dispostas na literatura, e para os regimes transitório e turbulento, foram avaliadas correlações de fator de atrito, específicas para cada modelo reológico, objetivando a definição de uma melhor correlação que descreva o fluido analisado.

Os fluidos de perfuração tiveram suas tecnologias desenvolvidas e ampliadas à proporção em que às sondagens rotativas e roto-pneumáticas atingiam grandes profundidades e necessidades de controles paramétricos cada vez mais rígidos. Contudo, não se deve imaginar que tais fluidos sirvam apenas como um meio para atingir-se, com rapidez e eficiência, a profundidade final do furo. Deve-se levar, também, em consideração, que dentre

as suas mais diversas propriedades, o destaque está relacionado diretamente à avaliação e eficiência exploratória de um poço.

No início, eles eram constituídos de águas de rios, lagoas, mangues etc., com adição de algum tipo de argila e/ou incorporação de partículas resultantes do próprio ato de perfurar. Posteriormente, produtos naturais ou sintéticos foram acrescentados para que cada novo problema operacional correspondesse a uma solução adequada.

Os fluidos de perfuração não controlam apenas as condições operacionais de perfuração, também influenciam nas leituras dos perfis geofísicos. Nos poços perfurados para exploração de água, a maioria dos fluidos é confeccionada a partir de materiais bentoníticos e poliméricos. Fluidos poliméricos formam finos filmes impermeabilizantes nas paredes dos furos e apresentam pequenos diâmetros de invasão e os fluidos bentoníticos formam espessos rebocos impermeabilizantes e invadem profundamente as paredes do poço.

Também chamados de lamas, os fluidos de perfuração são tradicionalmente classificados de acordo com o seu constituinte principal em: fluidos à base de gás, fluidos à base de óleo e fluidos à base de água. Recentemente, uma nova classe foi desenvolvida, são os chamados fluidos sintéticos. Segundo Caenn e Chillingar (1996), esse tipo de fluido é aplicado em situações mais severas de perfuração, em substituição aos fluidos à base de óleo, mas, acrescentam que os fluidos à base de água são os utilizados na maioria das perfurações em todo o mundo sendo considerados ecologicamente seguros. Mesmo com o desenvolvimento de novos tipos de fluidos, as principais empresas de sondagem do Brasil dão preferência aos tradicionais fluidos à base de água e argilas bentoníticas, e a Petrobras utiliza esse tipo de fluido tanto em perfurações terrestres quanto marítimas.

Os fluidos empregados nas operações de perfuração desempenham diversas funções, como: remover os detritos gerados pela broca, resfriar e limpar a broca, estabilizar as paredes do poço evitando o seu desmoronamento, formar uma camada pouco espessa e de baixa permeabilidade (reboco) nas paredes do poço, entre outras segundo Darley e Gray (1988).

Nos capítulos seguintes serão abordados a revisão bibliográfica, materiais e métodos, resultados e discussão quanto à avaliação das correlações de  $D_H$  para os fluidos de perfuração A, B e C, referentes aos modelos reológicos *power-law* e Casson, e para o fluido C será efetuado também uma avaliação das correlações de fator de atrito, bem como um estudo das incertezas do fator de atrito calculado e  $\Delta P$ . Em seguida serão apresentadas as conclusões do proposto trabalho, sugestões para trabalhos futuros e nos anexos as tabelas referentes aos resultados globais dos parâmetros em estudo.

## 2. REVISÃO DA LITERATURA

Neste capítulo são apresentadas avaliações dos fluidos viscosos e os seus respectivos modelos reológicos, bem como a análise dos parâmetros e correlações envolvidas nos cálculos da perda de carga e do fator de atrito durante o escoamento dos fluidos de perfuração.

De acordo com as características e propriedades físico-químicas do fluido em análise, existem modelos reológicos que descrevem o comportamento do mesmo, sendo estes compostos de dois ou três parâmetros. As obtenções destes parâmetros são feitas através da linearização das equações, para o caso de modelos de dois parâmetros ou através da estimação não-linear, para modelos compostos de três parâmetros. Tais metodologias estão relacionadas diretamente a classificação de fluidos não-newtonianos.

Para a avaliação do escoamento do fluido durante o processo de perfuração, que compreende o percurso do mesmo nas distintas geometrias presentes, faz-se necessário o estudo da perda de carga, bem como do fator de atrito nos diferentes regimes de escoamento do fluido, estes parâmetros são comparados a correlações presentes na literatura. Destacando que para as geometrias anulares concêntricas, são avaliadas cinco correlações de diâmetro hidráulico disponíveis na literatura.

### 2.1 Características dos Fluidos Viscosos

A relação entre a tensão cisalhante e a taxa de cisalhamento define o comportamento reológico dos líquidos considerados puramente viscosos. Os fluidos viscosos podem ser classificados em função do seu comportamento de fluxo ou reológico, que envolve a determinação experimental e análise da relação descrita acima, para uma determinada condição de temperatura e pressão. Fundamentalmente, os fluidos se classificam em newtonianos e não-newtonianos, Machado (2002).

Os fluidos são newtonianos quando a viscosidade só é influenciada pela temperatura e pressão, quando os mesmos são puros, e na representação gráfica, o reograma apresenta uma relação linear, passando pela origem, entre a tensão cisalhante e a taxa de deformação. De um modo geral, os gases e todos os sistemas homogêneos e monofásicos, compostos de substâncias de baixo peso molecular, ou de mistura destas, comportam-se como fluidos newtonianos, em regime de escoamento laminar. São exemplos o ar, a água, os óleos finos e seus derivados, as soluções salinas, o mel, a glicerina, etc.

Os fluidos são não-newtonianos quando a relação entre a tensão cisalhante e taxa de deformação não é linear ou requer uma tensão mínima para iniciar a deformação, a uma dada temperatura e pressão. Estes fluidos são classificados conforme o aspecto do reograma e correlação com alguma equação ou modelo matemático, e geralmente são divididos em três grandes grupos:

1. Fluidos independentes do tempo ou puramente viscosos: pertencem a este grupo, os fluidos que apresentam taxas de deformação num ponto dependente apenas da tensão cisalhante instantânea aplicada nesse mesmo ponto;

2. Fluidos dependentes do tempo: são aqueles que apresentam viscosidade aparente dependente do tempo de aplicação da taxa de cisalhamento. Esses fluidos são classificados em reopéticos e tixotrópicos. Os tixotrópicos apresentam uma diminuição da viscosidade aparente com o tempo de atuação de uma taxa de cisalhamento constante até alcançar um equilíbrio. Já os fluidos reopéticos têm comportamento oposto, a viscosidade aparente aumenta com o tempo de atuação de uma taxa de cisalhamento constante;

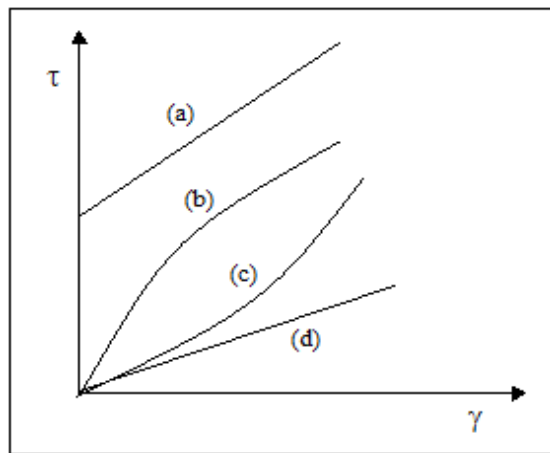
3. Fluidos viscoelásticos: são fluidos que apresentam propriedades viscosas e elásticas simultaneamente.

É importante relatar, que no estudo da dinâmica dos fluidos não-newtonianos, o conceito de viscosidade aparente é representado como o valor da viscosidade de um fluido newtoniano hipotético para uma determinada condição permanente de fluxo. Logo, a viscosidade aparente é definida pela equação 2.1:

$$\mu_a = \tau / \gamma \quad (2.1)$$

A viscosidade aparente é definida da mesma forma que a viscosidade newtoniana, ou seja, a razão entre a tensão cisalhante,  $\tau$ , e a taxa de deformação,  $\gamma$ . Os mecanismos responsáveis pela relação existente entre viscosidade aparente e taxa de deformação, são discutidos detalhadamente por Skelland (1967) e Machado (2002).

Os fluidos newtonianos podem ser uma subclasse dos fluidos puramente viscosos. Outras subclasses dos fluidos puramente viscosos são: pseudoplásticos, dilatante e de Bingham. A Figura 2.1 mostra o comportamento reológico desses fluidos.



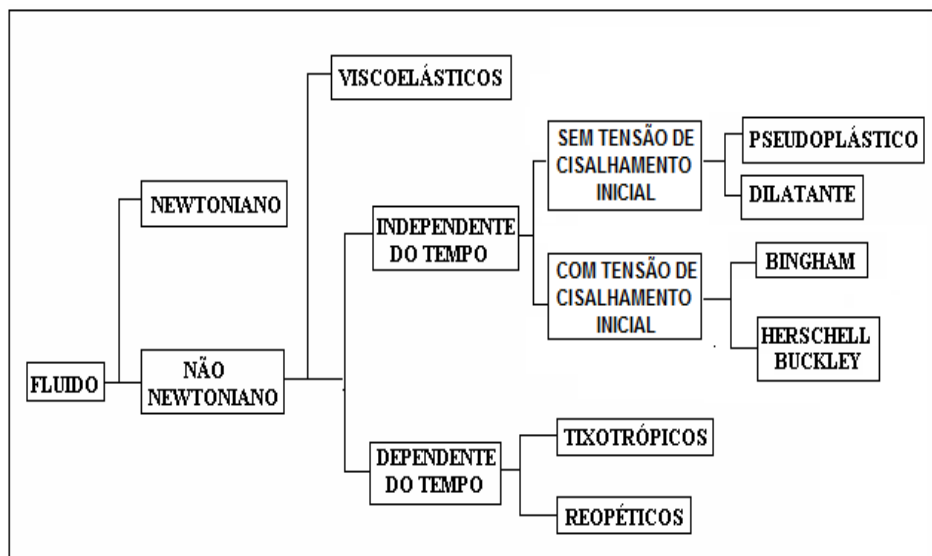
**Figura 2.1** – Curvas de comportamento para fluidos puramente viscosos e independentes do tempo, (a)-Bingham, (b)-Pseudoplástico, (c)-Dilatante e (d)-Newtoniano.

Os fluidos de perfuração, por exemplo, têm características levemente tixotrópicas, decorrentes dos processos de hidratação da bentonita. Porém, como o tratamento matemático dos fluidos dependentes do tempo é relativamente mais complexo este fator vem sendo desconsiderado na classificação reológica dos fluidos de perfuração.

A natureza física e química do sistema fluido, assim como a geometria de escoamento, ditarão o seu comportamento reológico. Portanto, a etapa inicial no processo de investigação reológica do proposto fluido estudado, é justamente identificar os constituintes do mesmo.

A dependência reológica ou não do tempo, assim como a forma do reograma, decorrerão das interações hidrodinâmicas e eletrostática entre partículas, da concentração, densidade e forma destas, assim como de sua distribuição granulométrica. Portanto, para uma melhor compreensão, a Figura 2.2 apresenta uma classificação dos fluidos, destacando que os fluidos não-newtonianos são classificados de acordo com os tópicos já descritos.





**Figura 2.2** - Representação esquemática da classificação de fluido.

Fluidos pseudoplásticos são aqueles que, em repouso, apresentam suas moléculas em um estado desordenado, e quando submetidas a uma tensão de cisalhamento infinitesimal, suas moléculas tendem a se orientar na direção da força aplicada. Quanto maior esta força, maior será a ordenação e, conseqüentemente, menor será a viscosidade aparente. Ex.: Sucos de frutas concentrados, purê de maçã, pasta de amido e proteína. Neste grupo encontram-se a maioria dos fluidos de comportamento não-newtoniano. São fluidos independentes do tempo.

Os fluidos dilatantes são substâncias que apresentam um aumento de viscosidade aparente com a tensão de cisalhamento. Os fluidos dilatantes apresentam o comportamento inverso ao fenômeno da pseudoplasticidade. Esse tipo de fluxo somente é encontrado em líquidos que contém uma alta proporção de partículas rígidas insolúveis em suspensão, como por exemplo alguns tipos de mel e suspensões de amido.

Em relação à aplicação industrial, na maioria dos casos, os fluidos apresentam comportamentos referentes ao primeiro grupo, ou seja, fluidos independentes do tempo. Na literatura, existem modelos matemáticos que representam a relação entre a tensão cisalhante e a taxa de deformação, essas equações são conhecidas na ciência por modelos reológicos. A seguir serão descritos alguns modelos apresentados na literatura.

## 2.2 Modelos Reológicos

Os modelos mais usuais apresentados na literatura são: modelo de Bingham ou plástico ideal, modelo *power-law*, modelo de Herschell-Buckley também conhecido como fluido de potência com limite de escoamento ou fluido de potência modificado, modelo de Casson e modelo de Robertson-Stiff.

Tais modelos, a partir das hipóteses de que os fluidos em questão são incompressíveis e de comportamento reológico independente do tempo, procuram expressar matematicamente a forma pela qual o fluido se deforma quando sob ação de diversas tensões de cisalhamento, à temperatura constante. Ao contrário do modelo para fluido newtoniano, estes modelos não prevêm proporcionalidade direta entre a tensão e taxa de deformação, ajustando sempre dois ou mais parâmetros para caracterizar as forças viscosas que atuam no escoamento de um fluido.

Apresentam-se, a seguir, as expressões matemáticas e gráficas de cinco modelos para fluidos não-newtonianos propostos na literatura. Ressalte-se que os parâmetros reológicos para cada modelo devem ser encontrados a partir de dados experimentais obtidos exclusivamente em regime laminar, onde são válidas as equações clássicas para cálculo de tensões de cisalhamento e taxas de deformação.

**Tabela 2.1** - Modelos reológicos para fluidos newtonianos e não-newtonianos.

Modelo	Equação	Parâmetros
Newton	$\tau = \mu \dot{\gamma}$ , (2.2)	$\mu$
Bingham	$\tau = \mu_p \dot{\gamma} \pm \tau_0$ , se $ \dot{\gamma}  > \dot{\gamma}_0$ (2.3a)	$\mu_p$ e $\tau_0$
	$\dot{\gamma} = 0$ , se $ \dot{\gamma}  < \dot{\gamma}_0$ (2.3b)	
Ostwald-de Waele	$\tau = k \dot{\gamma}^n$ , (2.4)	$k$ e $n$
Herschell-Buckley	$\tau = k \dot{\gamma}^n + \tau_0$ , (2.5)	$k$ , $n$ e $\tau_0$
Robertson-Stiff	$\tau = k(\dot{\gamma} + \dot{\gamma}_0)^n$ , (2.6)	$k$ , $n$ e $\dot{\gamma}_0$
Casson	$\tau^{0.5} = (\mu_\infty \dot{\gamma})^{0.5} + \tau_0^{0.5}$ , (2.7)	$\mu_\infty$ e $\tau_0$

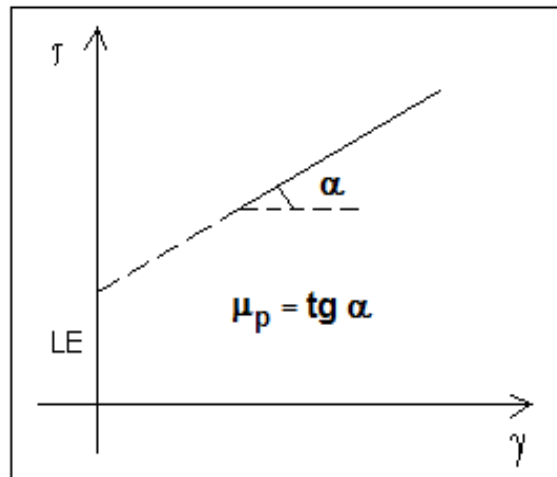
A obtenção dos parâmetros dos modelos *power-law*, Casson e Bingham são feitas através da linearização das equações dos respectivos modelos, descritos na tabela acima. No caso do modelo de Herschell-Buckley e Robertson-Stiff é necessária estimativa não-linear, pois são modelos que apresentam três parâmetros, conforme descrito nas Equações 2.5 e 2.6.

### Modelo de Bingham

O fluido de Bingham requer a aplicação de uma tensão mínima,  $\tau_0$ , denominada de limite de escoamento, para que haja alguma deformação cisalhante. Quando submetidos a uma tensão inferior a  $\tau_0$ , os fluidos que seguem o modelo de Bingham, teoricamente, comportam-se como sólidos e, em princípio, só escoariam na forma de fluxo tampão, Machado (2002).

Este modelo propõe a correlação linear entre tensão e taxa de deformação, mediante o ajuste de dois parâmetros, o limite de escoamento ( $\tau_0$ ), que foi discutido, e a viscosidade plástica ( $\mu_p$ ), analogamente a viscosidade absoluta, resultando das forças de atrito internas entre as diversas camadas do sistema fluido em escoamento.

A obtenção gráfica (Reograma) dos dois parâmetros reológicos do modelo de Bingham ( $\tau_0$  e  $\mu_p$ ) é mostrada na Figura 2.3.



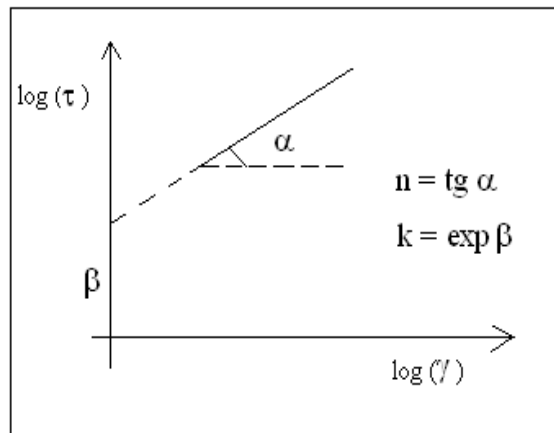
**Figura 2.3** - Reograma tensão cisalhante versus taxa de deformação (Bingham).

Uma limitação do modelo é verificada nas zonas de baixas taxas de deformação, nas quais os fluidos não-newtonianos tendem a apresentar caráter pseudoplástico bem definido, afastando-se do comportamento linear proposto. Uma consequência efetiva deste desvio é o erro na estimativa do limite de escoamento, parâmetro largamente empregado na programação de operações.

### Modelo de Ostwald-de-Waele

Dentre os diversos modelos capazes de representar as propriedades reológicas dos fluidos, o modelo de Ostwald-de-Waele (Equação 2.4), se destaca. Este modelo também chamado *power-law* ou modelo da potência, embora empírico, é muito utilizado, pois a maior parte dos fluidos não-newtonianos independentes do tempo com aplicabilidade na indústria apresenta comportamento de potência, numa larga faixa de taxa de deformação. Neste modelo,  $\tau$  é a tensão cisalhante aplicada ao fluido e  $\dot{\gamma}$  é a taxa de deformação, enquanto  $k$  e  $n$  são os índices de consistência e comportamento do fluido, respectivamente.

Uma das características importante em relação ao parâmetro índice de comportamento, como o próprio nome diz, está relacionada à representação de seus valores. Para o valor de  $n$  entre 0 e 1 caracteriza os fluidos do tipo pseudoplásticos, enquanto que para  $n$  maior que 1,0 o fluido é denominado dilatante, já os fluidos newtonianos apresentam  $n$  iguais à unidade. O índice de consistência tem significado físico análogo ao da viscosidade dinâmica, ao passo que o índice de comportamento representa o afastamento do reograma do fluido em relação ao de um fluido newtoniano, conforme descrito anteriormente. O procedimento gráfico para o cálculo dos parâmetros reológicos do modelo é apresentado na Figura 2.4.



**Figura 2.4** - Reograma tensão cisalhante versus taxa de deformação (*power-law*).

Nas regiões de baixas taxas de deformação, o modelo da potência tende a apresentar valores de tensão cisalhante inferiores aos esperados, devido à ausência de um termo para representar o limite de escoamento na equação matemática.

Nas regiões de altas taxas de deformação, o modelo *power-law*, pseudoplástico, tende a apresentar valor de viscosidade aparente igual a zero, e os dilatantes, valores elevados, resultados sem significado físico.

### Modelo de Hershell-Buckley

O modelo de Hershell-Buckley, representado pela Equação 2.5, é considerado o mais completo em comparação aos demais modelos, uma vez que a sua equação engloba três parâmetros, a saber:  $\tau_0$ , denominado de limite de escoamento real,  $k$ , denominado de índice de consistência que indica o grau de resistência do fluido diante do escoamento e  $n$ , denominado de índice de comportamento e indica fisicamente o afastamento do fluido do modelo newtoniano, ou seja, se o seu valor se aproxima de um, então o fluido está próximo do comportamento newtoniano.

O valor de  $\tau_0$  é estimado por extrapolação através do gráfico de tensão cisalhante ( $\tau$ ) versus taxa de cisalhamento ( $\dot{\gamma}$ ) em coordenadas cartesianas e o valor de  $k$  e  $n$  através de um gráfico de  $(\tau - \tau_0)$  versus  $\dot{\gamma}$ , em coordenadas logarítmicas.

Segundo Machado (2002), dispersões de argila com polímeros, empregadas amplamente na indústria de petróleo, graxas, pastas de dente, pasta de cimento, são exemplos de materiais típicos que exibem limite de escoamento real.

### Modelo de Robertson-Stiff

Conforme descrito anteriormente pelo modelo de Hershell-Buckley, o modelo de Robertson-Stiff (Equação 2.6) apresenta uma semelhança ao modelo de potência, com a introdução de um termo corretivo para as taxas de cisalhamento, ou seja, o termo  $\gamma_0$ .

Apresentando então, vantagens de produzir equações diferenciais de soluções possíveis para emprego nos cálculos de escoamento de fluidos. Entretanto, como desvantagem, apresenta dificuldade de interpretação molecular para seus três parâmetros reológicos, devido à ausência de um significado físico familiar para seus usuários.

## Modelo de Casson

Como exemplo de fluidos típicos que se adequa a este modelo, pode-se destacar as suspensões coloidais. O modelo de Casson tem sido usado com certa frequência em alguns trabalhos de perfuração de poços, este modelo propõe o ajuste linear entre as raízes quadradas de tensão cisalhante e da taxa de deformação.

Os parâmetros determinados são denominados limite de escoamento e viscosidade plástica de Casson, e seu significado físico são análogos ao dos parâmetros já apresentados, porém os valores numéricos não devem ser comparados com os de Bingham, por exemplo, pois são obtidos por correlações distintas.

Esta correlação matemática tende a corrigir as deficiências dos modelos anteriores nas regiões de baixas taxas de deformação, além de manter o conceito de viscosidade limite para altas taxas. E em função de ser um modelo de fácil utilização e aplicabilidade, tem sido amplamente empregado em outras áreas.

Conforme mencionado na Equação 2.7, os parâmetros  $\mu_\infty$  e  $\tau_0$ , representam a viscosidade limite para altas taxas de cisalhamento e o limite de escoamento, respectivamente, de acordo com os reogramas apresentados detalhadamente por Machado (2002).

Observa-se então, que o fluido está submetido a taxas de cisalhamento tendendo ao infinito, quando a viscosidade aparente ( $\mu_a$ ) do fluido se confunde com a viscosidade a altas taxas ( $\mu_\infty$ ). Logo, o modelo de Casson pode ser aplicado para avaliar a viscosidade de um fluido escoando a uma taxa de cisalhamento tendendo a infinito, ou seja, tem aplicação na avaliação de fluidos escoando através de orifícios ou ejetores, acessórios esses empregados em processos de perfuração de poços.

### 2.3 Equação da Energia no escoamento de fluidos

É importante destacar também para este estudo, a equação da energia, sendo a mesma uma das bases para o desenvolvimento dos cálculos, bem como obtenção e avaliação dos resultados dos distintos fluidos. Partindo do princípio de um escoamento unidirecional de um fluido real em regime permanente, temos um somatório de cargas, cinética ( $v^2/2g$ ), potencial ( $z$ ) e de pressão ( $P/\gamma$ ), relacionadas diretamente a velocidade de escoamento do fluido, altura geométrica do sistema e o diferencial de pressão, respectivamente, conforme descrito na equação abaixo:

$$H = \frac{v^2}{2g} + \frac{P}{\rho g} + z \quad (2.8)$$

Para a condição de um escoamento isotérmico e estacionário de um fluido incompressível entre pontos quaisquer sobre os quais não há fornecimento de energia, neste caso 1 e 2, pode ser analisada macroscopicamente através da equação de Bernoulli modificada, dada por:

$$\frac{P_1}{\rho g} + \frac{v_1^2}{2g} + z_1 = \frac{P_2}{\rho g} + \frac{v_2^2}{2g} + z_2 + h_f, \quad (2.9)$$

Em que  $P_1$  e  $P_2$ ,  $v_1$  e  $v_2$ ,  $z_1$  e  $z_2$  são as pressões, as velocidades médias e as cotas nos pontos 1 e 2, respectivamente.  $h_t$  é o somatório de todas as perdas de carga ocasionadas entre os pontos 1 e 2,  $g$  é a aceleração da gravidade e  $\rho$  é a densidade do fluido.

Experimentalmente a perda de carga total,  $h_t$ , pode ser calculada conhecendo todos os outros termos da Equação 2.9. Portanto  $h_t$  é o somatório das perdas de carga provocadas pelo atrito existente na parede da tubulação reta,  $h_d$ , e as perdas de cargas ocasionadas pelos acidentes que compõem um sistema de tubulação,  $h_s$ . Geralmente, este último tipo de perda é devido à presença de acessórios e acidentes presentes na tubulação, ocasionando à sobreposição de dois ou mais efeitos como: mudança na direção ou na área de escoamento e o atrito do fluido com a parede de cada elemento.

A perda de carga em acidentes é resultado do atrito da parede, da alteração na direção do escoamento, obstruções na trajetória do fluido e mudanças abruptas ou graduais na área de escoamento. Na maioria dos acidentes a contribuição devida ao atrito é menor que as outras três, Crane Company (1976).

As perdas de carga localizada,  $h_s$ , em qualquer tipo de acidente podem ser expressas pelo coeficiente de perda de carga  $K$ , Fox (2004), que é calculado pela Equação 2.10.

$$K = \frac{h_s}{v^2/2g} \quad (2.10)$$

Considerando-se o escoamento horizontal por uma seção com área de escoamento constante, sem bomba e que os pontos de referência (1 e 2) estejam imediatamente antes e após o acidente, a Equação 2.9 pode ser simplificada à:

$$h_s = \frac{P_1 - P_2}{\rho g} = \frac{\Delta P}{\rho g} \quad (2.11)$$

Experimentalmente, conhecendo-se a queda de pressão ( $\Delta P_{exp}$ ), a aceleração da gravidade ( $g$ ), a velocidade média ( $v$ ) e a massa específica do fluido ( $\rho$ ), pode-se determinar o coeficiente  $K$ , pela expressão:

$$K = \frac{2\Delta P_{exp}}{v^2 \rho} \quad (2.12)$$

As perdas de carga provocadas pelo atrito existente na parede da tubulação reta,  $h_d$ , referente ao escoamento horizontal por uma seção de tubo reto com área de escoamento constante, sem bomba e na ausência de qualquer forma de acidentes, a Equação 2.9 pode ser simplificada à:

$$h_d = \frac{P_1 - P_2}{\rho g} = \frac{\Delta P}{\rho g} \quad (2.13)$$

A queda de pressão ao longo de tubulação reta pode ser dada por Fox (2004):

$$\Delta P = 2\rho f \frac{L}{D} v^2. \quad (2.14)$$

Em que  $f$  é o fator de atrito de Fanning, mas é comum encontrar na literatura a definição do fator de atrito de Darcy,  $f_D$ . No entanto, as duas definições são correlacionadas por  $f_D=4f$ . Experimentalmente, conhecendo-se a queda de pressão ( $\Delta P_{exp}$ ), a velocidade média ( $v$ ), a massa específica do fluido ( $\rho$ ), o comprimento da seção reta ( $L$ ) e o diâmetro da tubulação ( $D$ ), pode-se determinar o fator de atrito experimental ( $f_{exp}$ ), pela equação:

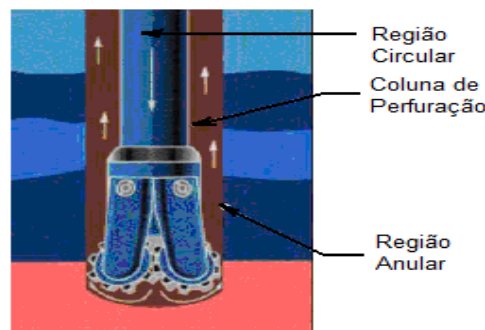
$$f_{exp} = \frac{2\Delta P_{exp} D}{\rho L v^2} \quad (2.15)$$

No entanto, no caso do regime laminar existe solução analítica para o cálculo do fator de atrito e no caso do regime turbulento, há diversas correlações na literatura para a determinação do fator de atrito. Portanto, inicialmente é necessário determinar o regime de escoamento antes de calcular o fator de atrito.

## 2.4 Balanço de pressões em processo de exploração de petróleo

A literatura apresenta a importância do controle rigoroso de dois parâmetros durante os processos de perfuração de poços de petróleo, a saber: a velocidade e a pressão ao longo do poço. Velocidades altas implicam em possibilidades de provocar erosão, enquanto velocidades muito baixas podem ser insuficientes para transportar o cascalho até a superfície. Pressões excessivas podem causar fratura das rochas, enquanto pressões insuficientes dificultam o bombeamento e podem permitir o fluxo de fluidos da formação para o interior do poço, causando *kick* ou até mesmo o *blowout*.

Os sistemas de perfuração de poços de petróleo caracterizam-se pela relação entre a pressão dinâmica exercida pelo fluido de perfuração contra a parede do poço e a pressão de poros na área da formação próxima àquela parede, sendo a pressão abaixo da qual os fluidos da formação percolam para dentro do poço. Tais mecanismos de atuação das respectivas pressões acontecem na região anular formada entre a coluna de perfuração e a parede do poço, conforme apresentado na Figura 2.5.



**Figura 2.5** – Trajetória do fluido durante o processo de perfuração do poço.

Nos processos de exploração de poços de petróleo, a perfuração é dita *overbalanced* ou convencional, quando a pressão dentro do poço é maior que a pressão da formação, destacando que a pressão dentro do poço não deve ultrapassar o valor da pressão de fratura da formação, que é definida como aquela que produz falha mecânica de uma formação com resultante perda de fluido, Santos (2006).

Nos casos em que a pressão no interior do poço é mantida intencionalmente menor que a pressão da formação, a perfuração é definida como *underbalanced*.

A pressão no interior de um poço *off-shore* ( $P_{\text{poço}}$ ) é definida como Aragão (2007):

$$P_{\text{poço}} = P_{\text{sup}} + P_{\text{hidr}} + P_{\text{bombeio}} \quad (2.16)$$

Em que  $P_{\text{sup}}$  é a pressão na superfície,  $P_{\text{hidr}}$  é a soma da pressão hidrostática da lâmina d'água acima do poço e do fluido de perfuração presente no poço.  $P_{\text{bombeio}}$  é a pressão de bombeio do fluido de perfuração, definida por:

$$P_{\text{bombeio}} = \sum \Delta P_{\text{fricção}} \quad (2.17)$$

Em que o  $\Delta P_{\text{fricção}}$  é o somatório de toda a perda de energia mecânica, ocorrida durante o escoamento do fluido de perfuração pelo poço. Dessa forma, o conhecimento da perda de carga durante a trajetória do fluido de perfuração nas distintas geometrias presentes durante o processo de perfuração é de fundamental importância para os projetos e para a segurança dos poços de petróleo.

## 2.5 Equações para Cálculo do Fator de Atrito

Para o cálculo do fator de atrito serão avaliados os modelos reológicos *power-law* e Casson, destacando que as correlações referentes ao regime laminar encontram-se na Tabela 2.2, enquanto que para o regime transitório e turbulento, as correlações são apresentadas na Tabela 2.4. A maior parte dos fluidos não-newtonianos independentes do tempo com aplicabilidade na indústria apresenta comportamento de potência, numa larga faixa de taxa de deformação, logo será escolhido o modelo *power-law* para o proposto estudo. Já a correlação matemática descrita por Casson tende a corrigir as deficiências dos modelos reológicos nas regiões de baixas taxas de deformação, além de manter o conceito de viscosidade limite para altas taxas e por ser um modelo de fácil utilização e aplicabilidade nos processos de perfuração.

### 2.5.1 Regime Laminar

O regime de escoamento do fluido é a forma como ele desloca-se no interior da tubulação de um sistema, a qual determinará a sua velocidade, em função do atrito gerado. No regime de escoamento laminar, os filetes líquidos (moléculas do fluido agrupadas umas às outras) são paralelos entre si, sendo que suas velocidades são invariáveis em direção e grandeza, em todos os pontos. Dependendo da operabilidade do sistema e objetivos desejados, deve-se destacar que o regime de escoamento mais apropriado para um sistema de bombeamento, por exemplo, é o laminar, pois acarretará menores perdas de carga por atrito em função do baixo número de interferências existentes na linha e menor erosão do poço.

A análise do escoamento de fluidos em regime laminar é abordada nos livros de mecânica dos fluidos. Uma das vantagens deste regime é no que se refere ao escoamento de fluidos na região anular em processos de perfuração de poços de petróleo, pois evita o alargamento das paredes, mantendo dentro do possível a integridade das formações, porém apresentando algumas desvantagens, como por exemplo em velocidades muito baixas podem ser insuficientes para transportar o cascalho, conforme descrito anteriormente.



A equação de fator de atrito utilizada depende do modelo reológico do fluido, sendo então, apresentada na Tabela 2.2, as equações referentes os seus respectivos modelos.

**Tabela 2.2** - Equações para cálculo do fator de atrito no regime laminar.

Modelo	Fator de atrito	Definição de Reynolds
Newton	$f = \frac{16}{Re}$ , (2.18)	$Re = \frac{Dv\rho}{\mu}$
Ostwald-de-Waele	$f = \frac{16}{Re_p}$ , (2.19)	$Re_p = \frac{Dv\rho}{k\left(\frac{8v}{D}\right)^{n-1}\left(\frac{3n+1}{4n}\right)^n}$
Casson	$f = \frac{16}{Re_{CN}} \left[ 1 - \frac{He_{CN}}{6Re_{CN}} + \frac{(2fHe_{CN})^{1/2}}{7} + \frac{He_{CN}^4}{21f^3 Re_{CN}^7} \right]$ , (2.20)	$Re_{CN} = \frac{Dv\rho}{VP_c}$ $He_{CN} = \frac{D^2 \rho L E_c}{VP_c^2}$

Conforme descrito anteriormente, a Equação 2.18 é definida como fator de atrito de Fanning, sendo comum encontrar na literatura a definição do fator de atrito de Darcy.

A Equação 2.19 é resultado da solução analítica dos balanços de momento e energia combinados, para o escoamento em geometrias circular e anular. Sendo  $Re_p$  o número de Reynolds modificado para o modelo *power-law*.

Para o modelo de Casson, o fator de atrito é definido através de uma equação implícita, Equação 2.20, que envolve dois parâmetros principais o número de Hedstrom de Casson,  $He_{CN}$ , e o número de Reynolds de Casson,  $Re_{CN}$ . Sendo os mesmos definidos pelos seguintes parâmetros, diâmetro da tubulação,  $D$ , velocidade de escoamento do fluido,  $v$ , densidade do fluido,  $\rho$ , viscosidade plástica de Casson,  $VP_c$  e limite de escoamento de Casson,  $LE_c$ .

### 2.5.2 Regimes Transitório e Turbulento

O regime transitório é caracterizado pela transição do regime laminar de escoamento do fluido para o regime turbulento. Em decorrência do aumento da vazão, acontece a sobreposição das linhas de corrente, como se as camadas que constituem a massa fluida começassem a se desprender umas das outras. Sob essa condição no sistema, pequenos distúrbios podem implicar temporariamente a menor importância da viscosidade e densidade em relação às características do escoamento. Logo, as forças inerciais se tornam dominantes.

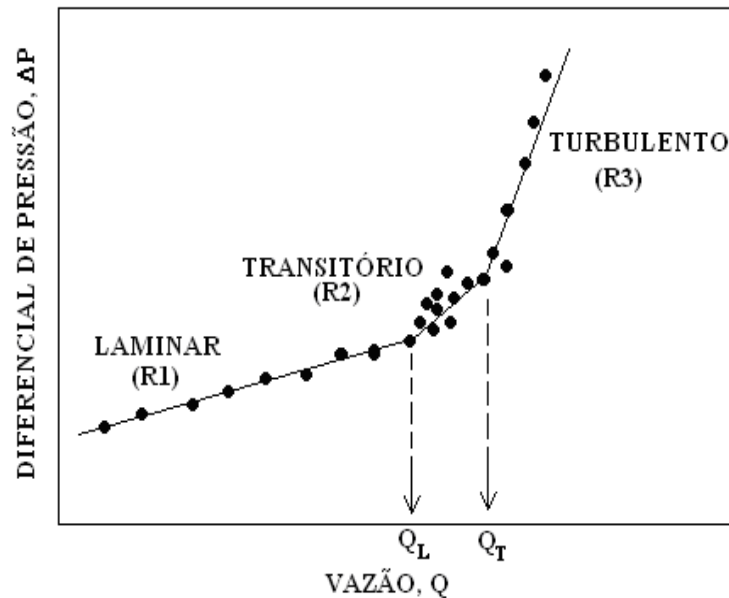
A delimitação da zona existente entre os regimes laminar e turbulento é particularmente importante nos casos da otimização hidráulica para os processos de perfuração de poços de petróleo. Como exemplo, pode-se citar a capacidade de carreamento dos cascalhos que é alcançada quando o fluido está em fluxo turbulento.

O conhecimento do regime de transição permite delimitar a vazão máxima possível num processo de perfuração de poços, pois possibilita a eficácia na limpeza do poço, mantendo-se inalterável o diâmetro do mesmo em toda a extensão perfurada.

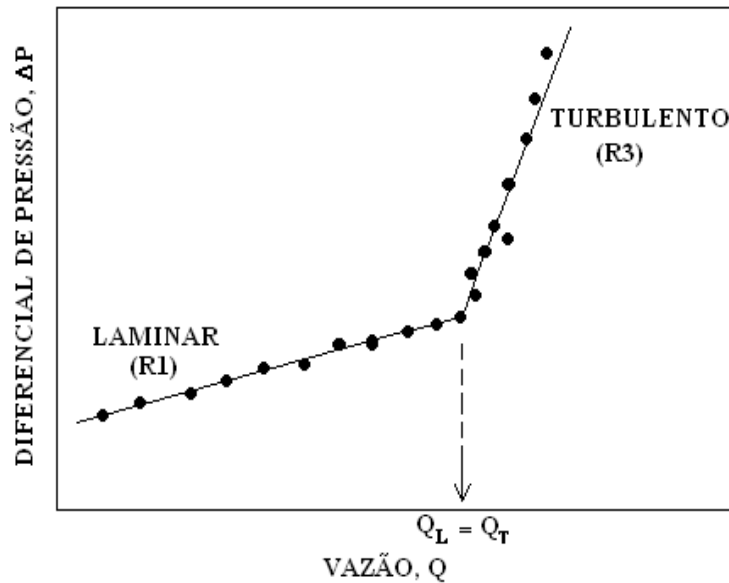
No regime de escoamento turbulento, os filetes ou linhas de corrente movem-se em todas as direções, de forma sinuosa, com velocidades variáveis em direção e grandeza, em pontos e instantes diferentes.

Portanto, a determinação da faixa compreendida para o regime de transição está relacionada diretamente com o número de Reynolds, parâmetro adimensional, sendo o mesmo função da velocidade de escoamento do fluido, geometrias da tubulação (diâmetro) e das propriedades do fluido. Destacando que para fluidos newtonianos o número de Reynolds está compreendido entre 2100 e 4000, caracterizando final do regime laminar e início do regime turbulento, respectivamente, resultados estes freqüentemente utilizados pela literatura, segundo Machado (2002). Destacando que para fluidos não-newtonianos são necessários outros parâmetros, além do número de Reynolds, para definir a transição entre os regimes.

A literatura apresenta algumas soluções para previsão da região transitória, dentre elas a que se destaca é a determinação experimental da velocidade crítica e do número de Reynolds, através da vazão crítica, em que a região de transição pode ser obtida experimentalmente em qualquer sistema físico que permita medir, com precisão suficiente, o diferencial de pressão ( $\Delta P$ ) e a vazão de escoamento ( $Q$ ). Logo, com os valores dessas variáveis, constrói-se o gráfico de  $\Delta P$  versus  $Q$  para posterior análise, destacando que  $Q_L$  é a vazão limitante máxima do regime laminar e  $Q_T$  a vazão limitante mínima do regime turbulento. Nas Figuras 2.6 e 2.7 são apresentadas duas possíveis condições para determinação destes parâmetros citados por Silva (1989).



**Figura 2.6** - Determinação experimental da vazão crítica (caso a).



**Figura 2.7** - Determinação experimental da vazão crítica (caso b).

No caso a, observam-se três regiões de pontos experimentais com comportamento linear, apresentando dois pontos de inflexão, justamente os marcos da evolução do fluxo, onde o encontro das retas representa os respectivos pontos, que delimitam os regimes laminar, transitório e turbulento. Já no caso b, observam-se duas regiões, apresentando apenas um ponto de inflexão através da linearização dos pontos experimentais, em que os limites de escoamento são coincidentes, portanto não definindo a zona de transição.

Com os valores de  $Q$  e  $\Delta P$  pertencentes ao regime laminar, determina-se as taxas de deformação e tensões cisalhantes correspondentes ao fluido e ao modelo reológico, em seguida determinam-se os valores das vazões  $Q_L$  e  $Q_T$  dispostas nos gráficos acima, onde no caso b,  $Q_L$  será igual a  $Q_T$ .

Conhecendo-se o valor da área da seção de escoamento do fluido e as vazões descritas acima, determinam-se as velocidades médias de escoamento ( $v_L$  e/ou  $v_T$ ) nos dois pontos ou um ponto, dependendo das condições obtidas experimentalmente.

Em seguida, definido o comportamento reológico do fluido, determina-se o número de Reynolds crítico, que será calculado com o primeiro valor de  $Q$  posterior ao último ponto pertencente ao regime laminar. Analogamente, a velocidade crítica é a primeira velocidade medida que não pertence à reta  $R_1$ .

Portanto, na Tabela 2.3 é apresentado um resumo para determinação do número de Reynolds crítico referente aos modelos reológicos *power-law* (Equações 2.21 e 2.22) e Casson (Equações 2.23, 2.24 e 2.25), propostas por diferentes autores.

**Tabela 2.3** - Equações para determinação do número de Reynolds crítico.

Correlação	Equação	Parâmetros
JONHSON (1959):	$Re_c = \frac{6464n}{(1+3n)^2(2+n)^{\frac{(2+n)}{(1+n)}}} \quad (2.21)$	Rec – Reynolds crítico n – índice de comportamento
MISHRA e TRIPATHI (1971):	$Re_c = 2100 \frac{(4n+2)(5n+3)}{3(3n+1)^2} \quad (2.22)$	Rec – Reynolds crítico n – índice de comportamento
HANKS (1963):	$Re_c = \frac{He}{8x_c} \left( 1 - \frac{4}{3}x_c + \frac{1}{3}x_c^4 \right) \quad (2.23)$ $\frac{x_c}{(1-x_c)^3} = \frac{He}{16800}$	Rec – Reynolds crítico He – número de Hedstrom x <sub>c</sub> - parâmetro de Hanks
THOMAS (1963):	$v_c = \sqrt{\frac{Re_{cN} LE}{6\rho}} \quad (2.24)$	vc – velocidade crítica Re <sub>cN</sub> * – número de Reynolds crítico Newtoniano LE- limite de escoamento ρ - densidade
CRAFT (1962):	$v_c = \frac{1,078VP + 1,078\sqrt{VP^2 + 12,34D^2 LE\rho}}{\rho D} \quad (2.25)$	vc – velocidade crítica VP – viscosidade plástica D – diâmetro do tubo LE- limite de escoamento ρ - densidade

É importante destacar, que a região de transição, sempre irá ocorrer, dependendo da natureza reológica do fluido e da geometria do escoamento. Entretanto, algumas vezes não é possível delimitar com precisão, em consequência da variação de vazão permitida pela bomba e/ou sensibilidade dos sensores de pressão.

Para a determinação da zona crítica de escoamento do fluido através do número de Reynolds crítico, além da metodologia experimental descrita anteriormente, outras metodologias são apresentadas abaixo, segundo inúmeras correlações presentes na literatura, onde os parâmetros reológicos do fluido aliados ao número de Reynolds (modificado em função do modelo reológico) são suficientes para estabelecer os regimes de escoamento.

Alguns autores sugerem que, devido à complexa relação do  $Re_c$  e dos parâmetros dos respectivos modelos reológicos, é aceitável considerar o fim do regime laminar na faixa de valores de 2000 a 2500. Não foi encontrada na literatura nenhuma correlação que determinasse o final do período de transição.

No regime turbulento, as partículas presentes no fluido se movem ao acaso e através de trajetórias acentuadamente curvas. Isto é, as velocidades pontuais mudam em valor e direção a todo o momento. Entretanto, como a amplitude das oscilações é pequena e o deslocamento macroscópico se dá em uma direção definida, então o fluxo turbulento pode ser considerado como permanente em média.

No que se refere ao tratamento com fluidos de perfuração, em função da inexistência de equações específicas, a prática comum tem sido adotar correlações dispostas na literatura.

No regime turbulento, por não ser possível um desenvolvimento teórico, como é o caso para o escoamento laminar, as expressões para fator de atrito são obtidas empírica ou semi-empiricamente através da realização de trabalhos experimentais.

Existem na literatura diversas correlações de previsão do fator de atrito no regime turbulento. O cálculo do fator de atrito no regime transitório e turbulento para os fluidos não-newtonianos será direcionado para os respectivos modelos reológicos em estudo, *power-law* e Casson, conforme apresentado na Tabela 2.4.

O fator de atrito para escoamento turbulento de fluidos newtonianos pode ser estimado pelas inúmeras correlações encontradas na literatura, tanto para dutos lisos como rugosos. Para o primeiro caso, destacam-se as correlações descritas por Colebrook (1959) e Blasius (1947).

A correlação descrita por Colebrook (1939) é utilizada para tubos lisos no regime turbulento de transição, equação 2.26, tem sido considerada como a mais precisa lei de resistência ao escoamento e vem sendo utilizada como padrão referencial. Mas, apesar disto, e de todo o fundamentalismo e embasamento teórico agregado à mesma, tem uma particularidade: é implícita em relação ao fator de atrito, sem possibilidade de ser explicitada em relação às demais grandezas, portanto sua resolução requer um processo iterativo. Já a equação proposta por Blasius (1947) é uma função somente do número de Reynolds, sendo apresentada pela equação 2.27, onde determinou-se uma constante de valor igual a 0,25, fator este elevado ao  $Re$ , e uma outra constante igual a 0,316.

**Tabela 2.4** - Equações para determinação do fator de atrito no regime turbulento.

<b>Modelo Reológico</b>	<b>Autores</b>	<b>Correlações Avaliadas</b>
Newton	Colebrook (1939)	$\frac{1}{\sqrt{f}} = -4 \log \left[ \frac{\varepsilon/D}{3,7065} + \frac{1,2613}{\text{Re} \sqrt{f}} \right]$ (2.26)
	Blasius (1947)	$f = \frac{0,316}{(\text{Re})^{0,25}}$ (2.27)
Potência	Dodge e Metzner (1959)	$\frac{1}{\sqrt{f}} = \frac{4}{n^{0,75}} \log \left[ \text{Re}_{MZ} f^{\left(1-\frac{n}{2}\right)} \right] - \frac{0,4}{n^{1,2}}$ (2.28)
	Gomes (1987)	$f = an^b \text{Re}^c$ (2.29)
	DMGomes (1987)	$f = 0,060n^{0,462} \text{Re}^{-0,233}$ (2.30)
	OWGomes (1987)	$f = 0,069n^{0,666} \text{Re}^{-0,235}$ (2.31)
	FSGomes (1987)	$f = 0,110n^{0,616} \text{Re}^{0,287}$ (2.32)
Casson	Tomita (1959)	$f = \lambda/4$ ; $\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 2 \log \left( \text{Re} \frac{\sqrt{\lambda}}{2} \right) - 0,2$ (2.33)
	Darby (1981)	$f_T = \frac{10^a}{\text{Re}^{0,290}}$ $a = -1,378 [1 + 0,14 \exp(-2,9 \times 10^{-5} \text{Re})]$ (2.34)
	Darby (1992)	$f = \frac{10^a}{\text{Re}^{0,193}}$ $a = -1,470 [1 + 0,146 \exp(-2,9 \cdot 10^{-5} He)]$ (2.35)
Potência e Casson	Ellis (1977)	$f = 0,00454 + 0,645 \text{Re}^{-0,70}$ (2.36)
	Churchill (1977)	$f = 2 \left[ \left( \frac{8}{\text{Re}} \right)^{12} + \frac{1}{(A+B)^{3/2}} \right]^{\frac{1}{12}}$ (2.37) $A = \left[ 2,457 \ln \frac{1}{\left( \frac{7}{\text{Re}} \right)^{0,9} + 0,27 \frac{\varepsilon}{D}} \right]^{16}$ $B = \left( \frac{37530}{\text{Re}} \right)^{16}$

A literatura apresenta diversas correlações para previsão do fator de atrito no regime turbulento para fluidos que seguem o modelo *power-law*. Dodge e Metzner (1959) utilizou como referência a fórmula de von Kármán, representado pela equação 2.28, relaciona o fator de atrito com o número de Reynolds Generalizado definido por Metzner & Reed (1955), no regime de escoamento turbulento para dutos lisos, segundo Hughes & Brighton (1993). Estes autores adotaram as hipóteses válidas para o escoamento de fluidos newtonianos na descrição do escoamento de fluidos não-newtonianos, Skelland (1967).

Gomes (1987) propôs a forma explícita da dupla potência para representar equações implícitas para o cálculo do fator de atrito em fluxo turbulento de fluido que seguem o modelo *power-law*, segundo forma geral apresentada através da equação 2.29. As expressões propostas por Gomes (1987) para explicitar as correlações de Dodge e Metzner (DMGomes), Ostwald Waale (OWGomes) e Frank Schuh (FSGomes) são expressas através das equações 2.30, 2.31 e 2.32, respectivamente, sendo o fator de atrito função do índice de comportamento do fluido e do número de Reynolds, diferenciando-se pelas constantes a, b e c, conforme apresentado na equação 2.29.

As correlações de fator de atrito apresentadas por Darby (1981), Darby (1992) e Tomita (1959) estão relacionadas ao modelo de Casson. Tomita (1959) propôs uma correlação para o fator de atrito turbulento baseado no critério de similaridade e no comprimento de mistura de Prandtl, para escoamento laminar e turbulento de fluidos de Bingham e *power-law*, Skelland (1967). Darby (1981) e (1992), apresentam a equação de fator de atrito em função do número de Reynolds de Casson e do parâmetro a, função do Re e He.

Os modelos *power-law* e Casson apresentam duas correlações em comum para o cálculo do fator de atrito, descritas por Ellis (1977) e Churchill (1977), equações 2.36 e 2.37, respectivamente.

Churchill (1977) desenvolveu a expressão para o cálculo do fator de atrito nos três regimes de escoamento em tubos lisos e rugosos, através da combinação de equações existentes na literatura. Tem a vantagem de se aplicar a qualquer regime de escoamento, o que simplifica a formulação dos problemas nos quais não se conhece a ordem de grandeza do número de Reynolds, Gomide (1993).

A equação 2.37 foi tradicionalmente utilizada por diversos autores, dentro os quais Ellis (1977), visando a estimar o fator de atrito de fluido não-newtonianos em regime turbulento.

## 2.6 Equações de Diâmetro Hidráulico

Para a avaliação do escoamento do fluido em uma região anular é necessário adotar uma medida equivalente ao diâmetro, como por exemplo, o diâmetro hidráulico, pois trata-se de uma região delimitada pelo diâmetro interno do tubo externo e pelo diâmetro externo do tubo interno. Portanto, algumas correlações foram desenvolvidas, analiticamente ou empiricamente, para calcular o diâmetro hidráulico das regiões anulares.

Foram selecionadas na literatura cinco correlações de diâmetro hidráulico para a avaliação dos anulares concêntricos, apresentando os mesmos as seguintes áreas úteis: 0,000679 m<sup>2</sup>, referente a geometria anular 1¼” para ½”, denominado anular I e 0,001709 m<sup>2</sup>, referente a geometria anular 2” para ¾”, denominado anular II. Em que as respectivas geometrias apresentaram os diâmetros internos e externos iguais a 0,0363 m e 0,0213 m para o anular I e para o anular II iguais a 0,0538 m e 0,0268 m. A Tabela 2.5 apresenta as correlações mais utilizadas nos projetos operacionais na engenharia de petróleo.

**Tabela 2.5** - Correlações de diâmetro hidráulico.

Símbolo*	Equação de Diâmetro Hidráulico	Referência
$D_{H1}$	$D_H = 0,816(D_2 - D_1)$	(2.38) Slot
$D_{H2}$	$D_H = 4R_H = (D_2 - D_1)$	(2.39) Raio hidráulico
$D_{H3}$	$D_H = \sqrt{D_2^2 + D_1^2 - \frac{D_2^2 - D_1^2}{\ln(D_2/D_1)}}$	(2.40) Lamb
$D_{H4}$	$D_H = \frac{\sqrt[4]{D_2^4 - D_1^4 - \frac{(D_2^2 - D_1^2)^2}{\ln(D_2/D_1)}} + \sqrt{D_2^2 - D_1^2}}{2}$	(2.41) Crittendon
$D_{H5}$	$D_H = (D_2 - D_1) \frac{\left[ 1 + (D_1/D_2)^2 + \frac{(1 - (D_1/D_2)^2)}{\ln(D_1/D_2)} \right]}{(1 - (D_1/D_2)^2)}$	(2.42) Serth

\* Nomenclatura a ser utilizada nos gráficos comparativos.

A Equação 2.38, desenvolvida analiticamente está relacionada à determinação do diâmetro equivalente pela aproximação do escoamento através de *slots* retangulares, ou seja, o espaço anular pode ser representado por “fendas”. Essa teoria é conhecida como *Slot* e suas considerações são válidas quando a razão dos diâmetros interno e externo é maior que 0,3.

Em seguida, a correlação do raio hidráulico, Equação 2.39, é a mais utilizada para a determinação de geometrias não-circulares, sendo definida através da razão entre a área de seção transversal e o perímetro molhado do canal, sendo então equivalente a quatro vezes o valor do raio hidráulico. Logo esta razão é justamente chamada de raio hidráulico.

A Equação 2.40 foi desenvolvida a partir do critério de obtenção da geometria equivalente decorrente do princípio da medida de perda de carga no regime laminar de fluidos newtonianos escoando em geometrias tubulares e anulares, Lamb (1945).

Crittendon (1959) desenvolveu a Equação 2.41, que se assemelha a equação proposta por Serth (2005), onde a mesma é obtida empiricamente a partir de um estudo feito para cem razões de diâmetros. Portanto, para a utilização desta equação é necessário adotar uma velocidade média fictícia para descrever o escoamento do fluido, que é computada considerando-se a área da seção transversal da tubulação circular equivalente.

E por final, Serth (2005) desenvolveu a Equação 2.42 a partir da solução da equação de Navier-Stokes para anulares concêntricos, e também da definição de diâmetro hidráulico através da correlação proposta por Lamb (1945).



### 3. MATERIAIS E MÉTODOS

Busca-se neste trabalho, avaliar as correlações de diâmetro hidráulico e as correlações de fator de atrito referente aos regimes transitório e turbulento, no escoamento de fluidos de perfuração de poços de petróleo. São avaliadas as geometrias circular e anulares concêntricas.

O trabalho experimental consistiu basicamente de duas etapas, primeiramente calibração da unidade piloto com a água, em que através dos dados de escoamento, como vazão, perda de carga e fator de atrito, pode-se comparar com os dados descritos na literatura para a validação da unidade piloto. Destacando que a água é utilizada como fluido de calibração por apresentar dados clássicos na literatura e comportamento conhecido. Este procedimento permitiu avaliar a situação da unidade experimental com relação ao desgaste das peças e equipamentos, possíveis entupimento, incrustações, etc.

A segunda etapa trata da avaliação experimental com o fluido de perfuração, visando à obtenção da reologia e dos dados experimentais adquiridos no escoamento do fluido em geometrias circular e anulares concêntricas, para as distintas faixas de vazões volumétricas e perdas de carga, e em seguida efetuar uma comparação com as correlações descritas na literatura.

#### 3.1 Unidade Experimental

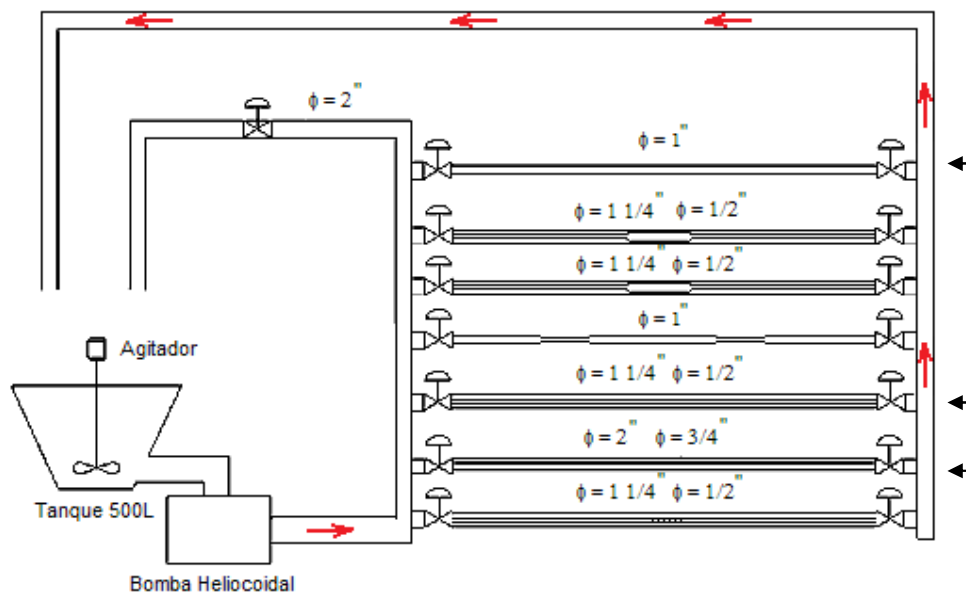
Os dados experimentais de perda de carga são obtidos em uma unidade piloto que opera em circuito fechado composto de tubos de ferro galvanizado, dispostos em linhas paralelas de escoamento independentes. As linhas são compostas de um tubo circular de 1" de diâmetro nominal, em duas razões de anulares concêntricos (ânulo formado pelos tubos de 2" e ¾", e 1 ¼" e ½"), ambos com um comprimento de seção de teste de 200 cm, em contrações e expansões abruptas (simulação dos *tool joint*) e em um estabilizador, destacando que a ênfase deste estudo está direcionada para o escoamento de fluidos em tubos circular e anulares concêntricos.

O sistema de dutos encontra-se conectado a um tanque com capacidade de 500 litros dotado de um agitador vertical rápido, construído em aço inox modelo FLUXOMIX F4D-030M-200N1, com potência de 3HP. O deslocamento dos fluidos, na unidade piloto é proporcionado por uma bomba de deslocamento positivo do tipo helicoidal de 25HP da marca GEREMIAS (WEATHERFORD), operando com vazões de até 20 m<sup>3</sup>/h e pressão de recalque da ordem de 12 kgf/cm<sup>2</sup>. Na Figura 3.1 é apresentada foto da unidade experimental de escoamento de fluidos.



**Figura 3.1** - Foto da unidade experimental de escoamento de fluidos.

Na Figura 3.2 é apresentado um esquema da unidade experimental, destacando que as geometrias avaliadas são: tubo circular, anular 1 ¼" e ½" e anular 2" e ¾".



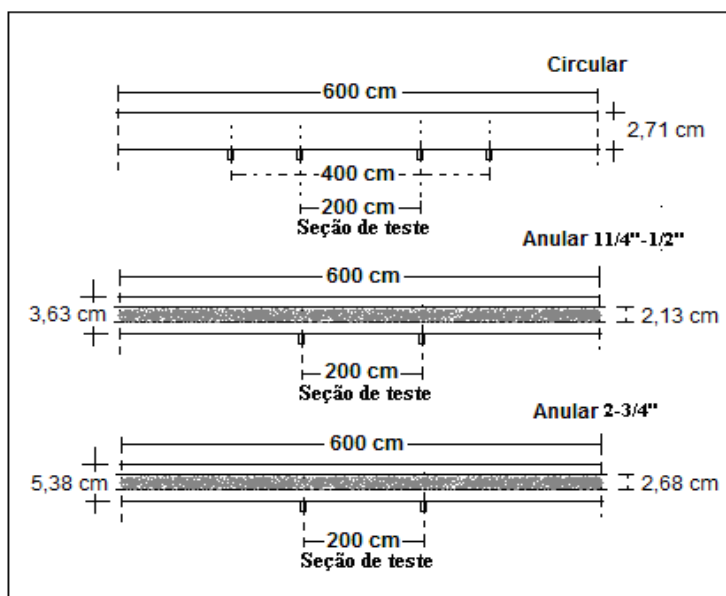
**Figura 3.2** - Esquema da unidade experimental de escoamento de fluidos.

Cabe ressaltar que os valores dos diâmetros das tubulações apresentadas na Figura 3.2 são nominais. Os diâmetros reais, utilizados nos cálculos deste trabalho são obtidos a partir da medição das tubulações com um paquímetro, e seus valores estão dispostos na Tabela 3.1.

**Tabela 3.1** – Diâmetros reais e nominais das tubulações.

Diâmetro Nominal (pol)	1/2"	3/4"	1"	1 1/4"	2"
Diâmetro Externo (m)	0,0213	0,0268	-	-	-
Diâmetro Interno (m)	-	-	0,0271	0,0363	0,0538

Na Figura 3.3 são apresentadas às medidas geométricas dos tubos circular e anulares concêntricos, referenciando as seções de teste, ou seja, o espaçamento das conexões de entrada e saída para as medidas de perdas de carga, ressaltando que para o tubo circular, em especial, temos duas medidas de seção de teste, justamente para proporcionar a coleta de pontos experimentais em uma maior faixa do número de Reynolds. E para os tubos anulares, são apresentadas as razões dos diâmetros interno e externo.



**Figura 3.3** - Medidas geométricas das tubulações em estudo.

A unidade piloto é instrumentada com um conjunto de três transmissores diferenciais de pressão, da marca SMAR LD301D11I-BU11-017 / A1 / I5/Y2/Y5, com as seguintes faixas: 0,93 a 37 mmHg, 3,12 ~ 373 mmHg e 8,33 ~ 1866mmHg.

Estes transmissores diferenciais de pressão permitiram o estudo do escoamento para uma ampla faixa de perda carga ocasionada nos diferentes tipos de escoamento. Cabe acrescentar que, as tomadas de pressão no estudo do escoamento em tubos são posicionadas a 60 diâmetros da região de entrada, e, no caso das peças, estas são localizadas a 50 cm antes e 50 cm depois das mesmas, objetivando desta forma minimizar os efeitos de entrada e saída, ou seja, escoamento plenamente desenvolvido.

A Figura 3.4 apresenta uma foto do quadro instalado na unidade experimental possibilitando a seleção da tubulação a ser avaliada, bem como o transdutor adequado a cada vazão de escoamento dos fluidos.

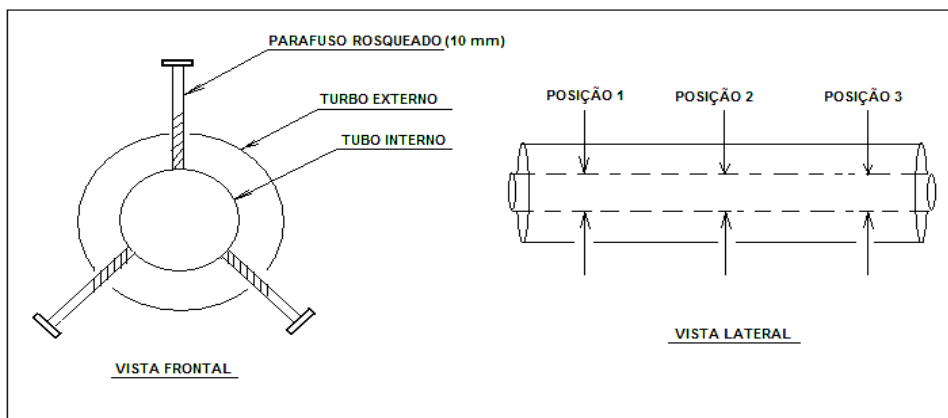


**Figura 3.4** - Quadro de seleção das tubulações e dos transdutores de pressão.

A vazão volumétrica é determinada por técnica gravimétrica, com triplicatas de cada ponto. Já a temperatura é determinada pontualmente, com auxílio de um termômetro, para cada valor de vazão volumétrica pré-determinada durante os experimentos, e com auxílio de um picnômetro é estabelecida as densidades dos fluidos de perfuração.

Para cada fluido de perfuração utiliza-se 1000 litros para a realização dos experimentos. Os dados reológicos do fluido são levantados, para cada ponto experimental, em um viscosímetro *Fann modelo 35A*, em uma amostra retirada do tanque no mesmo instante da coleta de dados de vazão-queda de pressão, a fim de se garantir a igualdade de temperatura.

Para a centralização do tubo interno em relação ao estudo dos anulares concêntricos, são utilizados três parafusos de 10 mm de diâmetro, sendo os mesmos posicionados em diagonal, ou seja, no formato de um triângulo, dispostos proporcionalmente em relação à circunferência do tubo e em três posições distintas ao longo do tubo, objetivando desta forma a centralização uniforme ao longo do tubo, tal mecanismo será ilustrado na Figura 3.5.



**Figura 3.5** - Vista frontal e lateral referente à centralização dos anulares concêntricos.

### 3.2 Metodologia

Para cada fluido de perfuração estudado são obtidos conjuntos de dados de perda de carga em função da vazão para as tubulações de seção circular e anular concêntrico.

Após o sistema atingir o regime permanente, a vazão volumétrica é determinada por técnica gravimétrica, com triplicatas de cada ponto, e a queda de pressão é obtida pelo transdutor diferencial mais adequado ao intervalo de pressão trabalhado.

O sistema não tem controle de temperatura, portanto, para garantir que os parâmetros reológicos sejam correspondentes à temperatura do fluido em escoamento, os ensaios de reologia, feitos no viscosímetro *Fann modelo 35A* são realizados na mesma temperatura do fluido em operação na unidade, para cada ponto experimental.

Após analisar o escoamento de um determinado fluido em todas as tubulações, as mesmas são lavadas com soluções ácidas para a remoção de resíduos e incrustações presentes nos tubos. Depois desse procedimento são realizados experimentos com água, para verificar as tubulações em relação à integridade física do sistema.

Através dos dados obtidos experimentalmente, tais como vazão, queda de pressão, reologia dos fluidos de perfuração e fator de atrito, pode-se avaliar e comparar os parâmetros de interesse obtidos na literatura, a queda de pressão e as distintas correlações de fator de atrito, para as respectivas geometrias e modelos reológicos em questão. Portanto é necessário inicialmente caracterizar o regime de escoamento do fluido através da determinação do número de Reynolds crítico. Em seguida, avaliar as distintas correlações de diâmetro hidráulico (para o regime laminar) e de fator de atrito (para os regimes transitório e turbulento) mais adequadas para os diferentes fluidos e geometrias.

O procedimento experimental é analisado a partir da determinação das incertezas nas variáveis experimentais e da propagação dessas nas variáveis calculadas.

### 3.3 Fluidos Utilizados

Os fluidos utilizados neste trabalho foram cedidos pelo Centro de Pesquisas da Petrobras (CENPES). São estudados três fluidos não-newtonianos todos pseudoplásticos e denominados: A, B e C. Esses fluidos são constituídos de soluções poliméricas à base de água, exceto o fluido C que é a base orgânica. As concentrações de cada componente na solução são desconhecidas.

Os valores das massas específicas para os fluidos de perfuração A, B e C apresentam os seguintes resultados: 1065,50 kg/m<sup>3</sup>, 1132,75 kg/m<sup>3</sup> e 974,7 kg/m<sup>3</sup>, respectivamente. Conforme mencionado anteriormente, os modelos reológicos adotados para o proposto estudo são os modelos *power-law* e Casson.

### 3.4 Determinação da Reologia

A viscosimetria consiste na prática experimental de medir a resposta reológica dos fluidos, considerados puramente viscosos, onde a componente elástica pode ser desprezada. Para medir as grandezas físicas, tais como velocidade angular, torque, ângulo de deflexão, tempo, etc., utiliza-se instrumentos ou equipamentos denominados viscosímetros ou reômetros. As grandezas físicas obtidas nestes equipamentos podem ser transformadas em unidades de tensão e de taxa de cisalhamento, conseqüentemente, de viscosidade. Por fim determina-se a viscosidade ou os parâmetros viscosos considerando-se certo modelo, ou então, através da construção ou interpretação das curvas de fluxo e de viscosidade. Os viscosímetros são instrumentos de aplicação mais limitada, pois medem apenas os parâmetros

viscosos do fluido, sob cisalhamento contínuo, já os reômetros medem as propriedades viscoelásticas de sólidos, semi-sólidos e fluidos, Machado (2002).

Para os ensaios experimentais é utilizado o viscosímetro *Fann modelo 35A* (Figura 3.6). Este viscosímetro é baseado no projeto original da *Socony-Mobil Oil Company*, cuja intenção é medir as viscosidades aparente e plástica e o limite de escoamento dos fluidos de perfuração nos campos de petróleo.



**Figura 3.6** - Viscosímetro *Fann V. G. Metter modelo 35A*

Este instrumento trabalha com taxa de cisalhamento controlada, e o sistema Couette é aplicado aos cilindros, isto é, o cilindro externo de raio  $r_2 = 1,84 \times 10^{-2}$  m gira a uma velocidade constante, pré-selecionada, enquanto o cilindro interno “bob” de raio  $r_1 = 1,72 \times 10^{-2}$  m fica estático. O “bob” sofre uma força de arraste, que é função da velocidade de fluxo e da viscosidade do fluido, e é transmitida pelo fluido. O “bob” se conecta a uma mola de torção através de um eixo, que se apoia na parte superior girando livremente através de um sistema de rolamentos. A constante  $K_m$  desta mola é igual a  $3,87 \times 10^{-5}$  N.m/grau (387 dina.cm/grau). A velocidade de rotação  $N$  é controlada através de um sistema de engrenagens e motor e pode variar conforme os valores 3, 6, 100, 200, 300 e 600 rpm. Os parâmetros de construção ou de projeto do instrumento utilizado correspondem à combinação geométrica (R1-B1-F1, rotor-bob-torsion), que significa o raio do cilindro externo (rotor), raio do cilindro interno “bob” e a mola de torção de constante  $K_m$ , respectivamente. No viscosímetro rotativo Fann não se formam turbulências causadas por forças centrífugas. As faixas de tensão e taxa de cisalhamento estão bem definidas. A calibração da mola pode ser feita pelo operador, necessitando apenas de fluidos padrões de referência ou com o auxílio de um acessório de calibração vendido separadamente pelo fabricante.

As faixas de tensão e taxa de cisalhamento estão bem definidas, onde a taxa de cisalhamento varia de 5,1 a 1022,0 s<sup>-1</sup> demonstrada na Tabela 3.2.

**Tabela 3.2** - Taxas de cisalhamentos equivalentes às velocidades de rotação no viscosímetro modelo Fann 35 A com combinação R1-B1.

Vel. de rotação (N), rpm	3	6	100	200	300	600
Taxa de cisalham. ( $\gamma_b$ ), s <sup>-1</sup>	5,1	10,2	170,3	340,6	511,0	1022,0

A metodologia proposta para os ensaios é apresentada a seguir:

1. Colocar o “bob” no interior do cilindro externo (rotor), empurrando-o para cima e ao mesmo tempo girando-o no sentido horário;
2. Verificar se a leitura no mostrador (Figura 3.6), localizado na parte superior do instrumento, encontra-se zerada, e se não, realizar pequenos ajustes no “bob” até que se obtenha a leitura na marca zero;
3. Colocar o fluido de interesse para o ensaio no copo reservatório metálico, até a quantidade marcada (cerca de 350 cm<sup>3</sup>);
4. Colocar o copo reservatório na plataforma móvel elevando-o até que o fluido alcance a marca localizada na parte superior do rotor, imergindo assim o rotor e o “bob” na profundidade apropriada;
5. Agitar o fluido de interesse para o ensaio a velocidade de 600 rpm durante 1 minuto;
6. Efetuar a leitura da deflexão  $\theta$  a 600 rpm;
7. Repetir o procedimento dos itens 5 e 6 para as leituras a 300 rpm, 200 rpm, 100 rpm, 6 rpm e 3 rpm, anotando-as.

Através das deflexões lidas ( $\theta$ ), Figura 3.7, pode-se calcular a tensão cisalhante, a taxa de cisalhamento e a viscosidade aparente. O valor da tensão de cisalhamento ( $\tau$ ), em Pascal é obtido pela Equação 3.1 abaixo:

$$\tau = 0,51.\theta \quad (3.1)$$

Os valores de taxa de cisalhamento ( $\gamma$ ) em s<sup>-1</sup> são obtidos segundo a Equação 3.2:

$$\gamma = 1,703. N \quad (3.2)$$

O cálculo da viscosidade em ( $\mu$ ) em cP é calculado pela Equação 3.3:

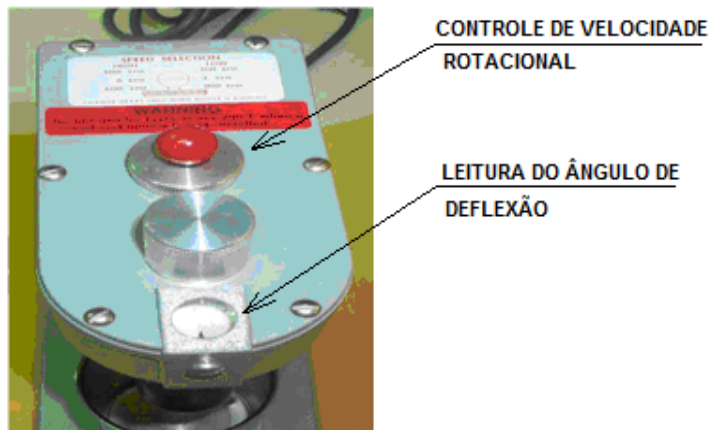
$$\mu = 300. \tau / N \quad (3.3)$$

Em que N é a velocidade de rotação.

Após estes cálculos, plota-se um gráfico com os valores obtidos para ( $\tau$ ) e os valores de ( $\gamma$ ), em escala log-log. Através da melhor reta ajustada pelo método dos mínimos quadrados determina-se o coeficiente linear (b) e o coeficiente angular que representa o índice de comportamento (n). Por fim calcula-se o índice de consistência K, conforme descrito na Equação 3.4:

$$k = 10^b \cdot 1000 \quad (3.4)$$

É importante destacar, que as medidas de viscosidade do fluido analisado são efetuadas ponto a ponto, ou seja, após a estabilização do fluido em uma determinada temperatura e vazão conhecida são feitos os ensaios reológicos nas mesmas condições de temperatura presente no tanque durante o experimento.



**Figura 3.7** - Detalhes do indicador de leitura da deflexão  $\theta$  e do ajuste de velocidades.

Como fonte de conhecimento, para a análise e determinação dos parâmetros reológicos para cada fluido de perfuração avaliado experimentalmente, utiliza-se o programa SIMCARR<sup>®</sup> 6.5, fornecido pelo CENPES/Petrobras S.A. Em que o mesmo foi desenvolvido utilizando os ambientes integrados Borland C++ 6.5, destacando que a utilização deste programa é de grande interesse para determinação dos parâmetros reológicos dos modelos de Robertson-Stiff e Herschell-Bulckley, visto que os mesmos apresentam três parâmetros, já para os outros modelos, é opcional sua utilização.

Este programa é desenvolvido para avaliação da limpeza de poço, avaliação de pressões de poço e perda de carga no sistema, bem como dos parâmetros reológicos relativos ao fluido de perfuração, para um determinado modelo escolhido. Sendo o fluido não-newtoniano, as informações a serem fornecidas para o simulador são: tipo de modelo reológico, densidade do fluido e as leituras de deflexão  $\theta$  obtidas nos ensaios com o viscosímetro *modelo Fann 35A*.

Após ter preenchido todos os campos necessários, e escolhido o modelo reológico desejado, pressionando o ícone CALCULAR, os cálculos são executados pelo programa gerando uma janela operacional com os parâmetros reológicos calculados. Fornecendo também, o desvio padrão (SD), que indica o quão o fluido ensaiado se encaixa no modelo sugerido. Então o procedimento ideal é testar o fluido em questão, utilizando todos os modelos disponíveis no SIMCARR<sup>®</sup> 6.5 e posteriormente escolher o modelo que melhor se adequa ao fluido, ou seja, cujo desvio padrão apresentar menor valor.



Obtido o modelo reológico que melhor se adapta ao proposto fluido, o programa fornece valores de tensão cisalhante ( $\tau$ ) em lb/100ft<sup>2</sup> para cada valor de velocidade em rpm (N), e fornece também a taxa de cisalhamento ( $\dot{\gamma}$ ) em s<sup>-1</sup>. Isto possibilita ao usuário a construção dos gráficos de curva de fluxo e de viscosidade.

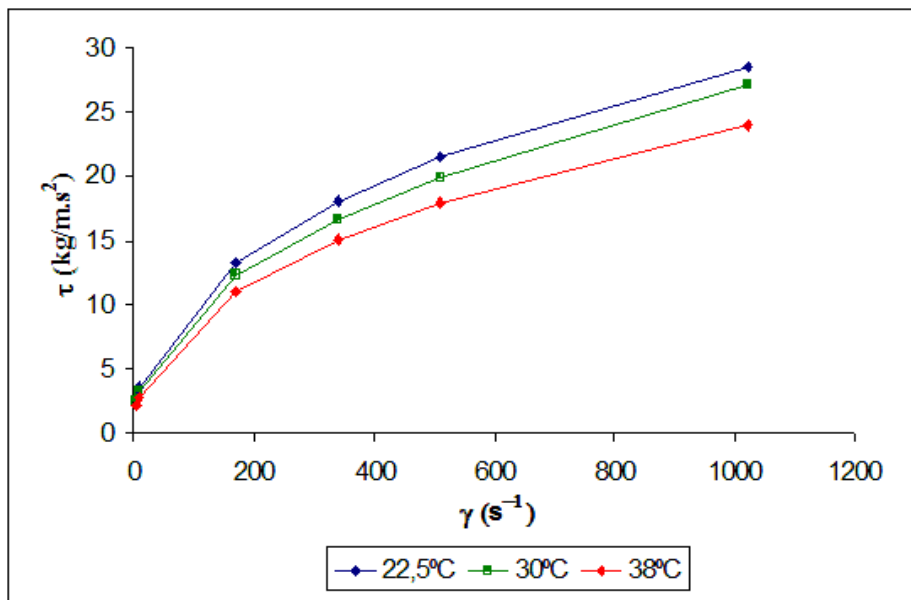
Para obtenção dos parâmetros reológicos dos modelos em estudo, os gráficos podem ser construídos no programa Excel, através de regressão linear, ou seja, (log  $\tau$  versus log  $\dot{\gamma}$ ) e ( $\tau^{0,5}$  versus  $\dot{\gamma}^{0,5}$ ), referente aos modelos *power-law* e Casson, respectivamente. A Tabela 3.3 apresenta as faixas de n e k obtidas no ajuste pelo modelo *power-law* e a Tabela 3.4 apresenta as faixas de LE<sub>c</sub> e VP<sub>c</sub> obtidas no ajuste pelo modelo de Casson, e estes resultados descritos a seguir são referentes aos fluidos A, B e C. Em seguida, objetivando uma avaliação dos parâmetros reológicos nas faixas de temperatura estudadas são apresentados nas Figuras 3.8, 3.9 e 3.10, os reogramas típicos dos distintos fluidos.

**Tabela 3.3** - Faixa dos parâmetros reológicos para o modelo *power-law*.

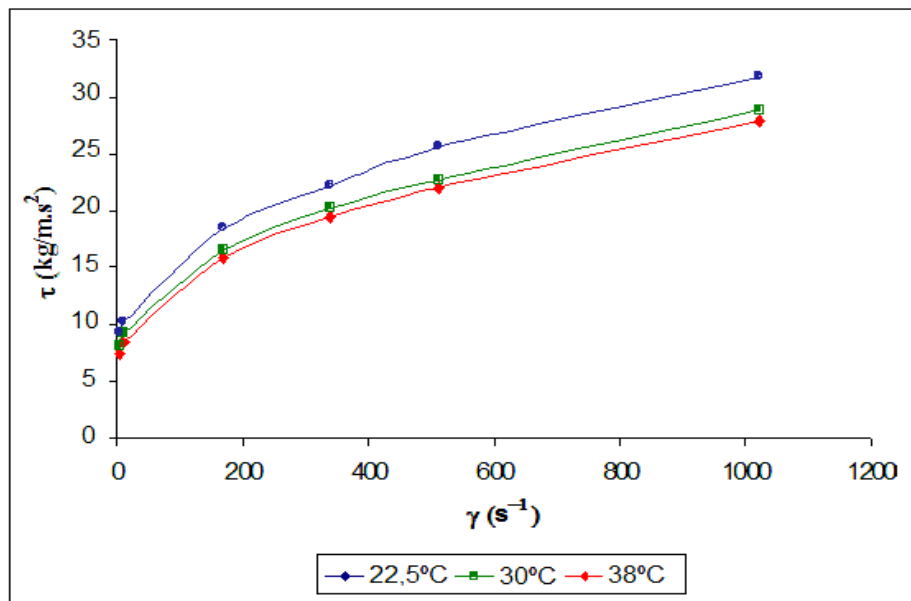
Grandeza	BR CARB		CATIÔNICO		BRMUL	
	Valor Mínimo	Valor Máximo	Valor Mínimo	Valor Máximo	Valor Mínimo	Valor Máximo
n	0,426	0,498	0,2697	0,2334	0,3407	0,3184
k (kg/m.s <sup>2-n</sup> )	0,804	1,481	4,1548	5,9356	2,5685	2,6158
$\tau$ (kg/m.s <sup>2</sup> )	1,78	29,13	7,14	32,704	5,61	28,616
$\lambda$ (s <sup>-1</sup> )	5,1	1022	5,1	1022	5,1	1022
Temperatura(°C)	22,5	38,5	27	43	26	40,5

**Tabela 3.4** - Faixa dos parâmetros reológicos para o modelo de Casson.

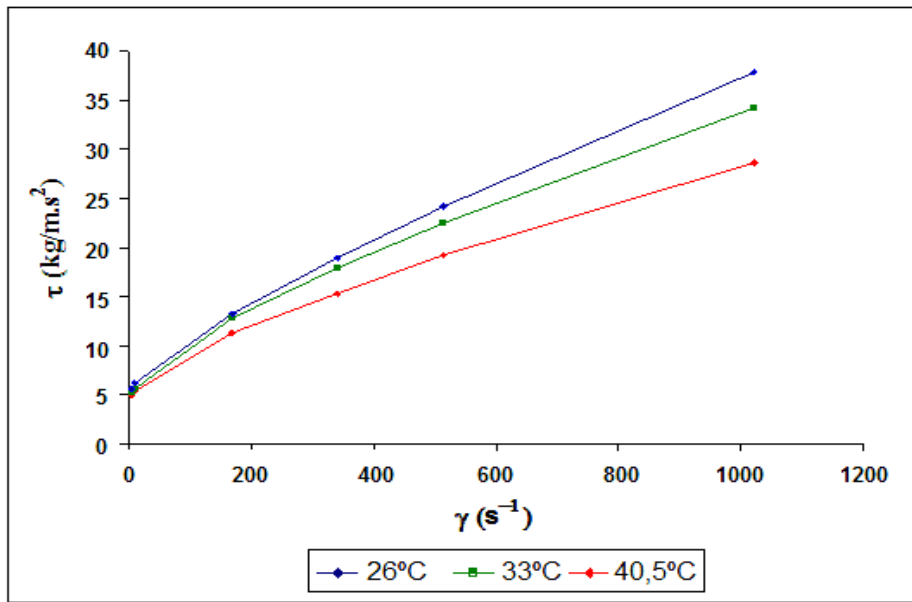
Grandeza	BR CARB		CATIÔNICO		BRMUL	
	Valor Mínimo	Valor Máximo	Valor Mínimo	Valor Máximo	Valor Mínimo	Valor Máximo
LE <sub>c</sub>	1,721	2,898	6,863	9,277	4,2998	3,8785
VP <sub>c</sub>	0,0131	0,0175	0,00654	0,00906	0,01766	0,01121
$\tau$ (kg/m.s <sup>2</sup> )	1,78	29,13	7,14	32,704	5,86540	28,616
$\lambda$ (s <sup>-1</sup> )	5,1	1022	5,1	1022	5,1	1022
Temperatura(°C)	22,5	38,5	27	43	26	40,5



**Figura 3.8** - Reograma típico do fluido A.



**Figura 3.9** - Reograma típico do fluido B.



**Figura 3.10** - Reograma típico do fluido C.

Para a avaliação do modelo reológico é utilizado o coeficiente de determinação ( $R^2$ ) para verificar a adequação do modelo *power-law* e Casson aos dados experimentais. Esse coeficiente é dado pelo quadrado do coeficiente de correlação de Pearson, obtidos a partir dos dados experimentais de reologia do fluido, sendo então calculado através da Equação 3.5.

$$R = \frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})(y_i - \bar{y})}{\sqrt{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2} \cdot \sqrt{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2}} \quad (3.5)$$

O valor de R varia num intervalo de zero a um, sendo que  $R^2=1$  significa uma correlação perfeita entre as variáveis e  $R^2=0$  significa que as duas variáveis não dependem uma da outra.

Portanto é efetuada uma avaliação dos modelos reológicos citados baseado no coeficiente de determinação ( $R^2$ ), para os fluidos de perfuração A, B e C, sendo que para cada ponto experimental é obtido um valor de  $R^2$ , então a avaliação é feita em relação ao valor médio de  $R^2$ , conforme descrito na Tabela 3.5.

**Tabela 3.5** - Valores de  $R^2$  obtidos para os fluidos de perfuração referente aos modelos reológicos avaliados.

Fluidos	Modelo <i>power-law</i> ( $R^2$ )	Modelo de Casson ( $R^2$ )
A	0,9990	0,9600
B	0,9908	0,9813
C	0,9694	0,9972

Na Tabela 3.5 observa-se que para o fluido A o modelo de Casson apresenta valores de incertezas maiores que o modelo *power-law*, enquanto que para o fluido C tal fato é observado o oposto, já para o fluido B os modelos se mostram equivalentes. Os fatos citados podem ser confirmados comparando-se os valores dos desvios padrões ( $\sigma$ ) obtidos na estimação dos parâmetro.

### 3.5 Calibração da Unidade Experimental

Esta etapa consistirá na calibração da unidade utilizada nos experimentos com fluidos de perfuração, em que são obtidos dados experimentais de fator atrito utilizando água como fluido de calibração. A calibração na unidade é necessária sempre antes e após a coleta dos dados experimentais para cada fluido avaliado, em função de diversos fatores prejudiciais, tais como:

- Incrustação no interior dos tubos;
- Excentricidade dos tubos anulares;
- Vazamentos em todo o sistema operacional.

As correções desses fatores comentados acima são discutidas referenciando a ordem dos tópicos. Iniciando-se pela adição de solução diluída de ácido clorídrico (12% p/v) no interior dos tubos circulares e anulares deixando os mesmos em repouso por um tempo de 10 a 15 minutos, e em seguida é efetuada uma vistoria de contato físico e visual.

Em relação à excentricidade, os tubos internos são centralizados através de ajustes manuais, por parafusos dispostos em três seções, triangulares, conforme ilustrado na Figura 3.5. Por final, para evitar os vazamentos são efetuados apertos em todo o sistema, caso seja detectado algum acessório, válvulas principalmente, que esteja comprometido, muitas vezes por corrosão, logo são substituídos para dar prosseguimento às avaliações experimentais.

### Procedimento dos cálculos e Resultados

A vazão mássica ( $W$ ), coletada por técnica gravimétrica e o valor da perda de carga ( $\Delta P$ ) fornecida pelos transdutores de pressão, são os parâmetros iniciais para o prosseguimento dos cálculos objetivando a calibração da unidade experimental, destacando que ambos os parâmetros descritos são coletados na mesma temperatura de escoamento do fluido.

Em seguida com os dados:  $D$ ,  $\rho$ ,  $L$ , que são o diâmetro do tubo, ou diâmetro hidráulico  $D_{HI}$  para o caso dos anulares, densidade e comprimento da seção de teste, respectivamente, pode-se determinar a velocidade média ( $v$ ), viscosidade ( $\mu$ ) e número de Reynolds ( $Re$ ). A partir dos respectivos parâmetros experimentais descritos, pode-se determinar o fator de atrito experimental, definido pela Equação 3.6.

$$f_{\text{exp}} = \frac{D\Delta P}{2\rho L v^2} \quad (3.6)$$

A determinação dos fatores de atrito preditos por Fanning,  $f_{\text{predF}}$  (para número de Reynolds até 2100) e por Blasius,  $f_{\text{predB}}$  (para número de Reynolds superiores a 2100), são descritos pelas Equações 3.7 e 3.8, respectivamente.

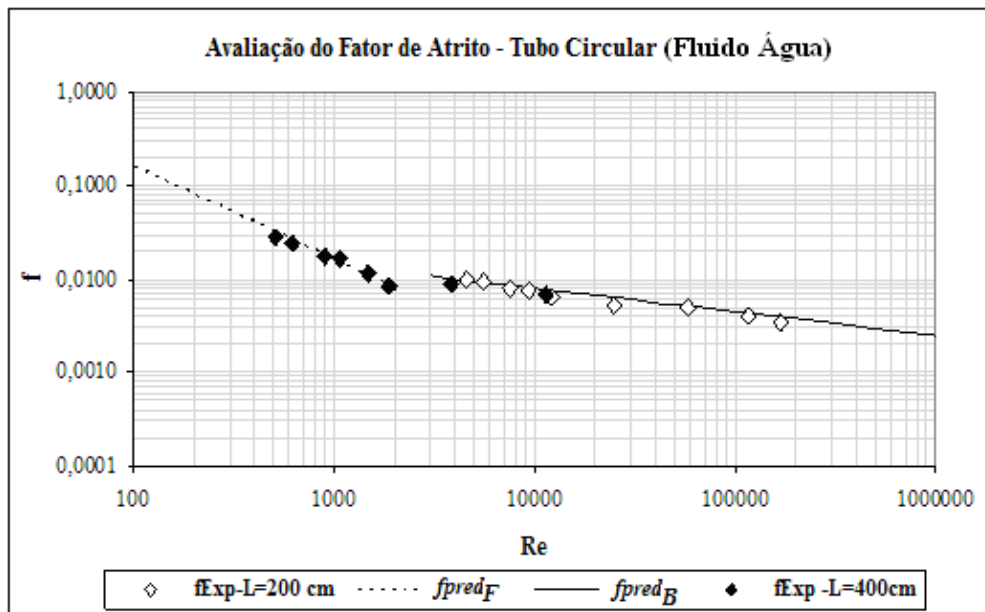
$$f_{pred_F} = \frac{16}{Re} \quad (3.7)$$

$$f_{pred_B} = \frac{0,0729}{Re^{0,25}} \quad (3.8)$$

Portanto são realizados experimentos com a água para validação da unidade e determinação das incertezas na obtenção dos dados experimentais. Em todos os casos, a incerteza média obtida nas medições será de 5% e a máxima de 10% (Leal *et al.*, 2006). Destacando que em referência aos tubos anulares I e II, os cálculos são focados no diâmetro hidráulico  $D_{HI}$  devido maior abordagem na literatura.

Nas Figuras 3.11 e 3.12 são apresentados um comparativo dos dados de fator de atrito experimentais e os preditos pelas correlações de Fannig (Equação 3.7) e Blasius (Equação 3.8), observa-se através das Figuras 3.13 e 3.14 que os desvios são menores que 8% e 15% em módulo para toda faixa de Reynolds estudada, para os tubos circular e anulares, respectivamente. Logo os resultados indicam que a unidade experimental fornece dados coerentes com os resultados descritos na literatura.

Um fator importante a destacar em relação aos resultados apresentados é que os dados obtidos dos fatores de atrito experimentais estão muito próximos dos fatores de atrito preditos na literatura para a respectiva faixa do número de Reynolds avaliada. Portanto, apresentando a rugosidade relativa do tubo ( $\epsilon/D$ ), ou seja, a razão entre a rugosidade ( $\epsilon$ ) e o diâmetro da tubulação ( $D$ ) compatível a tubos lisos, embora o mesmo seja ferro galvanizado, tal justificativa esta diretamente relacionada à melhoria de fabricação dos tubos.



**Figura 3.11** - Avaliação do  $f_{exp}$  e dos  $f_{pred}$  para o tubo circular.

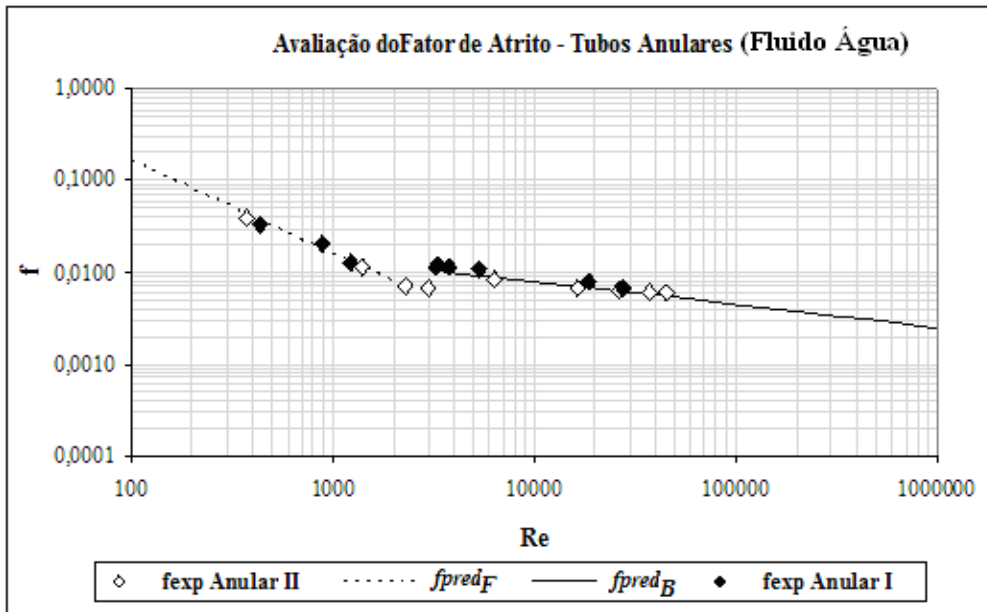


Figura 3.12 - Avaliação do  $f_{exp}$  e dos  $f_{pred}$  para os anulares I e II.

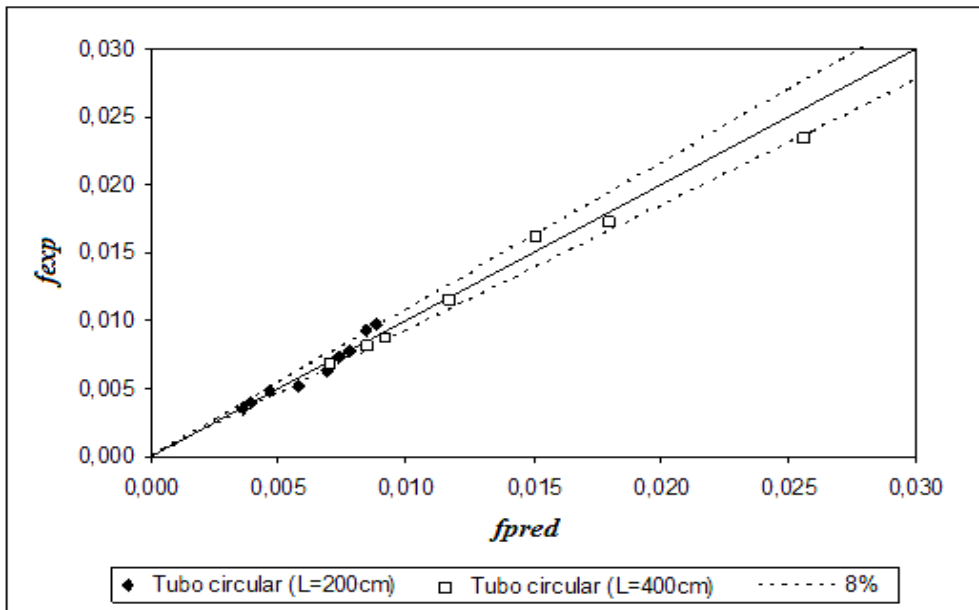


Figura 3.13 - Desvio entre o  $f_{exp}$  e os  $f_{pred}$  referente ao tubo circular.

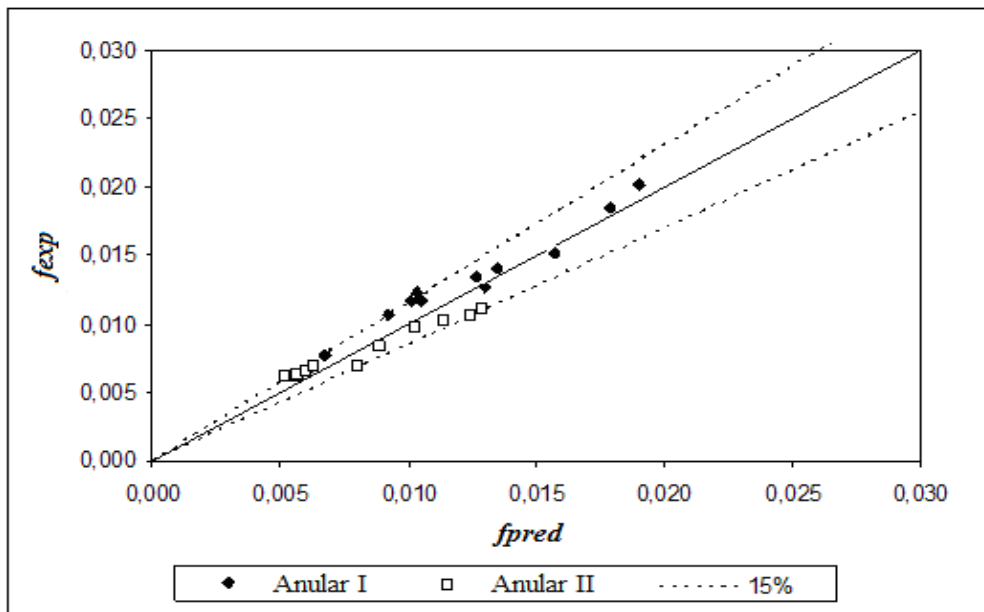


Figura 3.14 - Desvio entre o  $f_{exp}$  e os  $f_{pred}$  referente aos anulares I e II.

### 3.6 Incertezas nas Determinações Experimentais

Todo dado experimental é analisado através de algum tipo de procedimento, objetivando eliminar todos os erros possíveis referente ao experimento. No entanto, nunca é plenamente alcançado, cabendo então a responsabilidade de apresentar uma medida de confiabilidade de seus dados.

Logo a Incerteza Experimental é um valor possível que o erro pode assumir, portanto definindo uma faixa onde se estima estar localizado o valor da grandeza medida (dentro de um determinado nível de probabilidade). Para chegar a um método de descrição das incertezas das variáveis em estudo, precisa-se conhecer a natureza das mesmas. Logo sendo classificadas em Incertezas aleatórias e Incertezas sistemáticas.

- Incerteza aleatórias: são incertezas que fazem com que medidas repetidas apresentem valores diferentes. Por exemplo, atrito no instrumento, flutuações eletrônicas, flutuações na leitura pelo observador, etc.
- Incerteza sistemáticas: são incertezas que fazem com que medidas repetidas apresentem aproximadamente o mesmo desvio (positivo ou negativo) sem razão aparente (se a razão fosse conhecida uma correção poderia ser feita). Por exemplo, um pequeno amassado em um tubo de Pitot, ou perdas de calor pelo corpo de um termômetro.

#### 3.6.1 Tratamento das Incertezas Experimentais

Com o objetivo de verificar o intervalo de confiança dos dados experimentais de fator atrito e perda de carga são feitas análises de incertezas das grandezas experimentais e propagação de erros experimentais. As análises das incertezas envolvem o cálculo do erro aleatório, descrito através da Equação 3.9.

$$\delta y = \psi \sigma \tag{3.9}$$

Sendo,  $\sigma$  o desvio padrão dos dados experimentais,  $\psi$  o fator de abrangência na análise das incertezas  $\delta$ , que mede o nível de confiança dos resultados obtidos, e por final destacando o parâmetro  $y$  que é a variável experimental de interesse. Quando se emprega, por exemplo, o fator de abrangência  $\psi$  igual a 2, definidas por  $2\sigma_i$ , esse valor associa ao resultado obtido um nível de confiança de aproximadamente 95%, segundo Barthem (1995).

A avaliação dos modelos reológicos *power-law* e Casson é baseada no coeficiente de determinação ( $R^2$ ), obtido por cada modelo a partir da linearização. O coeficiente de determinação é o quadrado do coeficiente de correlação de Pearson ( $r$ ), que mede o grau da correlação entre duas variáveis. O coeficiente de correlação de Pearson calcula-se segundo a seguinte fórmula:

$$r = \frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})(y_i - \bar{y})}{\sqrt{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2} \cdot \sqrt{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2}}, \quad (3.10)$$

Em que:  $x_1, x_2, \dots, x_n$  e  $y_1, y_2, \dots, y_n$  são os valores medidos, e  $\bar{x}$  e  $\bar{y}$  são as médias aritméticas de ambas as variáveis.

O coeficiente de determinação ( $R^2$ ) varia num intervalo de 0 até 1, sendo que:

- $R=1$ , significa uma correlação perfeita entre as duas variáveis.
- $R=0$ , significa que as duas variáveis não dependem linearmente uma da outra.

Portanto, o melhor modelo reológico é aquele que apresentar o valor de  $R^2$  mais próximo do valor 1. Para cada ponto experimental é obtido um valor de  $R^2$ , então a avaliação é feita no valor médio de  $R^2$  referente a todos os pontos experimentais

### 3.6.2 - Propagação de Erros e Desvio Padrão dos Parâmetros Reológicos

A propagação de erros no cálculo das variáveis de interesse é obtida segundo a Equação 3.11, onde  $Y$  é a variável calculada a partir dos dados experimentais  $X$  e  $Z$  que apresentam as incertezas  $\sigma_x$  e  $\sigma_z$  respectivamente. Para o cálculo de  $Y = Y(X,Z)$  existe uma propagação dos erros experimentais, cuja incerteza é calculada pela equação abaixo:

$$\sigma_Y^2 = \left[\frac{\partial Y}{\partial X}\right]^2 \sigma_X^2 + \left[\frac{\partial Y}{\partial Z}\right]^2 \sigma_Z^2 + \left[\frac{\partial Y}{\partial X}\right] \left[\frac{\partial Y}{\partial Z}\right] \sigma_X \sigma_Z \quad (3.11)$$

O terceiro termo,  $\sigma_x \sigma_z$ , considera o efeito cruzado das incertezas. Destacando que nos cálculos não é considerado este termo, pois ele só é levado em consideração quando a determinação de um dado experimental sofre influência de outros. Destacando que às variáveis calculadas em relação à determinação das incertezas são: velocidade de escoamento do fluido, fator de atrito experimental e a viscosidade do fluido.

O desvio padrão dos parâmetros reológicos (incertezas estimadas) dos modelos *power-law* e Casson são obtidos através do pacote computacional ESTIMA, em linguagem FORTRAN. O desvio padrão de cada parâmetro é gerado a partir dos valores médios desses parâmetros, referentes a todos os pontos experimentais. Nessa análise, assim como no tratamento das incertezas experimentais é utilizado o fator de abrangência igual a 2, conforme descrito anteriormente.



## 4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Os fluidos de perfuração em análise são A, B e C, utilizando os modelos reológicos *power-law* e Casson.

Neste capítulo são avaliadas 10 correlações de fator de atrito e 5 equações de diâmetro hidráulico, apresentadas nas Tabelas 2.4 e 2.5, respectivamente.

Na avaliação das correlações de diâmetro hidráulico são utilizados os dados referentes ao escoamento do fluido em regime laminar, já para avaliar as correlações de fator de atrito são utilizados dados de escoamento nos regimes transitório e turbulento, condições estas segundo particularidades das respectivas correlações em estudo. Para os dados experimentais e calculados são feitas análises de propagação de erros.

Inicialmente são avaliadas as correlações de diâmetro hidráulico para os respectivos fluidos de perfuração, e em seguida as correlações de fator de atrito tão e somente para o fluido de perfuração C, visto que para os fluidos A e B obteve-se um número reduzido de dados experimentais no regime de escoamento turbulento, logo é efetuada somente a análise das correlações de  $D_H$ .

### 4.1 – Avaliação das correlações de $D_H$ – Modelos *power-law* e Casson

Para a avaliação dos resultados experimentais obtidos para os fluidos de perfuração A, B e C são testadas cinco correlações de diâmetro hidráulico, descritas na Tabela 2.5, para os respectivos modelos reológicos em estudo, objetivando a obtenção de uma melhor correlação de diâmetro hidráulico, dentre as cinco avaliadas.

#### 4.1.1 – Determinação do número de Reynolds crítico (A)

Para o estudo das respectivas correlações de diâmetro hidráulico, referente às geometrias Anular I e II é determinado inicialmente o número de Reynolds crítico, objetivando delimitar a zona de regime laminar de escoamento do fluido, destacando que o  $D_H$  é uma variável geométrica e não depende do fluido. O  $Re_c$  é determinado experimentalmente, conforme apresentado nas Figuras 4.1, 4.2 e 4.3, ou através de correlações disponíveis na literatura, descritas na Tabela 2.3. Portanto é efetuado um comparativo dos números de Reynolds críticos experimentais ( $Re_{c\ exp}$ ) e os calculados ( $Re_{c\ calc}$ ) através das correlações.

A determinação experimental da velocidade crítica é realizada através de análise gráfica, para cada geometria, através do gráfico de  $\Delta P$  versus a vazão volumétrica. Os regimes de escoamento estão caracterizados e limitados por um ponto de interseção, resultado da linearidade dos dados experimentais, sendo assim, o ponto de encontro das retas caracteriza o final do regime laminar e/ou início do regime turbulento, denominado Reynolds crítico. Tal procedimento é uma estimativa para a determinação do regime de escoamento. Através do ponto de encontro das retas, determina-se inicialmente a vazão crítica, e com a respectiva área de seção real do escoamento do tubo em estudo, determina-se a velocidade crítica e conseqüentemente o  $Re_c$ .

A princípio, o procedimento descrito a seguir é padronizado para cada fluido e independe do modelo reológico avaliado. O parâmetro variável é o número de Reynolds crítico. Os pontos experimentais estão duplicados, em função da primeira (1ª) e segunda (2ª) carga do fluido A.

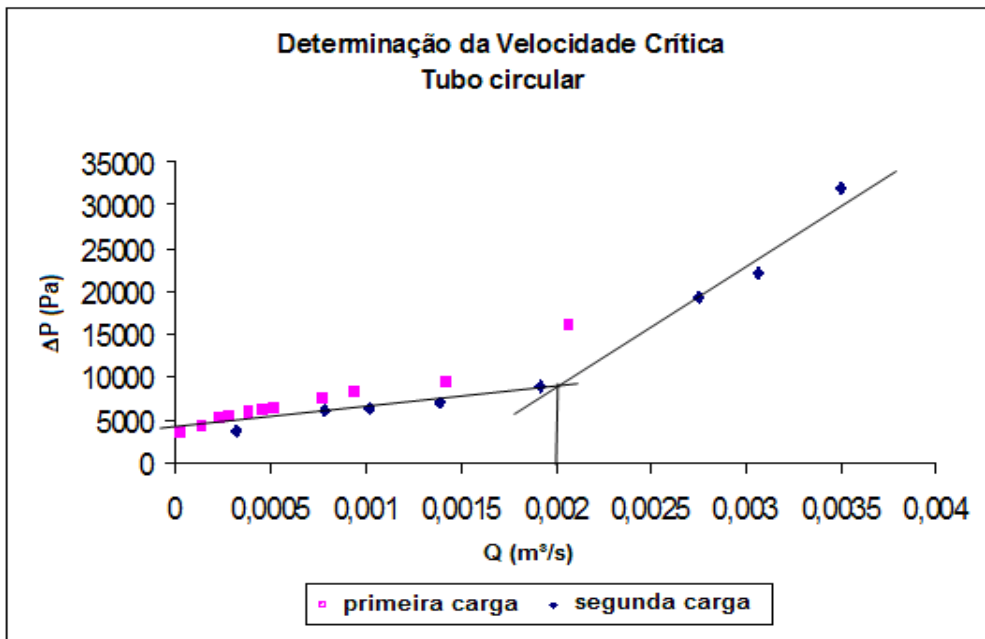


Figura 4.1 - Determinação do  $Re_{c\ exp}$  para o tubo circular (A).

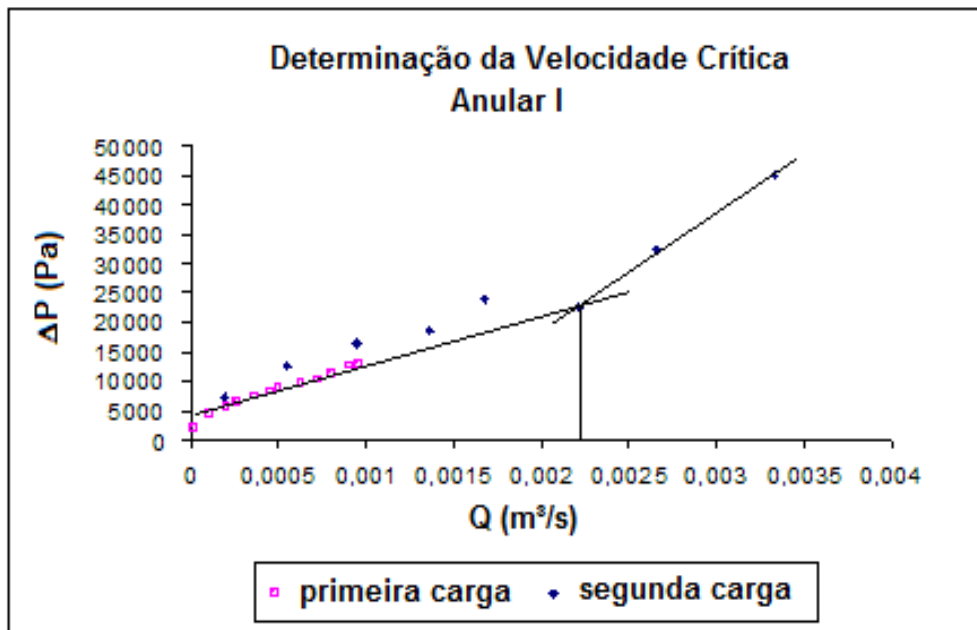
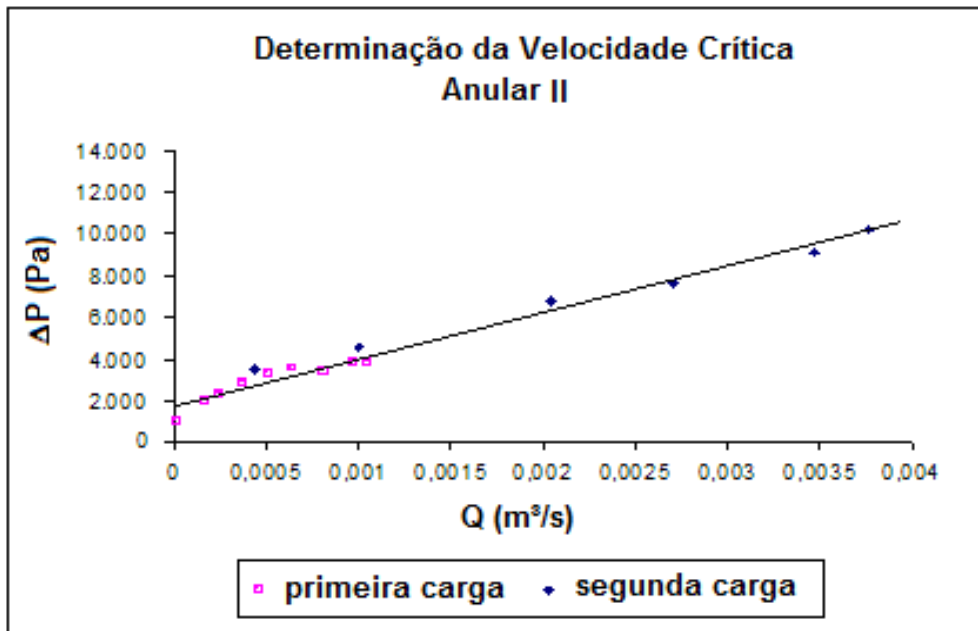


Figura 4.2 - Determinação do  $Re_{c\ exp}$  para o tubo anular I (A).



**Figura 4.3** - Determinação do  $Re_{c\text{exp}}$  para o tubo anular II (A).

Observa-se que para os tubos circular e anular I, as vazões volumétricas críticas são iguais a  $0,0020\text{ m}^3/\text{s}$  e  $0,0022\text{ m}^3/\text{s}$ , respectivamente. Para uma melhor avaliação dos resultados e conseqüentemente uma discussão pertinente são apresentados nas tabelas 4.1 e 4.2 os valores do número de Reynolds crítico experimentais e os preditos pelas correlações, referente aos modelos *power-law* e Casson, com exceção da geometria anular II, devido a ausência de pontos experimentais no regime turbulento. Os erros apresentados mostram o desvio dos valores gerados pelas correlações, em relação ao valor utilizado (experimental), calculado pela Equação 4.1.

A partir das vazões são calculados os valores de Reynolds críticos para os respectivos modelos reológicos, utilizando valores médios dos parâmetros reológicos para cada tubulação em estudo, que são comparados aos valores gerados pelas correlações descritas na Tabela 2.3.

$$Erro(\%) = \frac{|Re_{c\text{exp}} - Re_{c\text{calc}}|}{Re_{c\text{exp}}} \cdot 100 \tag{4.1}$$

**Tabela 4.1** – Resultados de  $Re_c$  para o fluido A (modelo *power-law*).

Reynolds Crítico Fluido A	Circular	Anular I				
		$D_{H1}$	$D_{H2}$	$D_{H3}$	$D_{H4}$	$D_{H5}$
$Re_{cL}$ - (experimental)	3139	2045	2254	2048	2836	1860
$Re_c$ - (Jonhson, 1959)	2393	2387	2387	2387	2387	2387
$Re_c$ - (Mishra e T., 1971)	2520	2489	2489	2489	2489	2489
Erro(%) - (Jonhson, 1959)	24	17	6	17	16	28
Erro(%) - (Mishra e T., 1971)	20	22	10	21	12	34

**Tabela 4.2** – Resultados de  $Re_c$  para o fluido A (modelo de Casson).

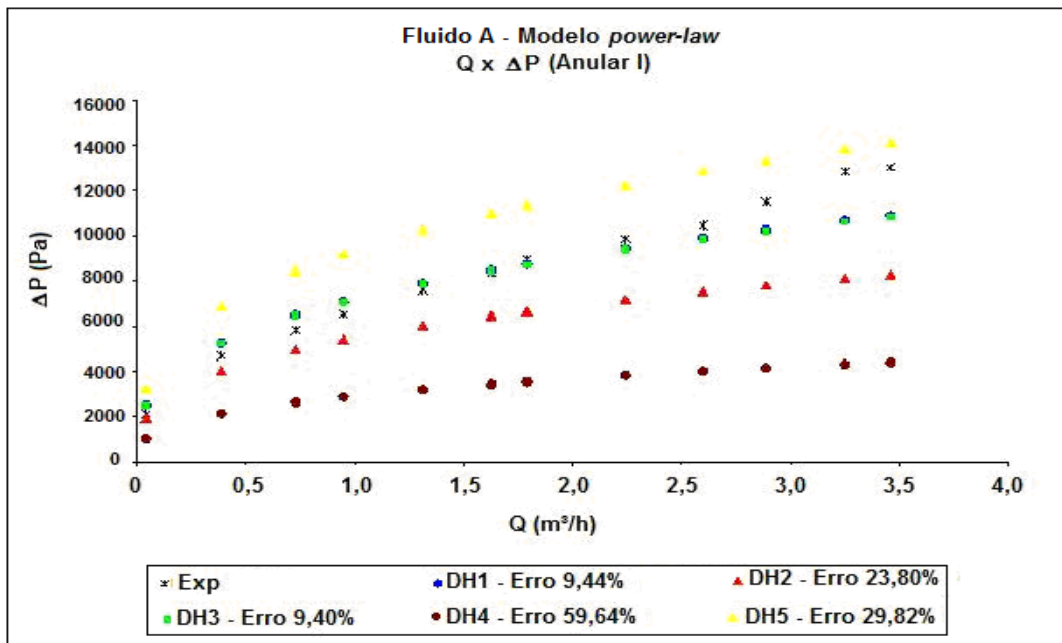
Reynolds Crítico Fluido A	Circular	Anular I				
		$D_{H1}$	$D_{H2}$	$D_{H3}$	$D_{H4}$	$D_{H5}$
$Re_{cL}$ - (experimental)	6260	3243	3975	3254	6410	2663
$Re_c$ - (Hanks, 1963)	3113	2382	2504	2384	2961	2299
$Re_c$ - (Tomas, 1963)	2812	918	1245	922	2550	683
$Re_c$ - (Craft, 1962)	331	151	184	152	297	124
Erro(%) - (Hanks, 1963)	50	27	37	27	54	13
Erro(%) - (Tomas, 1963)	55	72	69	72	60	74
Erro(%) - (Craft, 1962)	95	95	95	95	95	95

Observa-se na Tabela 4.1 (modelo *power-law*) que os valores experimentais utilizados são concordantes com os valores gerados pelas correlações. Na Tabela 4.2 (modelo de Casson) observa-se que os dados de  $Re_c$  experimentais, quando comparado com as propostas correlações, apresentam desvios elevados em relação à correlação de Craft e Tomas.

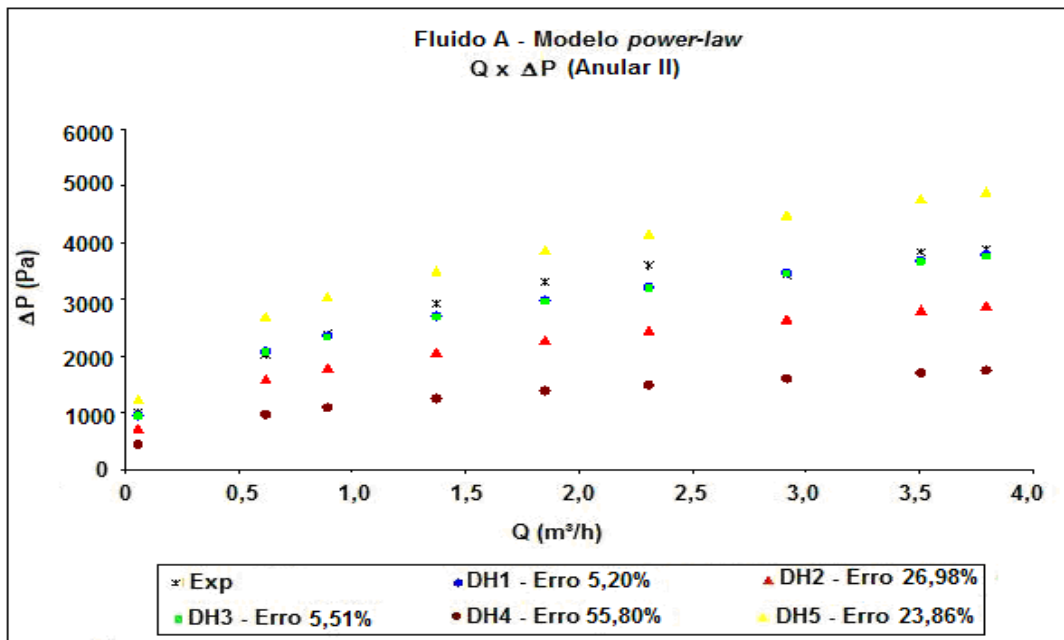
A partir dos resultados descritos nas tabelas acima, referente aos  $Re_c$  experimentais, realizou-se uma avaliação das correlações de diâmetro hidráulico no regime laminar para os modelos reológicos *power-law* e Casson, tal metodologia está relacionada a um comparativo dos dados obtidos experimentalmente e o calculado através dos gráficos de  $\Delta P$  versus a vazão volumétrica.

#### 4.1.2 - Avaliação das correlações de $D_H$ – Modelos *power-law* e Casson (A)

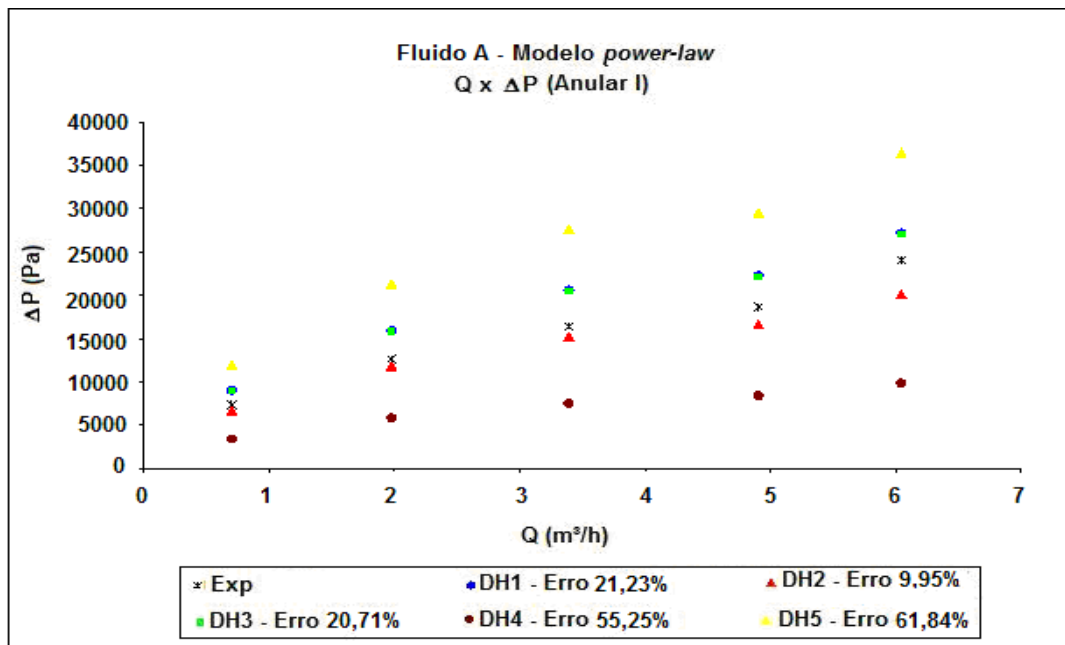
Nas Figuras 4.4 a 4.11 são apresentados os resultados da avaliação das correlações de diâmetro hidráulico aplicadas no cálculo da perda de carga em dutos anulares concêntricos, Anular I e II, para o fluido A referentes aos modelos reológicos *power-law* e Casson. Os valores da queda de pressão calculados através da Equação 3.6, utilizando as cinco equações de diâmetro hidráulico descritas na Tabela 2.5 são comparados aos dados experimentais. Neste caso são utilizados apenas os pontos obtidos no regime laminar, limitados pelo  $Re_c$ , destacando a realização de dois experimentos seguidos para este fluido, caracterizado de primeira e segunda carga, em função do tempo de estocagem.



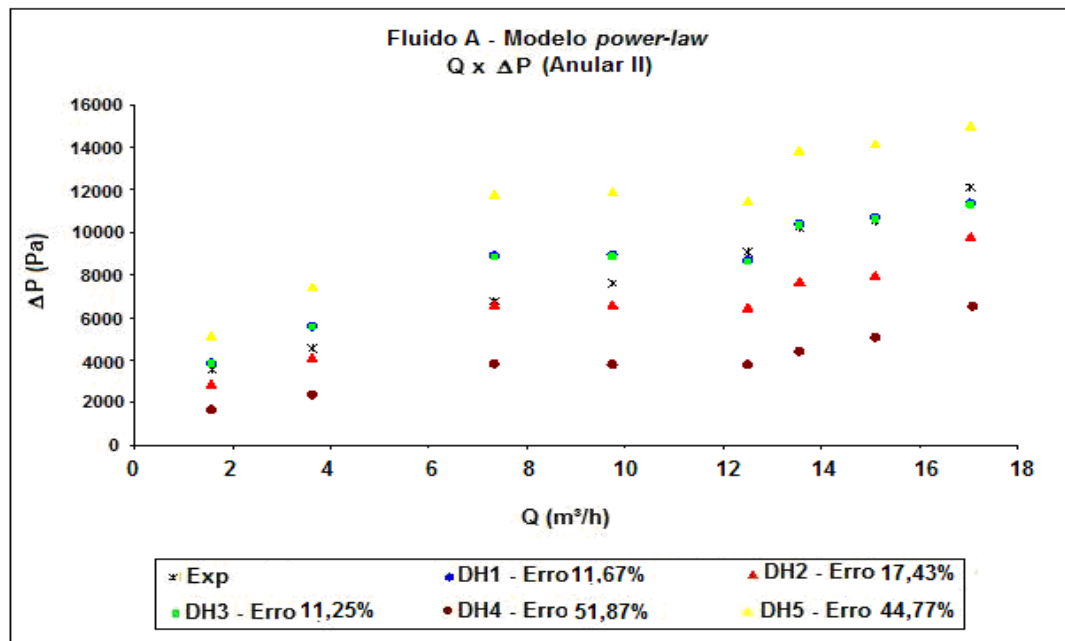
**Figura 4.4** - Avaliação do efeito da equação de  $D_H$  no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular I para o modelo *power-law* /primeira carga (A).



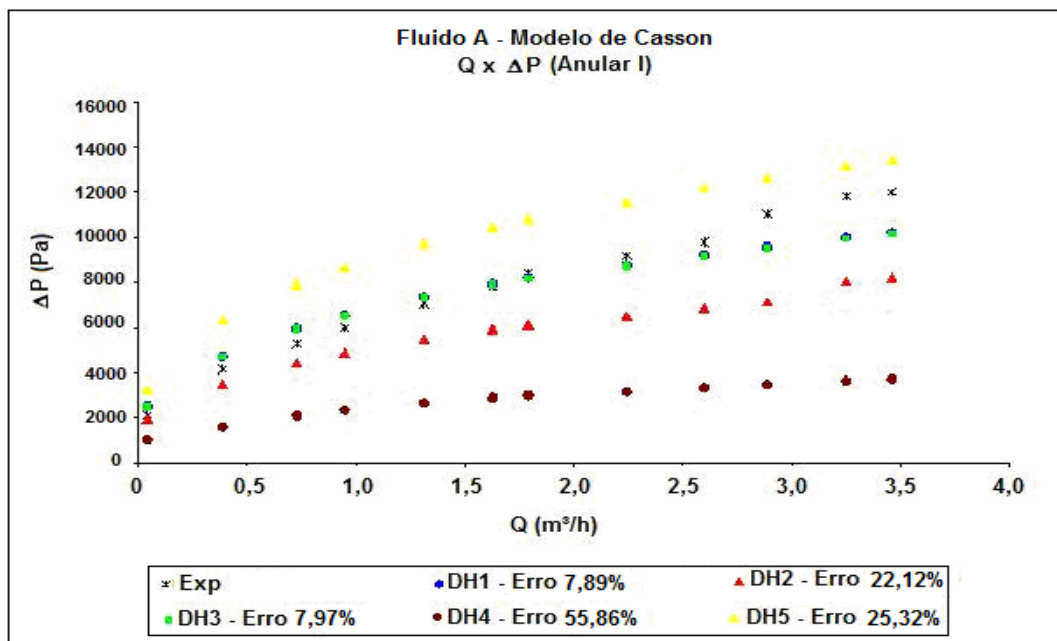
**Figura 4.5** - Avaliação do efeito da equação de  $D_H$  no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular II para o modelo *power-law* /primeira carga (A).



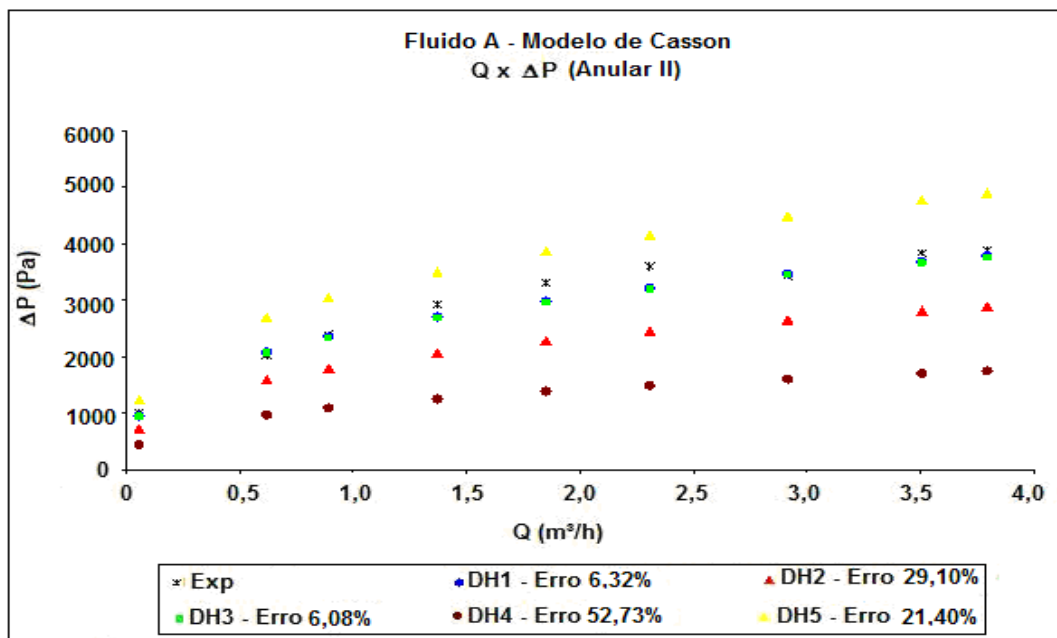
**Figura 4.6** - Avaliação do efeito da equação de  $D_H$  no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular I para o modelo *power-law*/segunda carga (A).



**Figura 4.7** - Avaliação do efeito da equação de  $D_H$  no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular II para o modelo *power-law*/segunda carga (A).



**Figura 4.8** - Avaliação do efeito da equação de  $D_H$  no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular I para o modelo de Casson/primeira carga (A).



**Figura 4.9** - Avaliação do efeito da equação de  $D_H$  no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular II para o modelo de Casson/primeira carga (A).

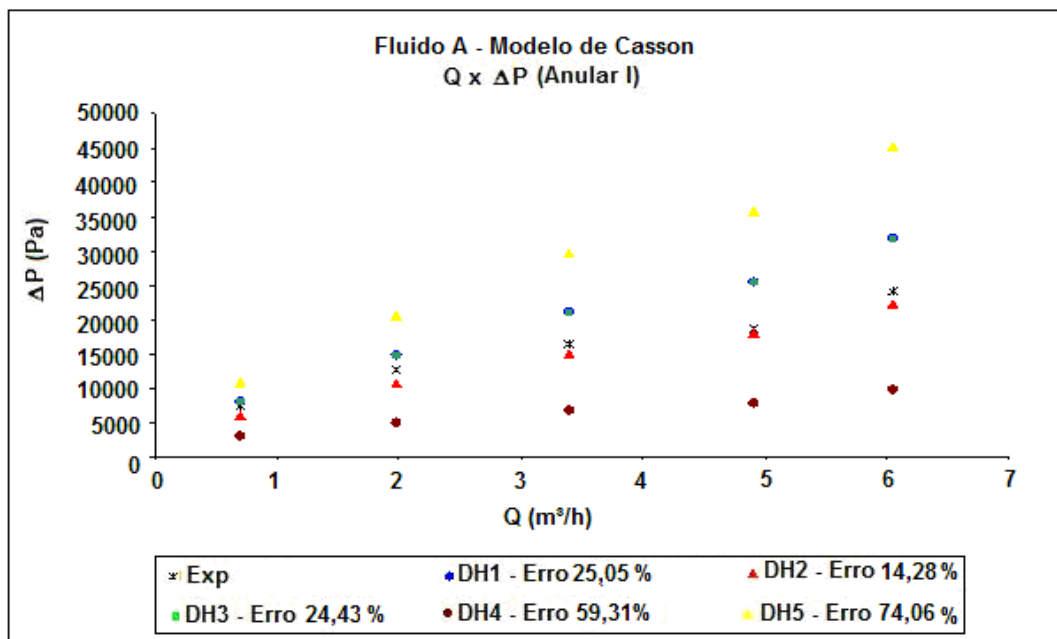


Figura 4.10 - Avaliação do efeito da equação de  $D_H$  no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular I para o modelo de Casson/segunda carga (A).

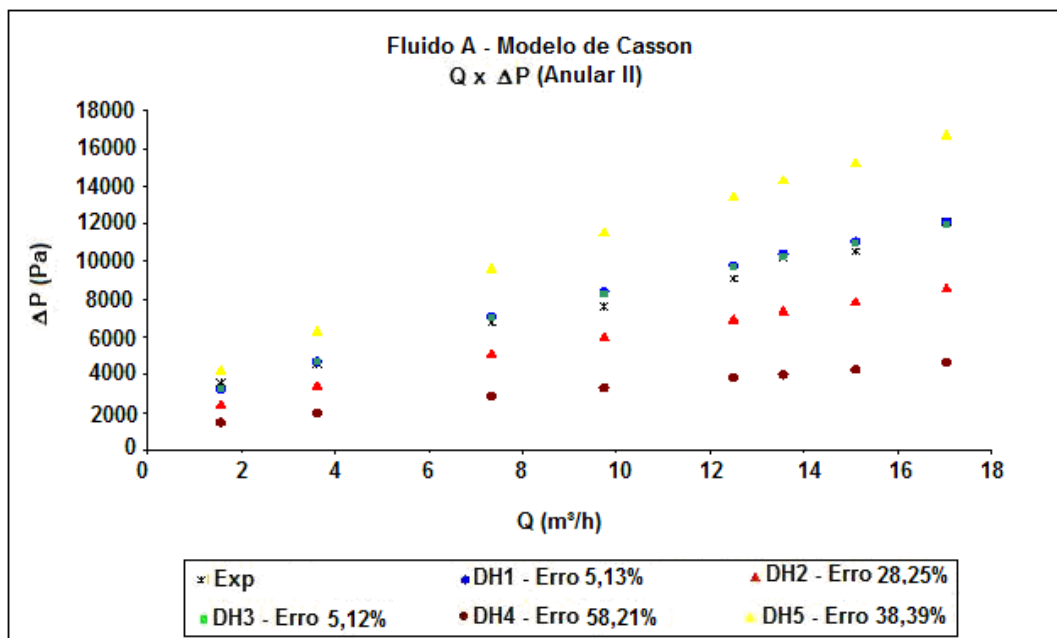


Figura 4.11 - Avaliação do efeito da equação de  $D_H$  no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular II para o modelo de Casson/segunda carga (A).



Para uma melhor compreensão e avaliação dos resultados gráficos mencionados, para os respectivos modelos reológicos são apresentados nas Tabelas 4.3 e 4.4 os erros médios absolutos obtidos no cálculo do  $\Delta P$  utilizando as respectivas correlações de diâmetro hidráulico dispostas na literatura.

**Tabela 4.3** - Avaliação do erro percentual médio absoluto obtido no cálculo de  $\Delta P$  referente ao regime laminar para o modelo *power-law* (A).

Geometria	Fluido A - Modelo <i>power-law</i>				
	D <sub>H1</sub>	D <sub>H2</sub>	D <sub>H3</sub>	D <sub>H4</sub>	D <sub>H5</sub>
Anular I (1 <sup>a</sup> carga)	9,4	23,8	9,4	59,6	29,8
Anular II (1 <sup>a</sup> carga)	5,2	26,9	5,5	55,8	23,9
Anular I (2 <sup>a</sup> carga)	21,2	9,9	20,7	55,3	61,8
Anular II (2 <sup>a</sup> carga)	11,7	17,4	11,3	51,9	44,8
Média	11,9	19,5	11,7	55,6	40,1

**Tabela 4.4** - Avaliação do erro percentual médio absoluto obtido no cálculo de  $\Delta P$  referente ao regime laminar para o modelo de Casson (A).

Geometria	Fluido A - Modelo de Casson				
	D <sub>H1</sub>	D <sub>H2</sub>	D <sub>H3</sub>	D <sub>H4</sub>	D <sub>H5</sub>
Anular I (1 <sup>a</sup> carga)	7,9	22,1	7,9	55,9	25,3
Anular II (1 <sup>a</sup> carga)	6,3	29,1	6,1	52,7	21,4
Anular I (2 <sup>a</sup> carga)	25,1	14,3	24,4	59,3	74,1
Anular II (2 <sup>a</sup> carga)	5,1	28,3	5,1	58,2	38,4
Média	11,1	23,4	10,9	56,5	39,8

Observando as tabelas acima, pode-se verificar que as correlações de diâmetro hidráulico D<sub>H1</sub> e D<sub>H3</sub> são equivalentes, pois apresentam resultados muito próximos e conseqüentemente menores desvios médios em relação aos dados experimentais. Contudo, deve-se destacar que a equação D<sub>H1</sub> é a mais difundida na literatura.

#### 4.1.3 – Determinação do número de Reynolds crítico (B)

Nas Figuras 4.12 a 4.14 são apresentados o estudo das correlações de diâmetro hidráulico para o fluido B, referente às distintas geometrias avaliadas, destacando à determinação do número de Reynolds crítico, em função da limitação do regime laminar. Portanto, tal metodologia de estudo equivale à utilizada anteriormente pelo fluido A, seguindo então os mesmos critérios de análise para determinação do Re<sub>c</sub> experimental, bem como os Re<sub>c</sub> calculados pelas correlações descritos anteriormente na Tabela 2.3. Para análise gráfica de  $\Delta P$  versus a vazão volumétrica é utilizado Re<sub>c</sub> experimental por apresentar resultados concordantes com as respectivas correlações estudadas.

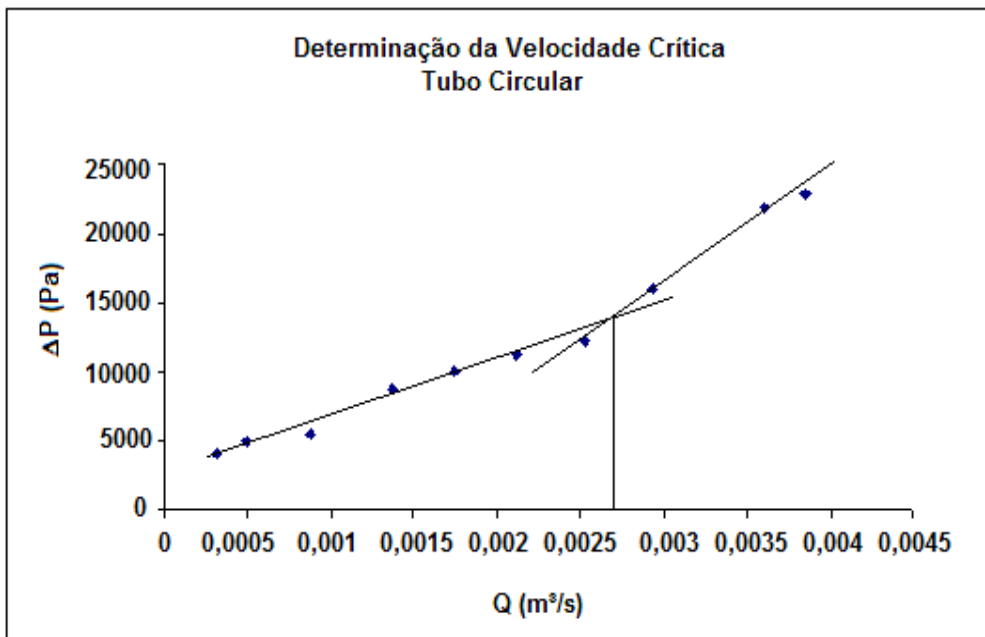


Figura 4.12 - Determinação do  $Re_{c\text{exp}}$  para o tubo circular (B).

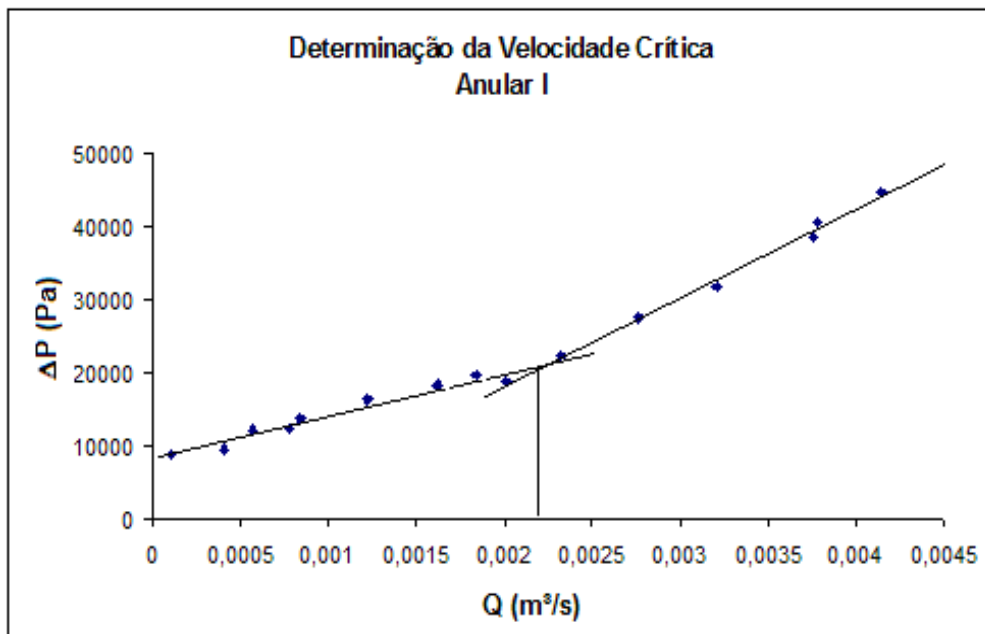
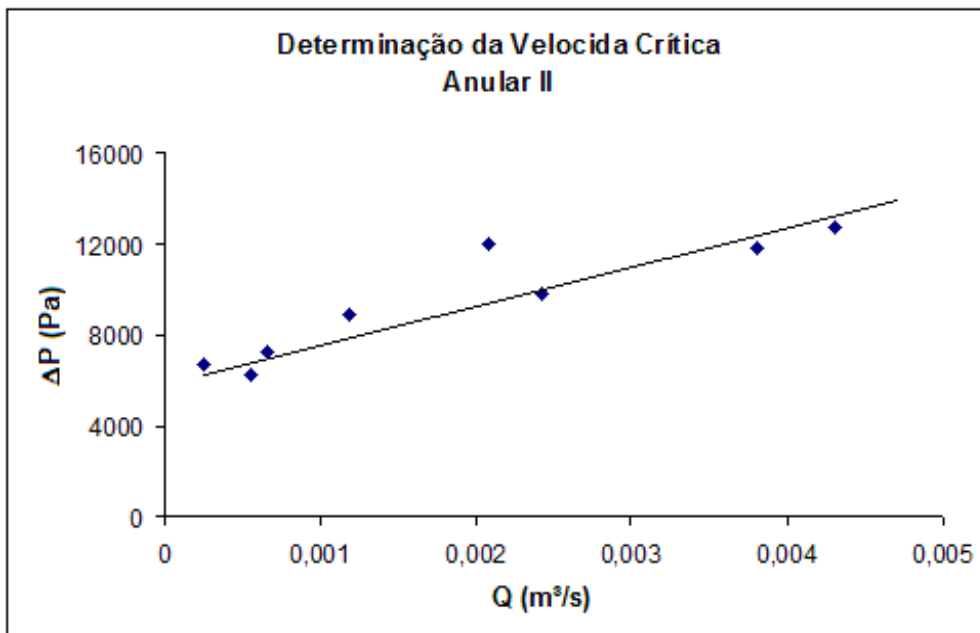


Figura 4.13 - Determinação do  $Re_{c\text{exp}}$  para o tubo anular I (B).



**Figura 4.14** - Determinação do  $Re_{c\ exp}$  para o tubo anular II (B).

Segundo os resultados apresentados nas Figuras 4.12, 4.13 e 4.14, observa-se que para os tubos circular e anular I, as vazões volumétricas críticas são iguais a 0,0027 m³/s e 0,0022 m³/s, respectivamente. Portanto, para uma melhor avaliação dos resultados e em vista ao estudo das correlações de  $D_H$  são apresentados nas Tabelas 4.5 e 4.6 um comparativo dos valores do  $Re_c$  experimental e dos  $Re_c$  calculados através das correlações descritas na Tabela 2.3, com exceção da geometria anular II, devido ao número reduzido de pontos experimentais. Ressaltando que a metodologia utilizada para a determinação do  $Re_{c\ exp}$  está relacionada à análise gráfica dos dados experimentais ( $\Delta P$  versus  $Q$ ), em função da linearização dos regimes de escoamento do fluido.

**Tabela 4.5** – Resultados de  $Re_c$  para o fluido B (modelo *power-law*).

Reynolds Crítico Fluido B	Circular	Anular I				
		$D_{H1}$	$D_{H2}$	$D_{H3}$	$D_{H4}$	$D_{H5}$
$Re_{cL}$ - (experimental)	5439	2690	2823	2693	3160	2568
$Re_c$ - (Jonhson, 1959)	2261	2242	2242	2242	2242	2242
$Re_c$ - (Mishra e T., 1971)	2928	2953	2953	2953	2953	2953
Erro(%) - (Jonhson, 1959)	58	17	21	17	29	13
Erro(%) - (Mishra e T., 1971)	46	10	5	10	7	15

**Tabela 4.6** – Resultados de  $Re_c$  para o fluido B (modelo de Casson).

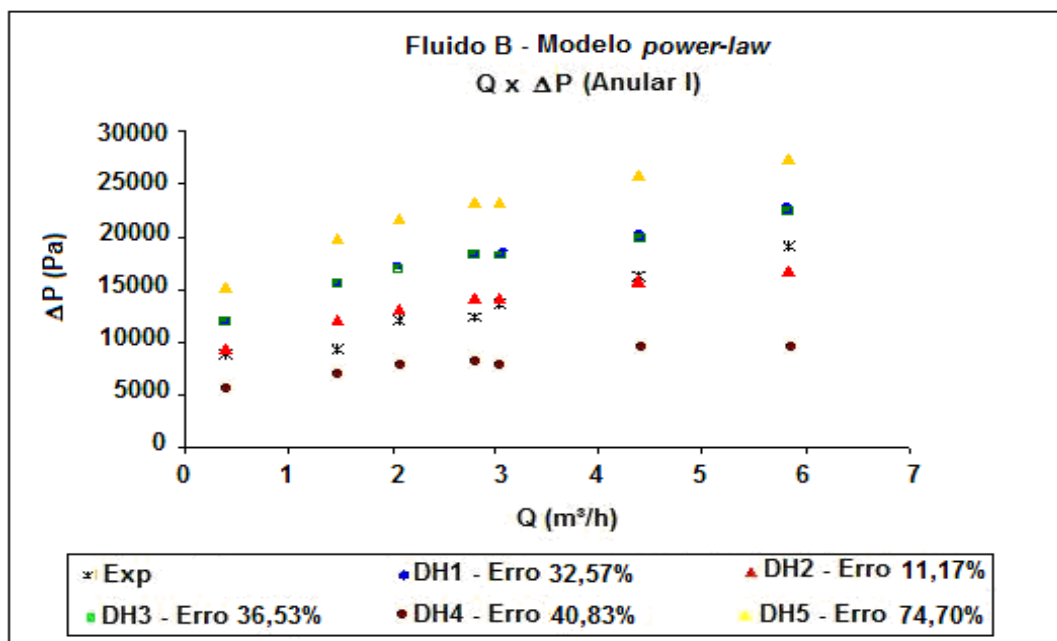
Reynolds Crítico Fluido B	Circular	Anular I				
		$D_{H1}$	$D_{H2}$	$D_{H3}$	$D_{H4}$	$D_{H5}$
$Re_{cL}$ - (experimental)	16642	6209	7609	6229	12270	5098
$Re_c$ - (Hanks, 1963)	6687	4259	4839	4267	6662	3790
$Re_c$ - (Tomas, 1963)	15686	4978	6754	5003	13831	3704
$Re_c$ - (Craft, 1962)	1129	587	719	589	1159	482
Erro(%) - (Hanks, 1963)	60	31	36	31	46	26
Erro(%) - (Tomas, 1963)	6	20	11	20	13	27
Erro(%) - (Craft, 1962)	93	91	91	91	91	91

Nas Tabelas 4.5 e 4.6 pode-se observar que  $Re_{c\ exp}$  apresenta resultados concordantes com as correlações avaliadas para os respectivos modelos reológicos em estudo, com exceção ao  $Re_{c\ calc}$  por Craft, que apresenta desvios elevados quando comparados aos valores obtidos através da análise experimental.

A partir dos resultados dos  $Re_{c\ exp}$  é realizada uma avaliação das cinco correlações de  $D_H$  no regime laminar para os modelos reológicos *power-law* e Casson.

#### 4.1.4 - Avaliação das correlações de $D_H$ – Modelos *power-law* e Casson (B)

Conforme os procedimentos descritos anteriormente, nas Figuras 4.15 a 4.18 são apresentados os resultados da avaliação das cinco correlações de  $D_H$  aplicadas no cálculo da queda de pressão dos Anulares I e II para o fluido B, objetivando a obtenção e análise dos erros percentuais médios, através de um comparativo dos valores de  $\Delta P_{exp}$  e  $\Delta P_{calc}$ , para o regime laminar estendido.



**Figura 4.15** - Avaliação do efeito da equação de  $D_H$  no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular I para o modelo *power-law* (B)

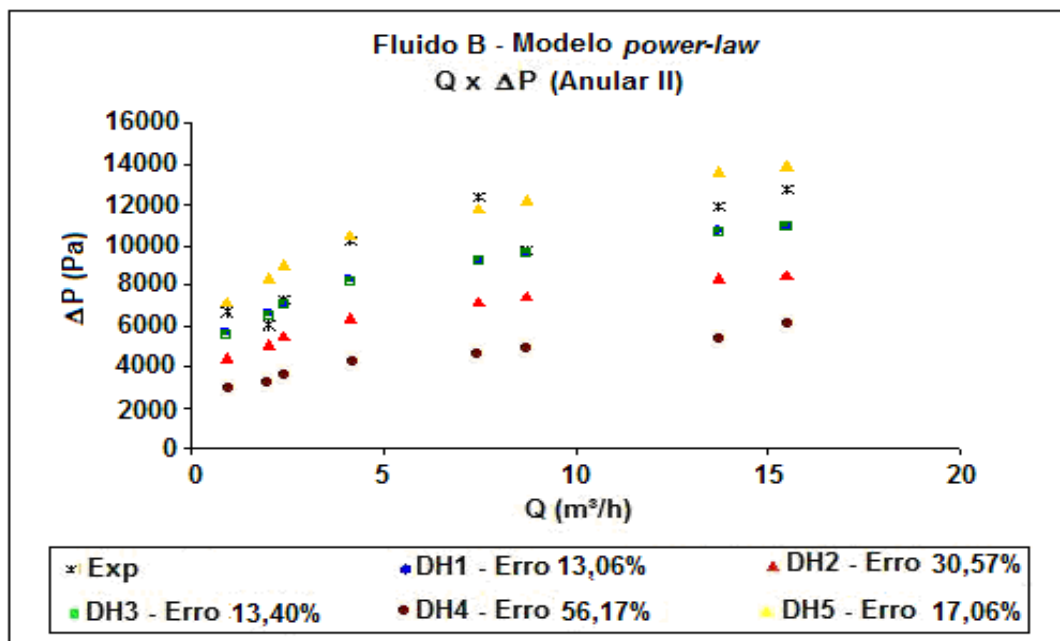


Figura 4.16 - Avaliação do efeito da equação de  $D_H$  no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular II para o modelo *power-law* (B)

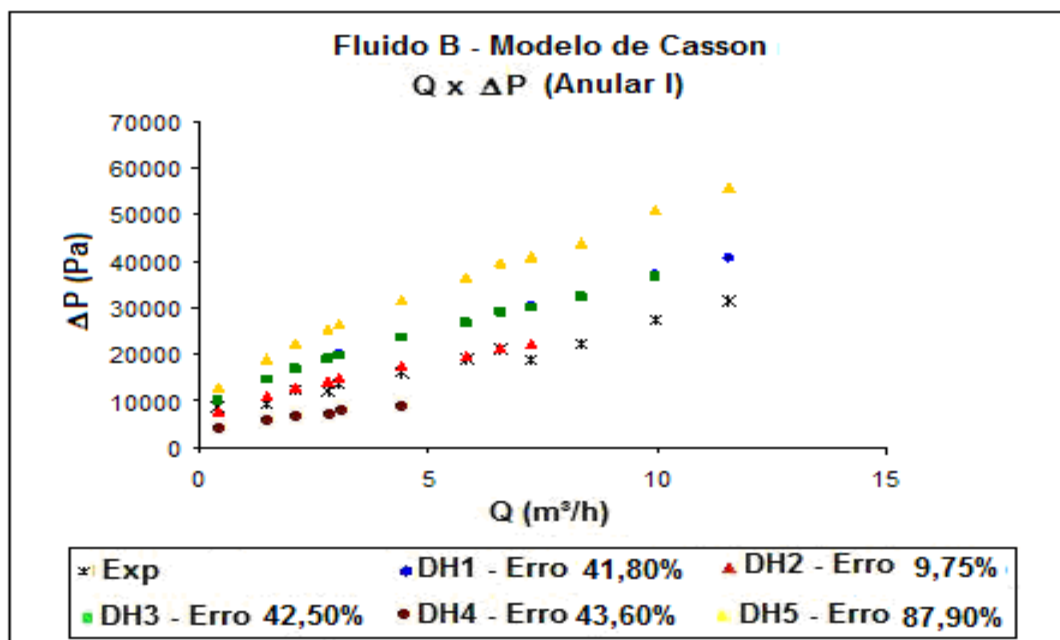
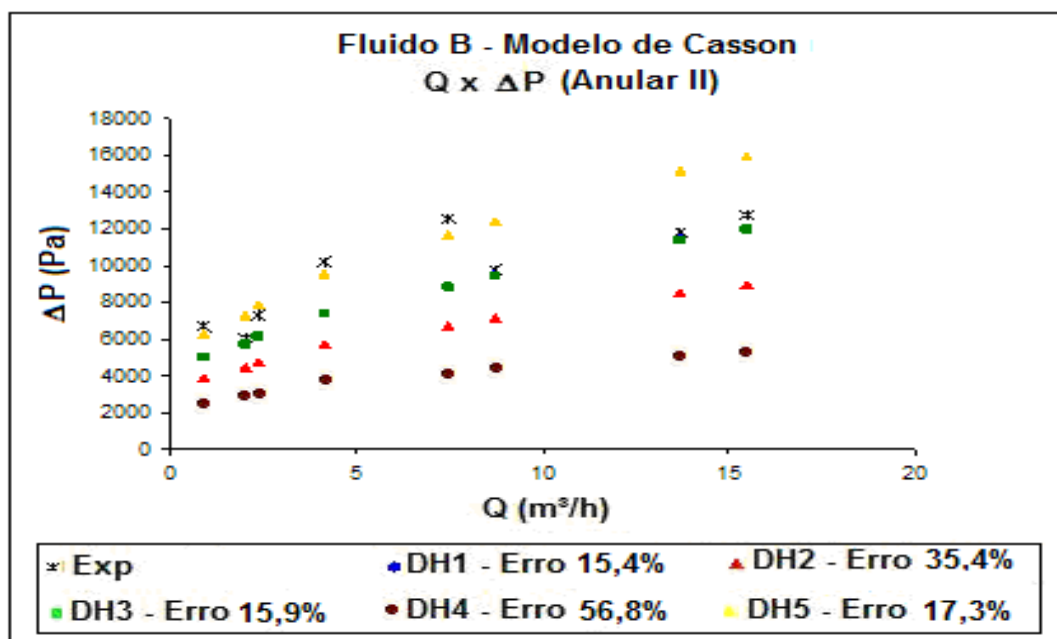


Figura 4.17 - Avaliação do efeito da equação de  $D_H$  no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular I para o modelo de Casson (B).



**Figura 4.18** - Avaliação do efeito da equação de  $D_H$  no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular II para o modelo de Casson (B).

Nas Tabelas 4.7 e 4.8 são apresentadas um resumo dos erros percentuais médios obtidos no cálculo da queda de pressão referente aos anulares concêntricos utilizando as cinco correlações de diâmetro hidráulico descritas na Tabela 2.5.

**Tabela 4.7** - Avaliação do erro percentual médio absoluto obtido no cálculo de  $\Delta P$  referente ao regime laminar para o modelo *power-law* (B).

Geometria	Fluido B - Modelo <i>power-law</i>				
	$D_{H1}$	$D_{H2}$	$D_{H3}$	$D_{H4}$	$D_{H5}$
Anular I	32,6	11,2	36,5	40,8	74,7
Anular II	13,1	30,6	13,4	56,2	17,1
Média	22,8	20,9	24,9	48,5	45,9

**Tabela 4.8** - Avaliação do erro percentual médio absoluto obtido no cálculo de  $\Delta P$  referente ao regime laminar para o modelo de Casson (B).

Geometria	Fluido B - Modelo de Casson				
	$D_{H1}$	$D_{H2}$	$D_{H3}$	$D_{H4}$	$D_{H5}$
Anular I	41,8	9,75	42,5	43,6	87,9
Anular II	15,4	35,4	15,9	56,8	17,3
Média	28,6	22,6	29,2	50,2	52,6

Analisando os resultados apresentados, observa-se uma semelhança em relação às correlações  $D_{H1}$ ,  $D_{H2}$  e  $D_{H3}$ , pois apresentam valores percentuais médios baixos quando comparados com as outras correlações avaliadas.

#### 4.1.5 – Determinação do número de Reynolds crítico (C)

Conforme descrito anteriormente, para a avaliação das cinco correlações de diâmetro hidráulico, referentes aos Anulares I e II é necessário à determinação do número de Reynolds crítico, em função da extensão do regime laminar. Portanto inicialmente é determinado a velocidade crítica para o fluido C.

A determinação experimental da velocidade crítica, para os dutos anulares e circular são realizadas seguindo os mesmos procedimentos dos fluidos A e B. Nestes gráficos, os limites dos regimes de escoamento estão caracterizados por um ponto de interseção, resultado da linearidade dos dados experimentais, sendo assim, o ponto de encontro das retas caracteriza o final do regime laminar e/ou início do regime turbulento, denominado Reynolds crítico. A metodologia descrita se baseia na análise experimental dos resultados obtidos dos gráficos de  $\Delta P_{exp}$  versus  $Q$ , sendo então apresentados nas Figuras 4.19, 4.20 e 4.21. Destacando que a determinação do  $Re_c$  também é realizada através de correlações disponíveis na literatura, possibilitando desta forma um comparativo, tais resultados são apresentados nas Tabelas 4.10 e 4.11, referentes aos respectivos modelos reológicos avaliados.

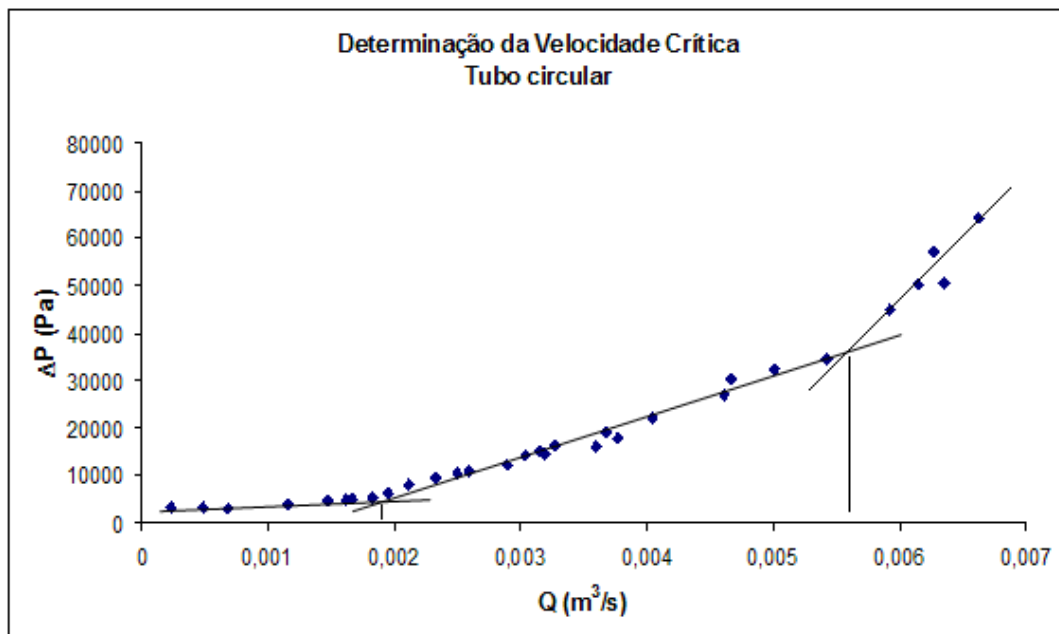
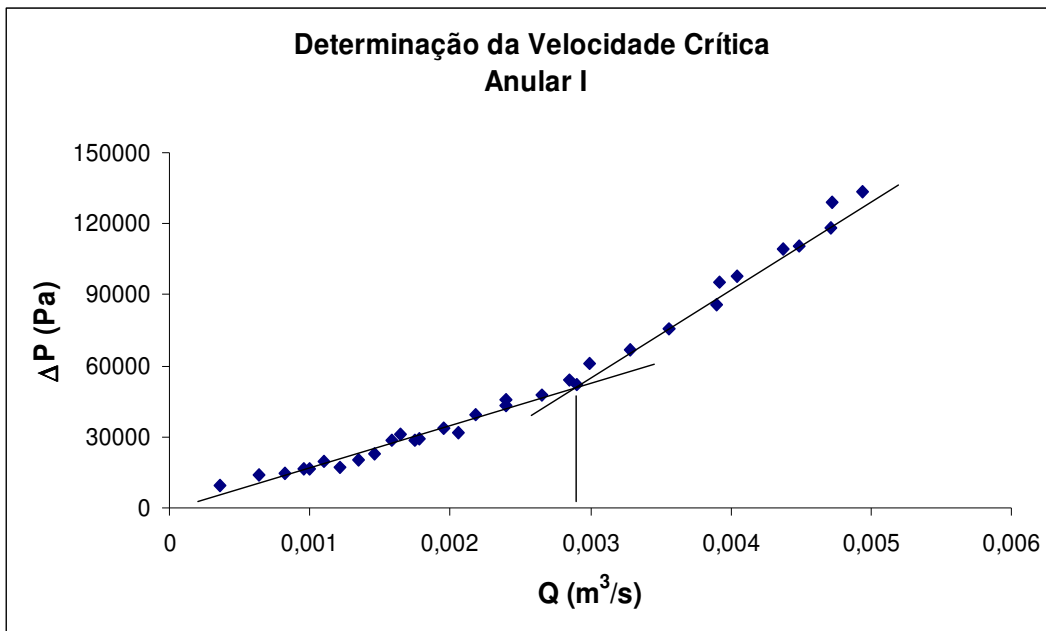
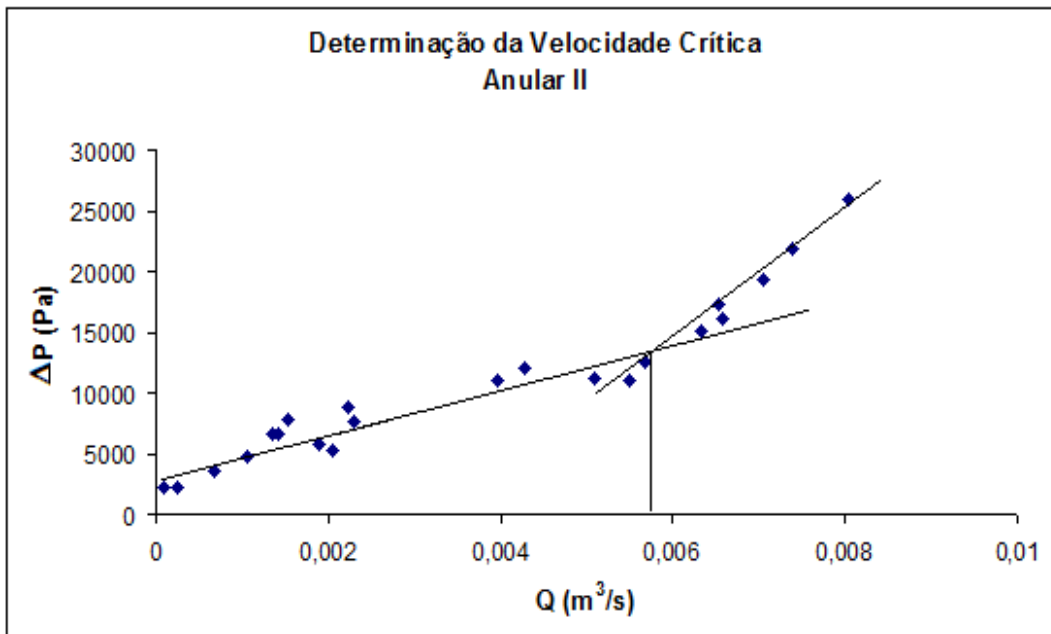


Figura 4.19 - Avaliação do  $Re_{c,exp}$  para o tubo circular (C).



**Figura 4.20** - Avaliação do  $Re_{c\ exp}$  para o tubo anular I (C).



**Figura 4.21** - Avaliação do  $Re_{c\ exp}$  para o tubo anular II (C).



Em função da análise gráfica, conforme apresentado nas Figuras 4.19, 4.20 e 4.21, obtêm os seguintes parâmetros críticos, descrito na tabela 4.9, para a determinação do  $Re_c$  nas distintas geometrias avaliadas.

**Tabela 4.9** - Dados críticos para o fluido C

Parâmetros	Tubo Circular	Anular I	Anular II
$Q_L$ (m <sup>3</sup> /s)	0,0019	0,0029	0,00575
$V_L$ (m/s)	3,29	4,27	3,36
$Q_T$ (m <sup>3</sup> /s)*	0,00565	-	-
$V_T$ (m/s)*	9,80	-	-

O (\*) representa um segundo ponto de interseção, resultado da linearização dos regimes transitório e turbulento, caracterizando o início do regime turbulento, destacando que tal metodologia é adotada, tão e somente no duto circular, em função das condições propícias para tal procedimento.

**Tabela 4.10** – Resultados de  $Re_c$  para o fluido C (modelo *power-law*).

Reynolds Crítico Fluido C	Circular	Anular I					Anular II				
		$D_{H1}$	$D_{H2}$	$D_{H3}$	$D_{H4}$	$D_{H5}$	$D_{H1}$	$D_{H2}$	$D_{H3}$	$D_{H4}$	$D_{H5}$
$Re_{cL}$ (experimental)	2596	3373	3606	3377	4220	3162	2580	2768	2584	3153	2412
$Re_{cT}$ (experimental)	16166	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
$Re_c$ (Jonhson, 1959)	2365	2370	2370	2370	2370	2370	2380	2380	2380	2380	2380
$Re_c$ (Mishra e T., 1971)	2745	2731	2731	2731	2731	2731	2699	2699	2699	2699	2699
Erro(%) (Jonhson, 1959)	9	30	34	30	44	25	8	14	8	25	1
Erro(%) (Mishra e T., 1971)	6	19	24	19	35	14	5	2	4	14	12

Segundo os resultados apresentados na Tabela 4.10, observa-se que a escolha da vazão crítica, parâmetro fundamental na determinação do  $Re_{c\text{exp}}$ , pode em algumas situações acarretar em desvios relativamente elevados, quando comparados com as respectivas correlações de  $Re_c$  apresentadas na literatura. Porém, analisando os resultados gerais em função de suas geometrias, observa-se que  $Re_{c\text{exp}}$  apresenta resultados concordantes com as correlações avaliadas, somente em relação ao tubo anular I ( $D_{H4}$ ), observa-se desvios elevados.

**Tabela 4.11** – Resultados de  $Re_c$  para o fluido C (modelo de Casson).

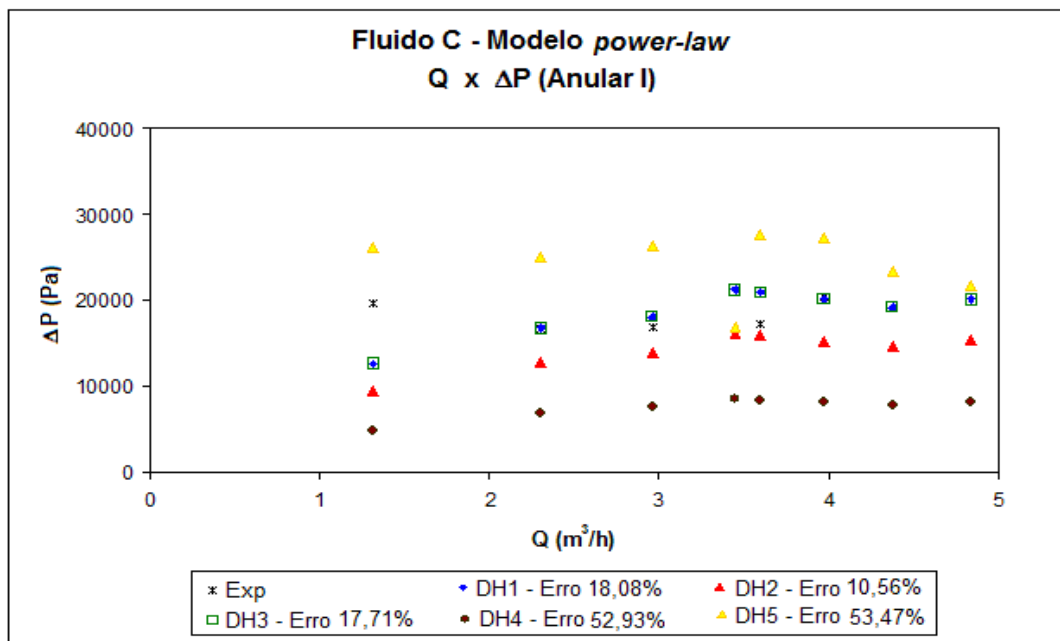
Reynolds Crítico Fluido C	Circular	Anular I					Anular II				
		$D_{H1}$	$D_{H2}$	$D_{H3}$	$D_{H4}$	$D_{H5}$	$D_{H1}$	$D_{H2}$	$D_{H3}$	$D_{H4}$	$D_{H5}$
$Re_{cL}$ (experimental)	6299	3983	4881	3996	7872	3270	4858	5954	4880	8686	4000
$Re_{cT}$ (experimental)	18731	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
$Re_c$ (Hanks, 1963)	4038	2727	2943	2730	3712	2565	3170	3517	3176	4381	2904
$Re_c$ (Tomas, 1963)	4222	1553	2107	1561	4315	1155	2578	3498	2595	6163	1926
$Re_c$ (Craft, 1962)	495	229	281	230	452	189	344	422	346	614	284
Erro(%) (Hanks, 1963)	36	32	40	32	53	22	35	41	35	50	27
Erro(%) (Tomas, 1963)	33	61	57	61	45	65	47	41	47	29	52
Erro(%) (Craft, 1962)	92	94	94	94	94	94	93	93	93	93	93

Observa-se através dos resultados descritos na Tabela 4.11, que o  $Re_{c\ exp}$  apresenta desvios elevados quando comparados com as respectivas correlações de  $Re_c$  avaliadas, principalmente a correlação descrita por Craft, que apresenta um desvio superior a 90%. Embora os desvios sejam elevados, e por tratar-se de uma metodologia experimental de análise e determinação do  $Re_c$ , abordada na literatura para as delimitações dos regimes de escoamento de fluidos não-newtonianos, tais resultados serão considerados para as avaliações do  $D_H$ .

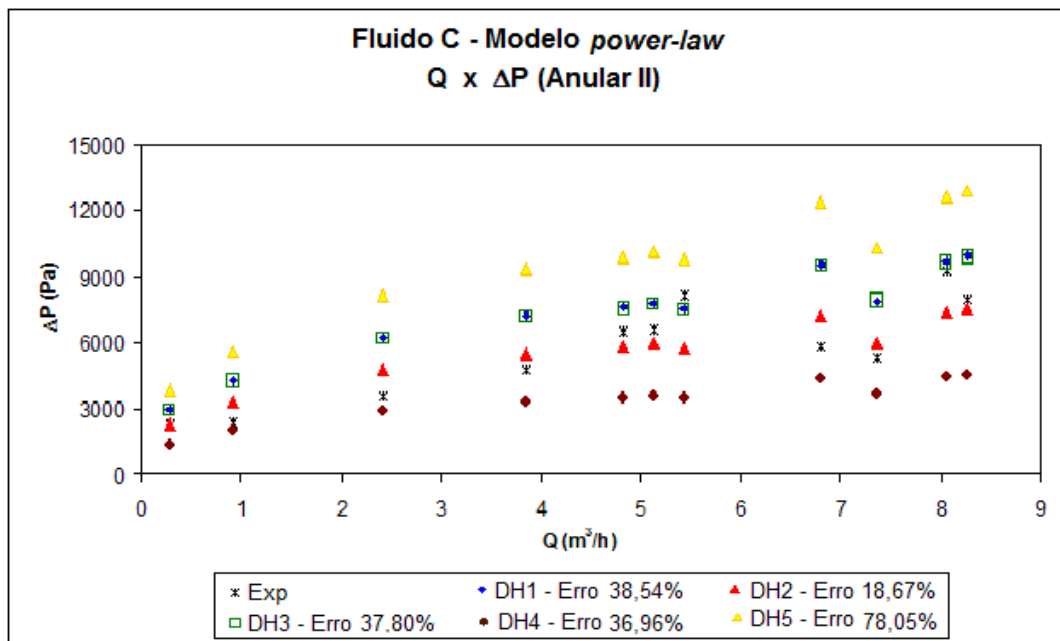
A partir dos resultados descritos, referentes aos  $Re_c$  experimentais é realizado uma avaliação das cinco correlações de diâmetro hidráulico no regime laminar para os modelos reológicos *power-law* e Casson.

#### 4.1.6 - Avaliação das correlações de $D_H$ – Modelos *power-law* e Casson (C)

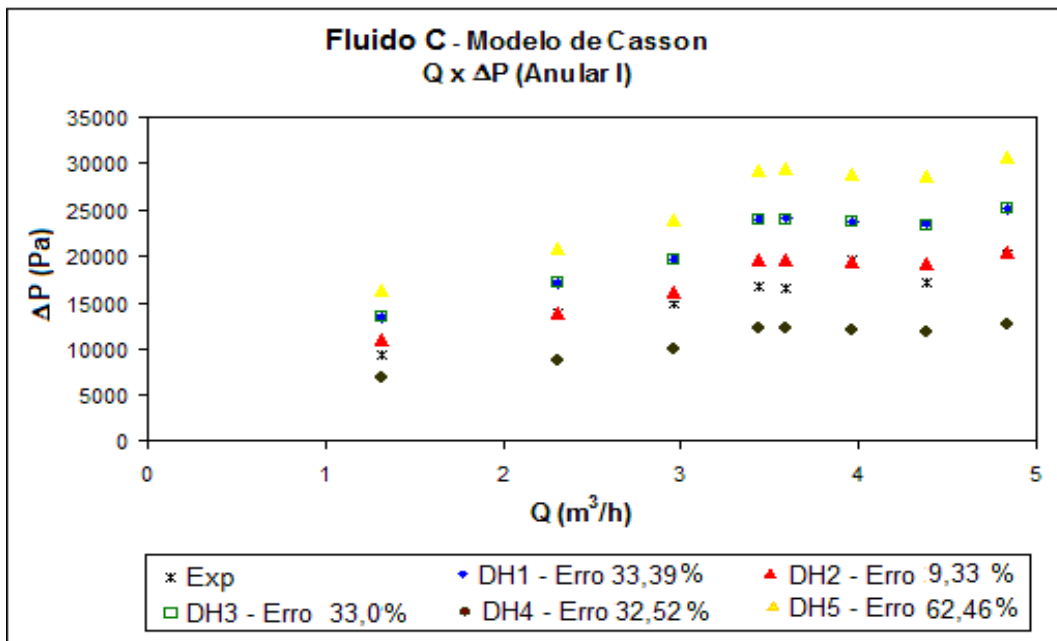
Seguindo os procedimentos descritos anteriormente, nas Figuras 4.22 a 4.25 são apresentados os resultados da avaliação das cinco correlações de  $D_H$  aplicadas no cálculo da queda de pressão dos Anulares I e II para o fluido C, objetivando a obtenção e análise dos desvios percentuais médios, através de um comparativo dos valores de  $\Delta P_{exp}$  e  $\Delta P_{calc}$ , para o regime laminar estendido.



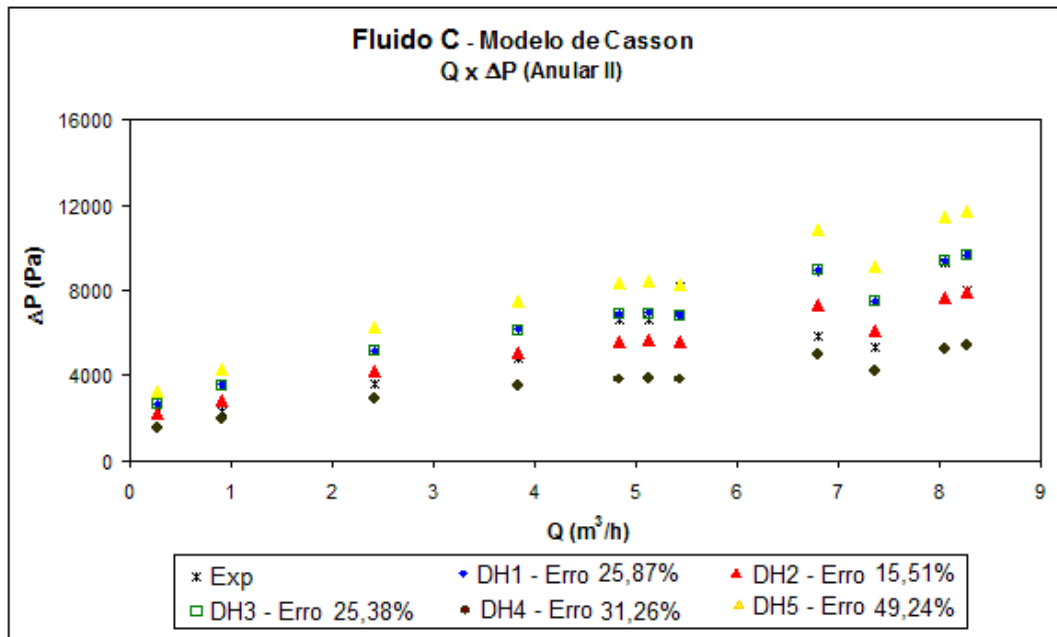
**Figura 4.22** - Avaliação do efeito da equação de diâmetro hidráulico no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular I para o modelo *power-law* (C).



**Figura 4.23** - Avaliação do efeito da equação de diâmetro hidráulico no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular II para o modelo *power-law* (C).



**Figura 4.24** - Avaliação do efeito da equação de diâmetro hidráulico no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular I para o modelo de Casson (C).



**Figura 4.25** - Avaliação do efeito da equação de diâmetro hidráulico no cálculo da queda de pressão referente ao tubo anular II para o modelo de Casson (C).

Nas Tabelas 4.12 e 4.13 são apresentadas um resumo dos erros percentuais médios obtidos no cálculo da queda de pressão, referentes aos Anulares I e II utilizando as cinco correlações de diâmetro hidráulico descritas na Tabela 2.5, para os modelos reológicos *power-law* e Casson.

**Tabela 4.12** - Avaliação do erro percentual médio absoluto obtido no cálculo de  $\Delta P$  referente ao regime laminar para o modelo *power-law* (C).

Geometria	Fluido C - Modelo <i>power-law</i>				
	D <sub>H1</sub>	D <sub>H2</sub>	D <sub>H3</sub>	D <sub>H4</sub>	D <sub>H5</sub>
Anular I	18,1	10,6	17,7	53,0	53,5
Anular II	38,5	18,7	37,8	37,0	78,1
Média	28,3	14,7	27,8	45,0	65,8

**Tabela 4.13** - Avaliação do erro percentual médio absoluto obtido no cálculo de  $\Delta P$  referente ao regime laminar para o modelo de Casson (C).

Geometria	Fluido C - Modelo Casson				
	D <sub>H1</sub>	D <sub>H2</sub>	D <sub>H3</sub>	D <sub>H4</sub>	D <sub>H5</sub>
Anular I	33,4	9,3	33,0	32,5	62,5
Anular II	26,0	15,5	25,4	31,3	49,2
Média	29,7	12,4	29,2	31,9	55,9

Analisando os resultados apresentados nas Tabelas 4.12 e 4.13, observa-se que a correlação D<sub>H2</sub> apresenta um melhor resultado em função do menor desvio percentual médio obtido, quando comparado com as outras correlações avaliadas, destacando que as correlações D<sub>H1</sub> e D<sub>H3</sub> apresentam resultados equivalentes.

Para os cálculos das correlações de fator de atrito, que são descritas a seguir para o fluido C é utilizado o diâmetro hidráulico D<sub>H1</sub>, para o estudo dos anulares concêntricos, em função do mesmo apresentar maior abordagem na literatura.

#### 4.2 - Avaliação das correlações de fator de atrito para o fluido C

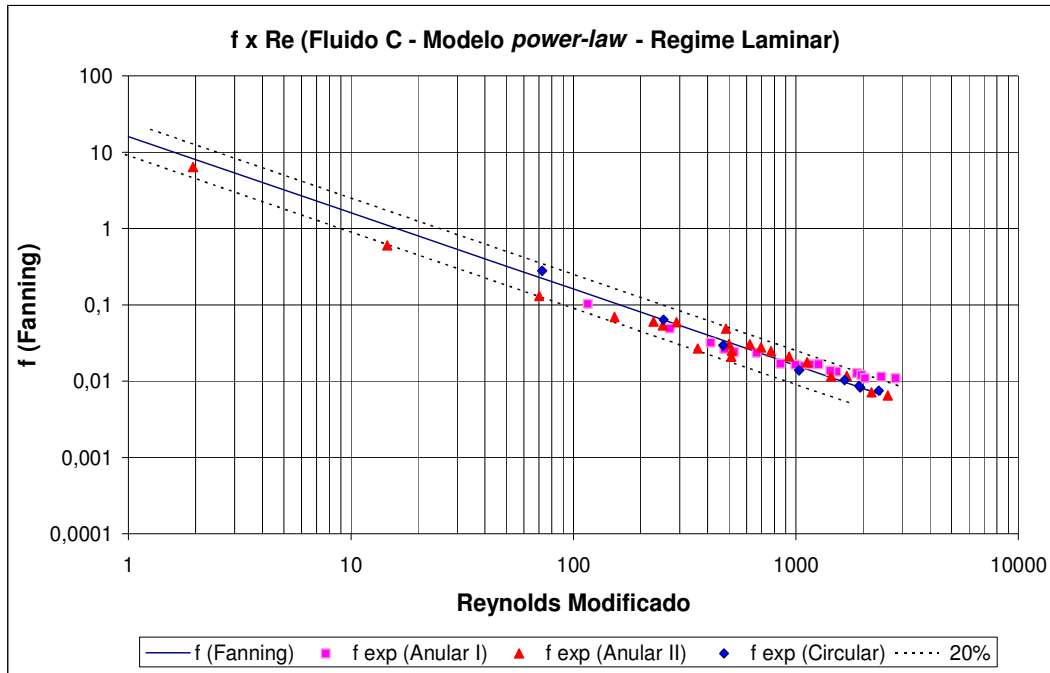
A metodologia de análise das correlações de fator de atrito para os modelos reológicos *power-law* e Casson é direcionada para o regime transitório e turbulento. Destacando que é efetuada também uma avaliação dos resultados do fator de atrito no regime laminar, objetivando desta forma um estudo mais abrangente no que se refere ao parâmetro fator de atrito, bem como avaliar a confiabilidade dos resultados obtidos experimentalmente.

Para esta metodologia de análise é utilizada tão e somente para os cálculos dos anulares concêntricos, a correlação de diâmetro hidráulico D<sub>H1</sub>, devido à maior abordagem desta equação na literatura e por ser a mais aplicada na hidráulica de perfuração, embora outras correlações tais como D<sub>H2</sub> e D<sub>H3</sub> tenham apresentado bons resultados na avaliação do fluido de perfuração C, conforme descrito nas Tabelas 4.12 e 4.13.

Os limites dos regimes de escoamento do fluido são determinados em função da análise do  $Re_{c \text{ exp}}$ , conforme os resultados apresentados nas Tabelas 4.10 e 4.11, para os modelos *power-law* e Casson, respectivamente.

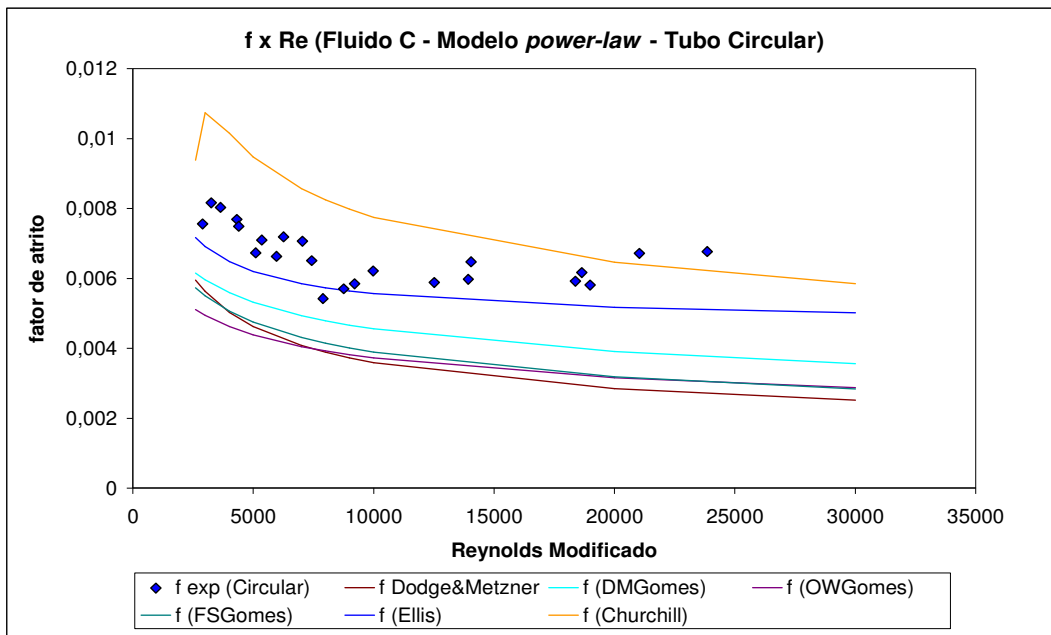
#### 4.2.1 - Correlações de fator de atrito – Modelo *power-law*

A Figura 4.26 apresenta um gráfico comparativo entre os fatores de atrito experimentais e o predito pela correlação de Fanning para o regime de escoamento laminar, correspondente aos dutos anulares concêntricos e ao duto circular. Obtendo então, um percentual médio de desvio igual a 20%.

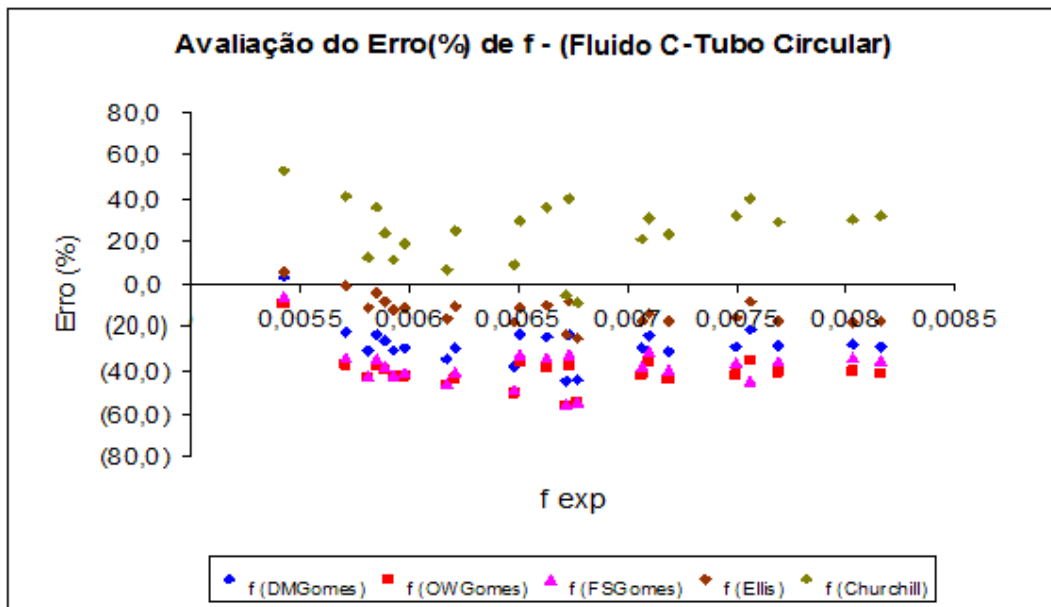


**Figura 4.26** - Gráfico comparativo dos fatores de atrito versus número de Reynolds, para os tubos circular e anulares referente ao modelo *power-law* (Regime Laminar).

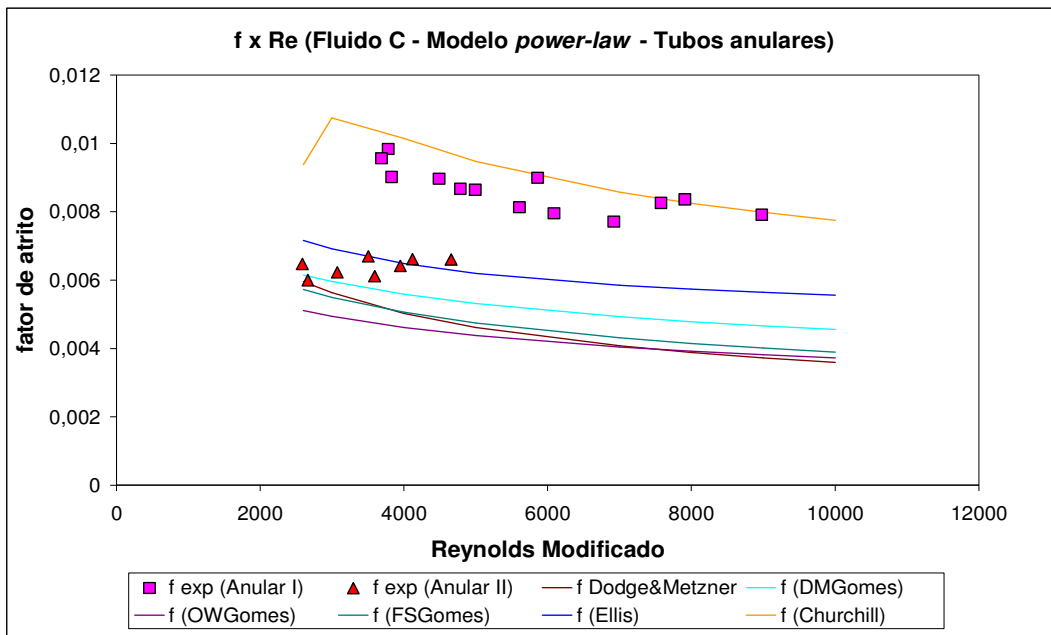
Nas Figuras 4.27 a 4.31 são avaliadas as correlações utilizadas para o cálculo do fator de atrito no regime turbulento para o modelo *power-law*, a saber: D. M. Gomes (Equação 2.30), O. W. Gomes (Equação 2.31), F. S. Gomes (Equação 2.32), Ellis (Equação 2.36) e Churchill (Equação 2.37).



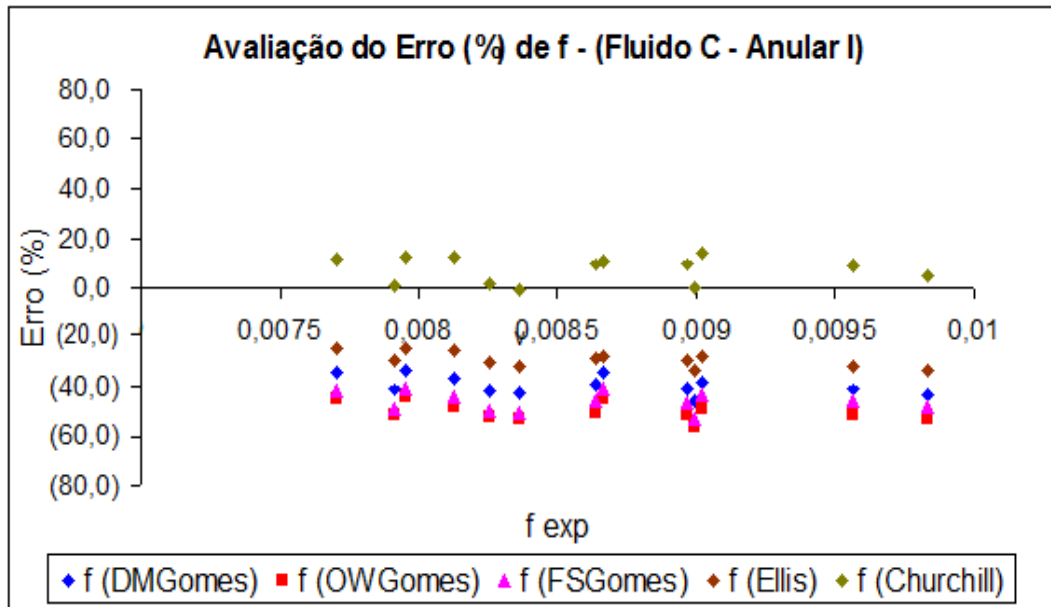
**Figura 4.27** - Avaliação do fator de atrito no regime turbulento para o tubo circular referente ao modelo *power-law*.



**Figura 4.28** - Avaliação do percentual dos erros obtidos no cálculo do fator de atrito no regime turbulento para o tubo circular referente ao modelo *power-law*.

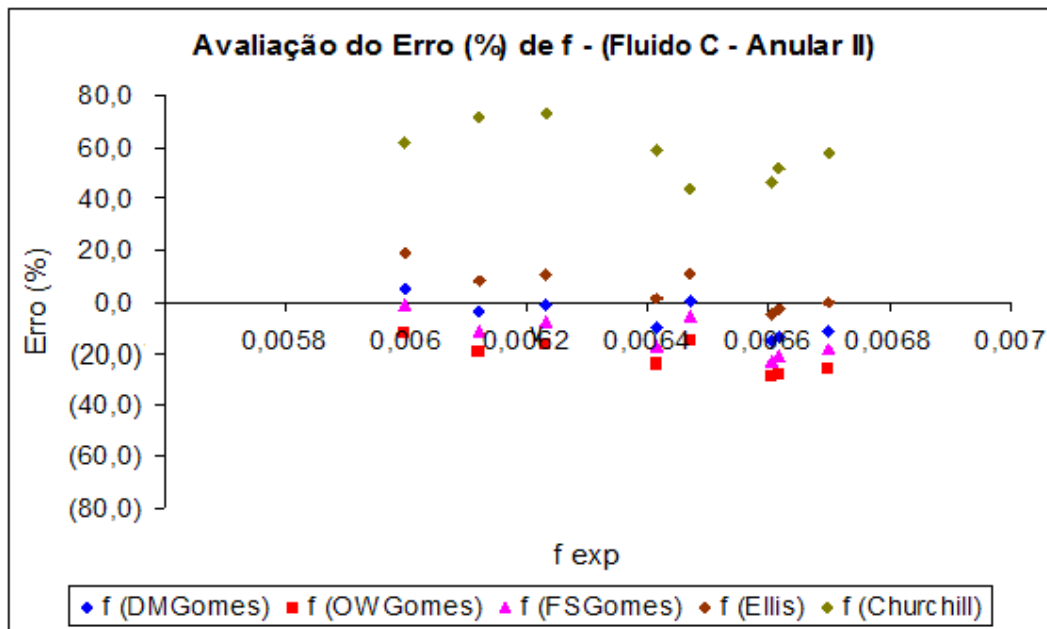


**Figura 4.29** - Avaliação do fator de atrito no regime turbulento para os tubos anulares referente ao modelo *power-law*.



**Figura 4.30** - Avaliação do percentual dos erros obtidos no cálculo do fator de atrito no regime turbulento para o tubo anular I referente ao modelo *power-law*.





**Figura 4.31** - Avaliação do percentual dos erros obtidos no cálculo do fator de atrito no regime turbulento para o tubo anular II referente ao modelo *power-law*.

Na Tabela 4.14 é apresentado um resumo dos desvios médios absolutos obtidos para cada correlação de fator de atrito que se refere ao proposto estudo, objetivando a obtenção de uma melhor correlação que descreva a geometria em análise, para o respectivo modelo reológico avaliado. Destacando que a definição de erro médio absoluto está relacionada ao desvio dos dados experimentais com os preditos pela literatura, conforme apresentado na equação abaixo:

$$Erro (\%) = \left| \frac{f_{EXP} - f_{CALC}}{f_{EXP}} \right| \times 100 \quad (4.2)$$

**Tabela 4.14** - Avaliação das correlações de fator de atrito para o modelo *power-law*.

Geometrias	Percentual médio dos erros nas correlações – fator de atrito				
	DMGomes	OWGomes	FSGomes	Ellis	Churchill
Circular	28	41	38	13	26
Anular I	39	50	46	29	8
Anular II	8	21	13	7	58

Analisando os resultados descritos, observa-se que as correlações de fator de atrito que apresentam menores erros médios absolutos para suas respectivas geometrias são: Ellis (Equação 2.36) referente às geometrias anular II e circular, e a de Churchill (Equação 2.37) referente à geometria anular I. Portanto essas correlações, para as respectivas geometrias avaliadas, descreverão os cálculos no critério de análise das correlações de fator de atrito nos regimes de escoamento transitório e turbulento, para o fluido C, modelo *power-law*.

#### 4.2.2 - Correlações de fator de atrito – Modelo de Casson

Nas Figuras 4.32 a 4.34 são apresentados os gráficos comparativos entre os fatores de atrito experimentais e o predito pelo modelo de Casson para o regime de escoamento laminar, correspondente aos dutos anulares concêntricos e ao duto circular. Observa-se um desvio percentual médio igual a 20% para as respectivas geometrias avaliadas.

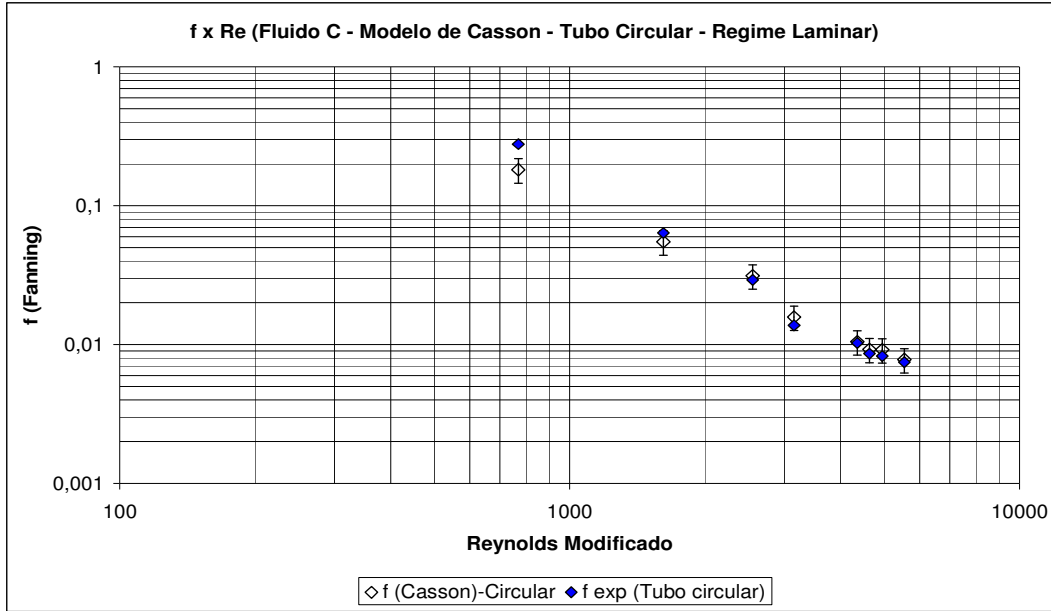


Figura 4.32 - Gráfico comparativo do fator de atrito versus número de Reynolds, para o tubo circular referente ao modelo de Casson (Regime laminar).

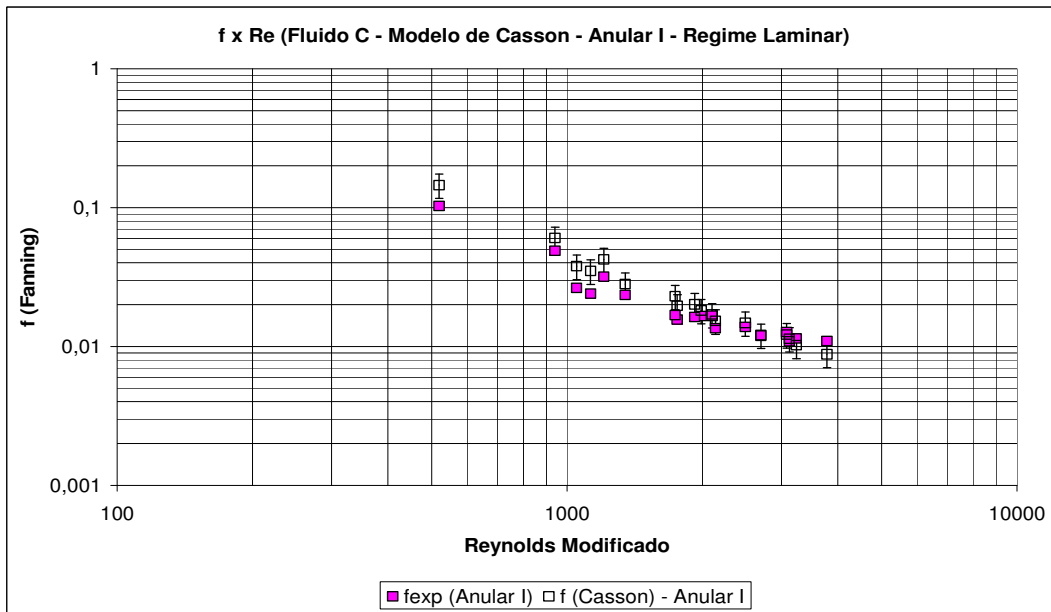
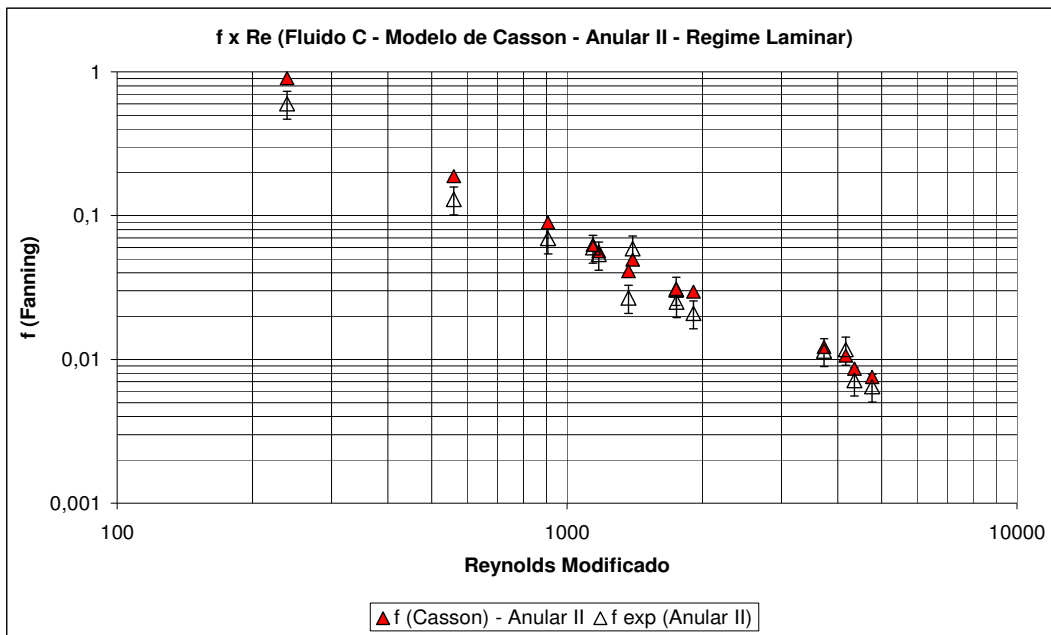
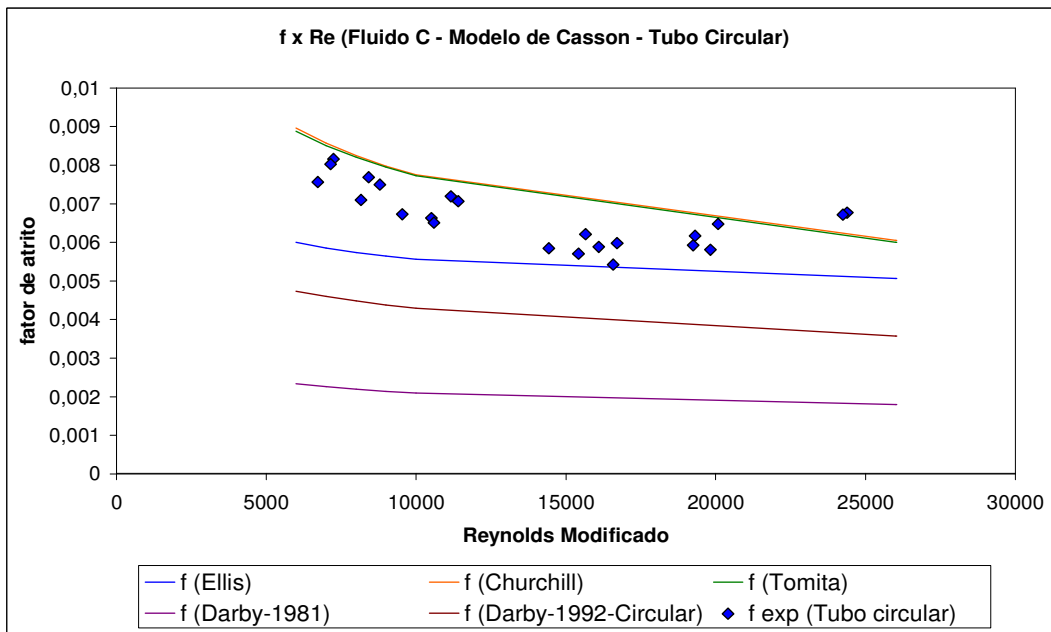


Figura 4.33 - Gráfico comparativo do fator de atrito versus número de Reynolds, para o tubo anular I referente ao modelo de Casson (Regime laminar).

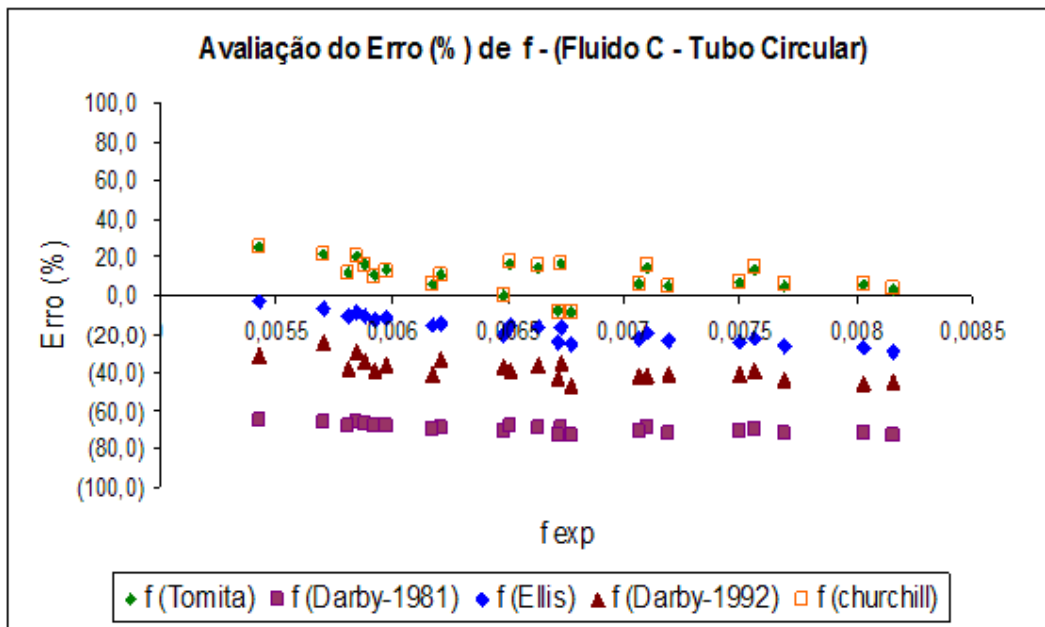


**Figura 4.34** - Gráfico comparativo do fator de atrito versus número de Reynolds, para o tubo anular II referente ao modelo de Casson (Regime laminar).

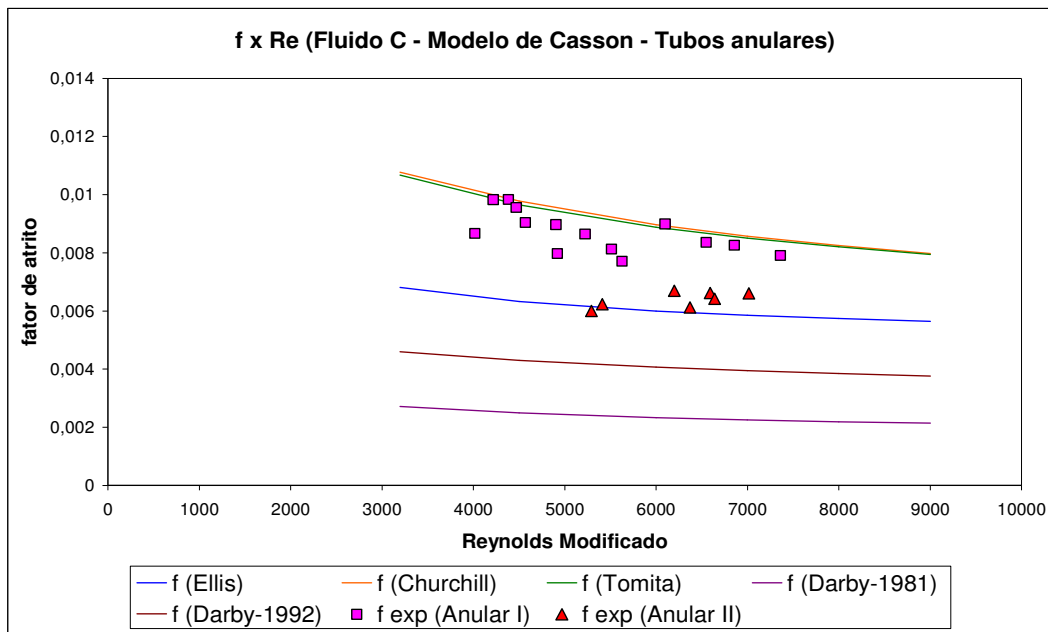
Nas Figuras 4.35 a 4.39 são avaliadas as correlações utilizadas para o cálculo do fator de atrito no regime turbulento para o modelo de Casson, a saber: Tomita (Equação 2.33), Darby 1981 (Equação 2.34), Darby 1992 (Equação 2.35), Ellis (Equação 2.36) e Churchill (Equação 2.37).



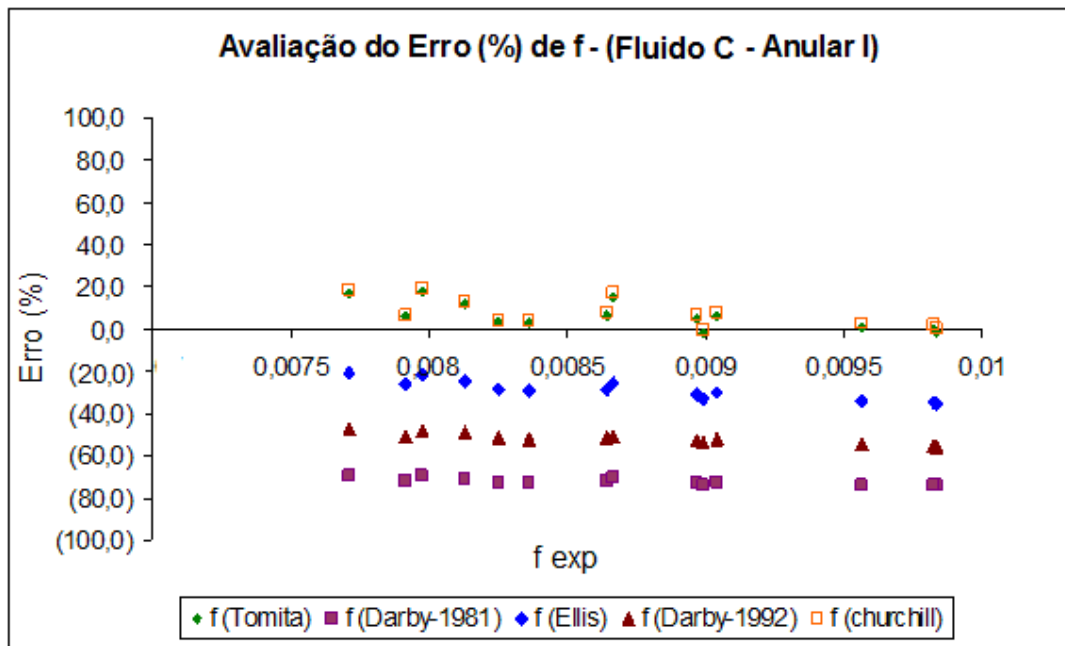
**Figura 4.35** - Avaliação do fator de atrito no regime turbulento para o tubo circular referente ao modelo de Casson.



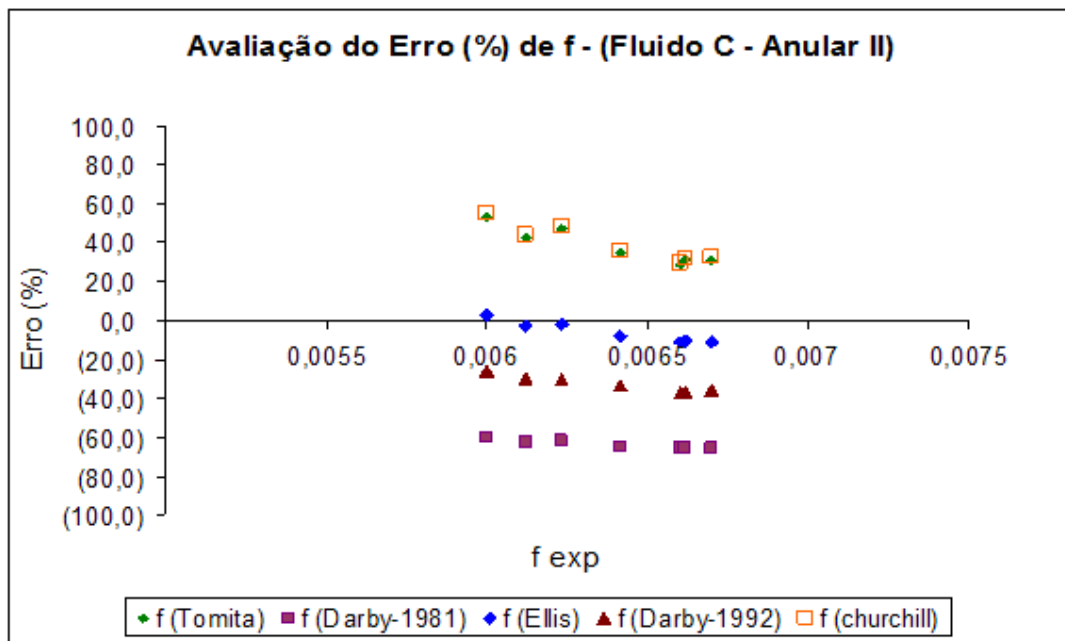
**Figura 4.36** - Avaliação do percentual dos erros obtidos no cálculo do fator de atrito no regime turbulento para o tubo circular referente ao modelo de Casson.



**Figura 4.37** - Avaliação do fator de atrito no regime turbulento para os tubos anulares referente ao modelo de Casson.



**Figura 4.38** - Avaliação do percentual dos erros obtidos no cálculo do fator de atrito no regime turbulento para o tubo anular I referente ao modelo de Casson.



**Figura 4.39** - Avaliação do percentual dos erros obtidos no cálculo do fator de atrito no regime turbulento para o tubo anular II referente ao modelo de Casson.

Na Tabela 4.15 é apresentado um resumo dos erros médios absolutos obtidos para cada correlação de fator de atrito, objetivando a obtenção de uma melhor correlação que descreva a geometria em análise, juntamente com o modelo reológico avaliado.

**Tabela 4.15** - Avaliação das correlações de fator de atrito para o modelo de Casson.

Geometrias	Percentual médio dos erros nas correlações – fator de atrito				
	Tomita	Darby-1981	Darby-1992	Ellis	Churchill
Circular	11	69	38	18	11
Anular I	7	72	52	29	8
Anular II	38	64	32	7	40

Os resultados demonstram que para as geometrias circular e anular I as correlações de Tomita (Equação 2.33) e Churchill (Equação 2.37) apresentam resultados equivalentes e menores desvios quando comparado aos resultados experimentais. Como a correlação de Churchill (Equação 2.37) é mais abrangente na literatura, em função de sua aplicabilidade nos diversos regimes de escoamento, bem como por está diretamente relacionado aos parâmetros, número de Reynolds, diâmetro e rugosidade relativa, enquanto a correlação de Tomita (Equação 2.33) é função tão e somente do número de Reynolds, logo a correlação de Churchill (Equação 2.37) será utilizada como referência para os cálculos posteriores de incerteza relativa. Em relação ao anular II, a correlação descrita por Ellis (Equação 2.36) apresentou melhor resultado, conforme descrito na Tabela 4.15.

### 4.3 Avaliações das incertezas

Segundo os resultados apresentados nas Tabelas 4.14 e 4.15, constata-se que as correlações de Ellis (Equação 2.36) e Churchill (Equação 2.37) apresentam melhores resultados para as respectivas geometrias analisadas referente ao fluido C, logo tais correlações descreverão os cálculos de análise das correlações de fator de atrito nos regimes de escoamento transitório e turbulento, para os modelos *power-law* e Casson.

Objetivando uma melhor avaliação dos resultados obtidos para o fluido de perfuração C são estudadas as incertezas relativas relacionadas aos seguintes parâmetros:  $\Delta P$  e fator de atrito, referentes aos dutos anulares e circular. Para os cálculos da queda de pressão é utilizado como referência o fator de atrito correspondente aos modelos reológicos avaliados para o regime laminar, descrito na Tabela 2.2, e para o regime transitório e/ou turbulento é utilizada a correlação de fator de atrito que apresentou menor desvio percentual médio, segundo os resultados apresentados nas Tabelas 4.14 e 4.15. Em referência aos anulares concêntricos é utilizada a equação  $D_{H1}$ , por apresentar bons resultados e por ser a mais aplicada na hidráulica de perfuração.

Portanto, os cálculos das incertezas relativas dos fatores de atrito calculados, para os modelos reológicos citados são focados nas correlações de Ellis (Equação 2.36) e Churchill (Equação 2.37).

#### 4.3.1 Tratamento das Incertezas Experimentais, Calculadas e Estimadas

Para esta avaliação, objetiva-se verificar o intervalo de confiança dos parâmetros envolvidos na determinação do fator atrito e  $\Delta P$ , portanto são feitas análises de incertezas e propagação de erros.

As incertezas de cada uma das variáveis envolvidas no cálculo do fator de atrito, via dados experimentais são apresentadas na Tabela 4.16.

**Tabela 4.16** - Incerteza das variáveis envolvidas no cálculo de  $f$ .

<b>Grandezas</b>	$2\sigma_i$
$\Delta P$ (transdutor)	0,26 mmHg
m (balança)	5,0g
$\theta$ (°)	1
D, $\rho$	~0
L, g e $\Delta t$	~0

Sendo  $\Delta P$  o parâmetro medido através dos transdutores diferenciais de pressão presentes na unidade experimental e utilizada no cálculo da perda de pressão do sistema; m a massa das amostras de fluido obtidas para o cálculo da vazão do sistema;  $\theta$  relacionada à leitura de deflexão no viscosímetro *Fann modelo 35A* para a determinação da viscosidade do fluido; D o diâmetro da tubulação em estudo;  $\Delta t$  parâmetro relacionado à medida de tempo para o cálculo da vazão; L o comprimento da seção de teste;  $\rho$  e g densidade do fluido e aceleração da gravidade, respectivamente.

Estas análises envolvem o cálculo do erro aleatório ( $\sigma_i$ ) provável nos resultados obtidos. Por serem pequenas, as incertezas referentes ao comprimento de tubo reto, densidade, diâmetro, aceleração da gravidade e tempo não são computados. Deve-se destacar que na análise realizada empregou-se fator de abrangência igual a dois para o cálculo da incerteza, ou seja,  $2\sigma_i$ .

Na Tabela 4.17 são apresentadas às incertezas das variáveis calculadas segundo a metodologia de cálculo apresentada no item 3.6.2, Equação 3.11.

**Tabela 4.17** - Incerteza das variáveis calculadas.

<b>VARIÁVEL</b>	<b>INCERTEZA MÉDIA (%)</b>
v (m/s)	0,3
$f_{exp}$ (ad.),	0,6
$\mu$ (kg/ms), $\tau$ (Pa)	8,3

Para determinação do desvio padrão dos parâmetros reológicos dos modelos *power-law* e Casson é utilizado o pacote computacional ESTIMA, em linguagem FORTRAN, sendo os mesmos gerados a partir dos valores médios desses parâmetros, referentes a todos os pontos experimentais. Para esta análise é utilizado o fator de abrangência igual a 2, conforme descrito anteriormente.

Na Tabela 4.18 são apresentados os valores das incertezas médias de cada parâmetro estimado para os fluidos de perfuração A, B e C.

**Tabela 4.18** - Incerteza média dos parâmetros estimados.

FLUIDO DE PERFURAÇÃO	VARIÁVEL (UNID.)	$2\sigma_i$	Incerteza (%)
A	k (Pa/s <sup>n</sup> )	0,1001	7,42
	n (ad.)	0,0117	2,73
	VP <sub>c</sub> (kg/ms)	0,0026	22,22
	LE <sub>c</sub> (Pa)	1,0672	30,56
B	k (Pa/s <sup>n</sup> )	0,6158	13,03
	n (ad.)	0,0213	8,32
	VP <sub>c</sub> (kg/ms)	0,0009	12,68
	LE <sub>c</sub> (Pa)	0,6499	7,87
C	k (Pa/s <sup>n</sup> )	0,5373	10,32
	n (ad.)	0,0537	4,94
	VP <sub>c</sub> (kg/ms)	0,004	9,67
	LE <sub>c</sub> (Pa)	0,1795	5,71

#### 4.3.2 Cálculo das Incertezas relativas referentes às correlações de f

Em relação aos cálculos das incertezas relativas referentes às correlações de fator de atrito para os modelos reológicos *power-law* e Casson, devem-se destacar as correlações de Ellis (Equação 2.36) e Churchill (Equação 2.37), por apresentarem menores desvios quando comparados com os fatores de atrito experimentais para o fluido C. Portanto é apresentada abaixo a metodologia de cálculo para determinação da incerteza relativa para as respectivas correlações.

Cálculo da Incerteza relativa para a correlação de Ellis (Equação 2.36):

$$\frac{\partial f_{ELLIS}}{\partial Re} = -0,645 \cdot 0,7 \cdot Re^{(-1,7)} \quad (4.3)$$

$$\phi_{ELLIS} = \sqrt{\left( \frac{\partial f_{ELLIS}}{\partial Re} \cdot \phi Re \right)^2} \quad (4.4)$$

$$Incerteza \text{ relativa}(\%) = \frac{2 \cdot \phi_{ELLIS} * 100}{f_{ELLIS}} \quad (4.5)$$



Cálculo da Incerteza relativa para a correlação de Churchill (Equação 2.37):

$$\frac{\partial f_{CHURCHILL}}{\partial Re} = 2 \cdot \left\{ \left[ \left( 12 \cdot \frac{8^{12}}{Re^{13}} \right) - \frac{\left[ \left( \frac{3538AA - 60048BB}{Re^2} \right) \cdot 1,5 \cdot (A+B)^{0,5} \right]}{(A+B)^3} \right] \right\} \cdot 0,0833 \left[ \left( \frac{8}{Re} \right)^{12} + \frac{1}{(A+B)^{1,5}} \right]^{-0,9167} \quad (4.6)$$

$$A = \left[ 2,457 \ln \frac{1}{\left( \frac{7}{Re} \right)^{0,9} + 0,27 \frac{\varepsilon}{D}} \right]^{16}, \quad AA = \left[ 2,457 \ln \frac{1}{\left( \frac{7}{Re} \right)^{0,9}} \right]^{15}$$

$$B = \left( \frac{37530}{Re} \right)^{16}, \quad BB = \left( \frac{37530}{Re} \right)^{15}$$

$$\phi_{CHURCHILL} = \sqrt{\left( \frac{\partial f_{CHURCHILL}}{\partial Re} \cdot \phi Re \right)^2} \quad (4.7)$$

$$Incerteza \text{ relativa}(\%) = \frac{2 \cdot \phi_{CHURCHILL} * 100}{f_{CHURCHILL}} \quad (4.8)$$

#### 4.3.3 - Incertezas Experimentais Propagadas no $f_{calc}$ e no $\Delta P_{calc}$ – Modelo *power-law*

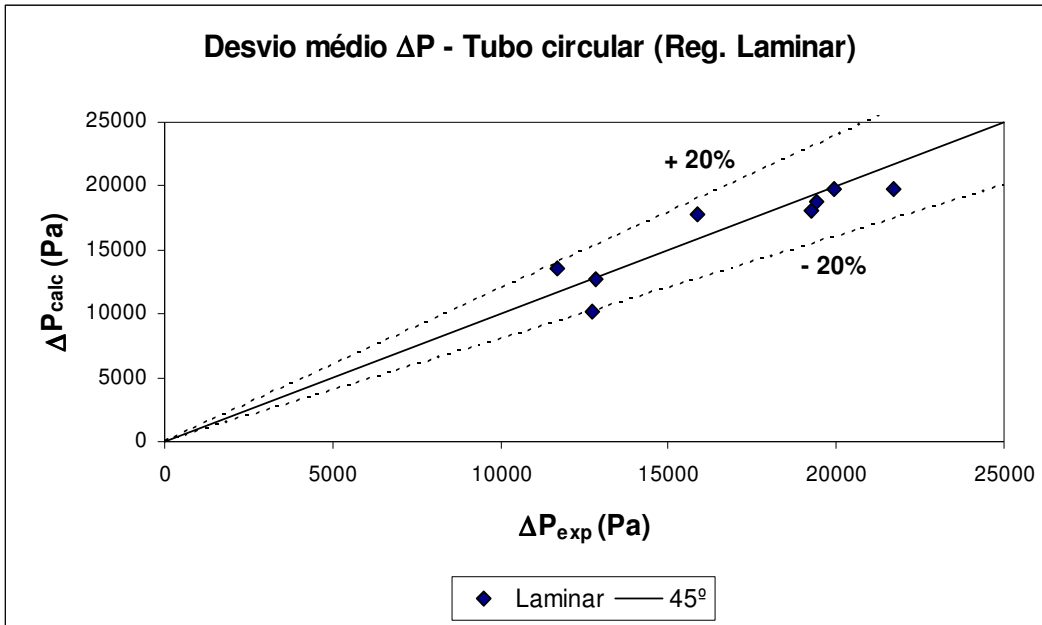
Na avaliação das incertezas relativas, no critério da queda de pressão, para o modelo *power-law*, observa-se resultados elevados para as geometrias analisadas, principalmente para o regime laminar, conforme descrito na Tabela 4.19.

**Tabela 4.19** - Resultados da Incerteza relativa no cálculo de  $\Delta P$  para os regimes laminar, transitório e turbulento, para o modelo *power-law*.

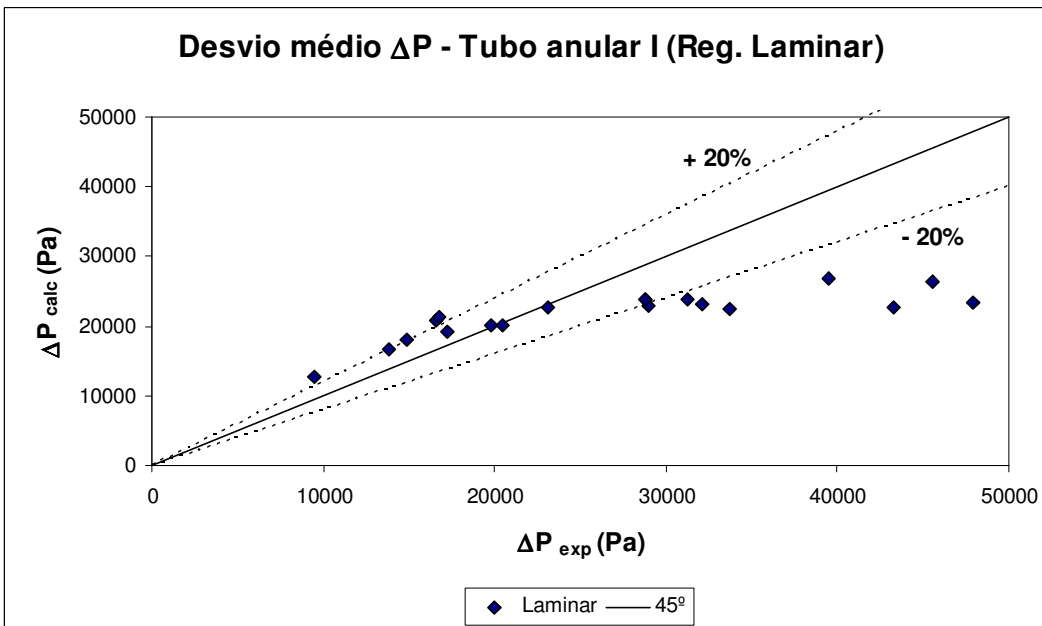
Geometrias	Incerteza relativa - $\Delta P_{calc}$ (%) (Regime Laminar)	Incerteza relativa - $\Delta P_{calc}$ (%) (Regimes de Transição e Turbulento)
Circular	75,9	13,2
Anular I	89,6	0,40
Anular II	74,5	20,5

Segundo os resultados apresentados, observa-se que o modelo reológico *power-law* é impróprio para o fluido C. Logo, em função dos resultados gerados, não é apresentado uma avaliação gráfica das incertezas do  $\Delta P_{calc}$  referente ao regime laminar, somente para os regimes de transição e turbulento.

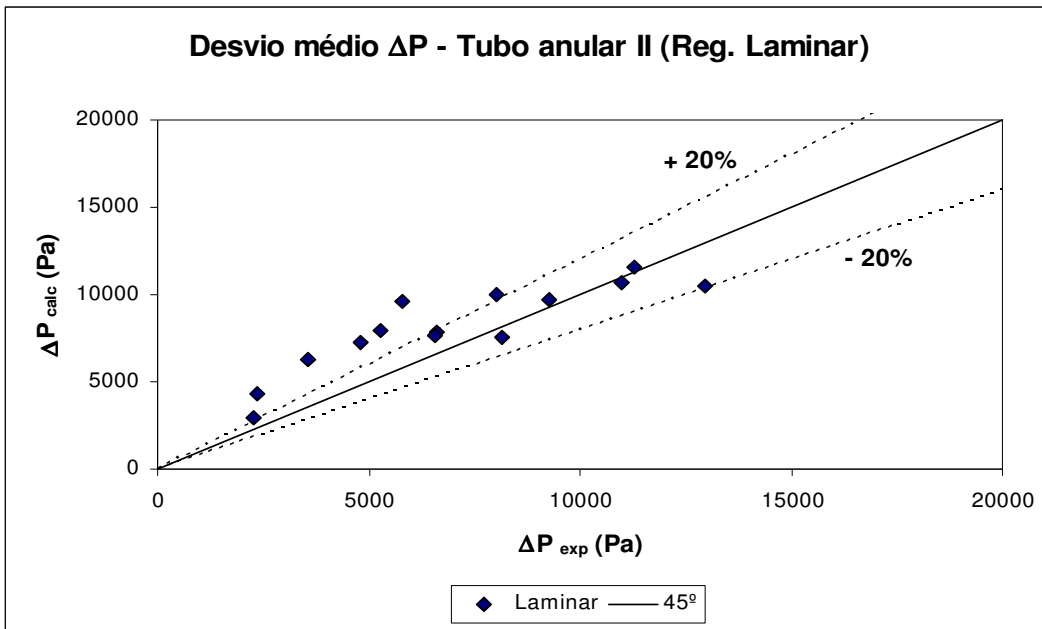
Nas Figuras 4.40 a 4.42 são apresentados os gráficos gerados dos desvios médios para o  $\Delta P_{exp}$  e  $\Delta P_{calc}$ , no regime laminar, observando desvios consideravelmente elevados principalmente para os anulares. Em seguida, nas Figuras 4.43 a 4.45 são apresentadas uma avaliação gráfica das incertezas relativas para o regime de transição e turbulento.



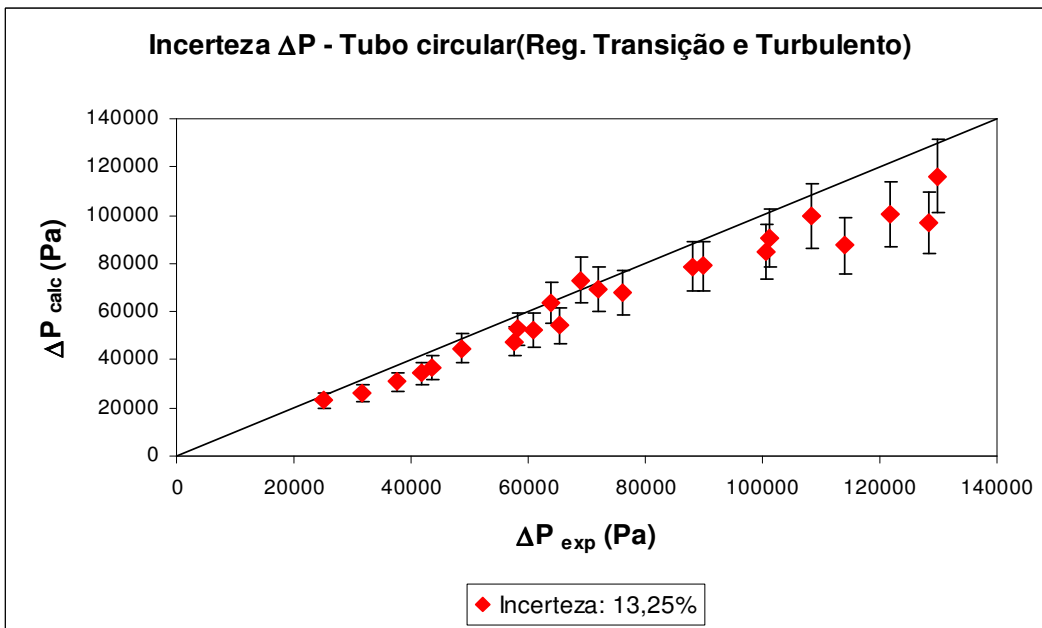
**Figura 4.40** - Avaliação do percentual médio dos erros obtidos nos cálculos da queda de pressão no regime laminar para o tubo circular (modelo *power-law*).



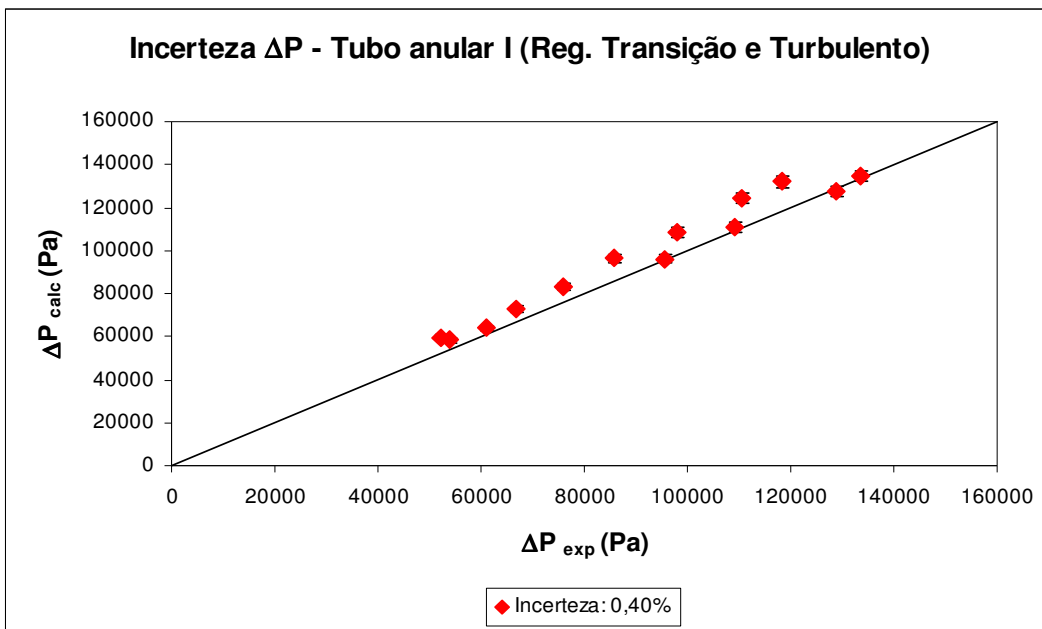
**Figura 4.41** - Avaliação do percentual médio dos erros obtidos nos cálculos da queda de pressão no regime laminar para o tubo anular I –  $D_{H1}$  (modelo *power-law*).



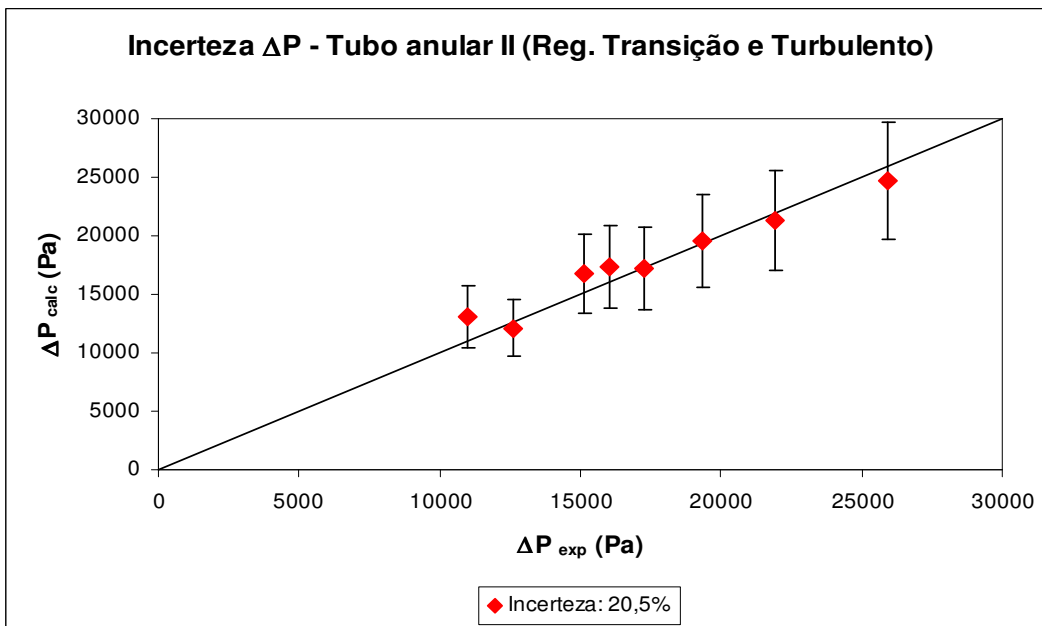
**Figura 4.42** - Avaliação do percentual médio dos erros obtidos nos cálculos da queda de pressão no regime laminar para o tubo anular II –  $D_{H1}$  (modelo *power-law*).



**Figura 4.43** - Avaliação da incerteza relativa nos cálculos da queda de pressão nos regime de transição e turbulento para o tubo circular (modelo *power-law*).

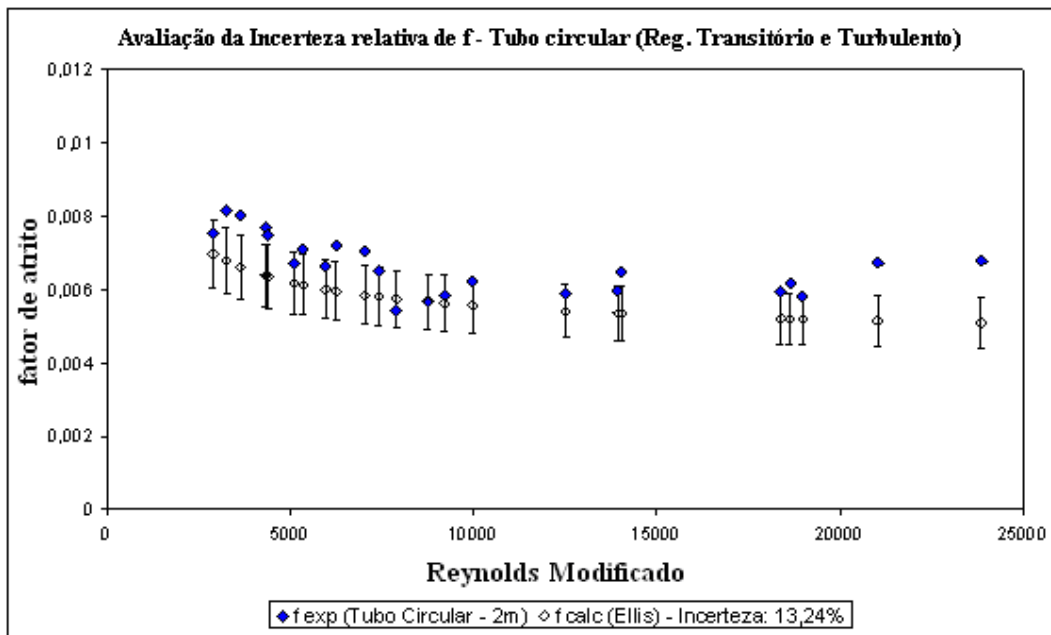


**Figura 4.44** - Avaliação da incerteza relativa nos cálculos da queda de pressão nos regimes de transição e turbulento para o tubo anular I –  $D_{HI}$  (modelo *power-law*).

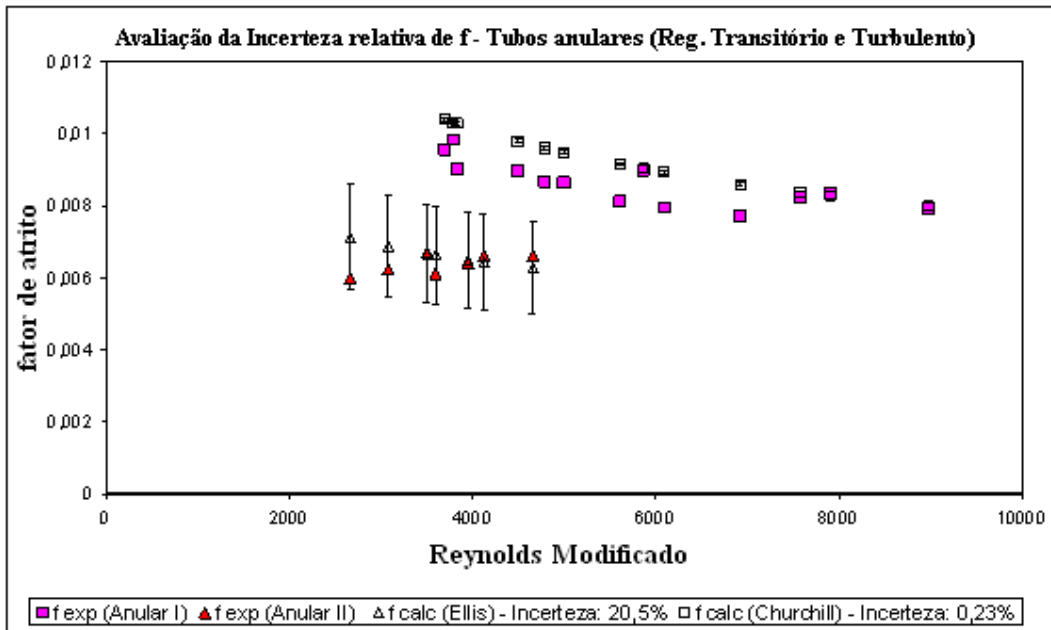


**Figura 4.45** - Avaliação da incerteza relativa nos cálculos da queda de pressão nos regimes de transição e turbulento para o tubo anular II –  $D_{HI}$  (modelo *power-law*).

Para os regimes transitório e turbulento são avaliadas graficamente, através das Figuras 4.46 e 4.47, as incertezas relativas obtidas nos cálculos das correlações de fator de atrito que apresentaram melhores resultados para as respectivas geometrias avaliadas, objetivando um comparativo com os valores obtidos experimentalmente. Portanto, as correlações avaliadas são as descritas por Ellis (Equação 2.36) e Churchill (Equação 2.37).



**Figura 4.46** - Avaliação do fator de atrito experimental e o proposto pela correlação de Ellis, para o tubo circular (modelo *power-law*).



**Figura 4.47** - Avaliação do fator de atrito experimental e o proposto pela correlação de Ellis e Churchill, para os tubos anulares (modelo *power-law*).

Para esta avaliação, os valores médios obtidos das incertezas relativas foram 13,24% e 20,5% para a correlação de fator de atrito proposta por ELLIS (Equação 2.36), referente aos tubos circular e anular II, respectivamente. E para o tubo anular I, a correlação descrita por CHURCHILL (Equação 2.37), obteve uma incerteza relativa igual a 0,23%.

Nas Figuras 4.46 e 4.47 observa-se que um número considerável de pontos experimentais encontra-se dentro do intervalo de incerteza da variável calculada, porém em relação ao anular I, os valores obtidos da incerteza são mínimos, logo não está compreendido no proposto intervalo de incerteza, e comparando com a escala gráfica, observa-se um percentual médio de desvio na ordem de 10%.

#### 4.3.4 - Incertezas Experimentais Propagadas no $f_{calc}$ e no $\Delta P_{calc}$ – Modelo de Casson

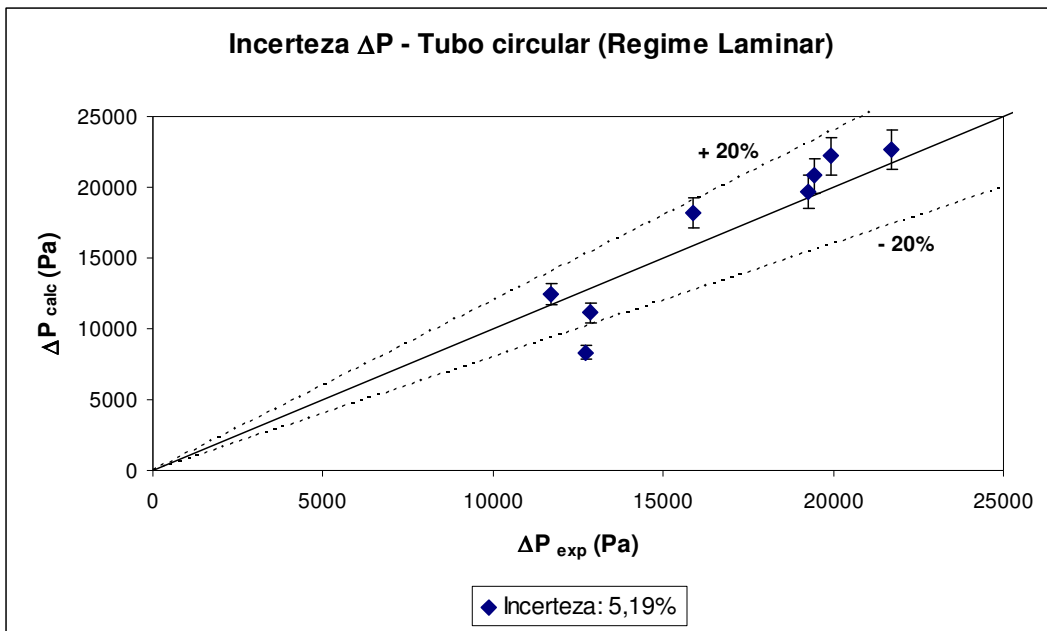
Para esta metodologia de avaliação são apresentados a seguir os gráficos das incertezas relativas aos regimes laminar, transição e turbulento para os cálculos de  $\Delta P$ . Logo, o estudo das correlações de fator de atrito quanto às incertezas relativas é avaliada nos regimes de transição e turbulento em função da melhor correlação descrita para o fluido C, para as distintas geometrias analisadas. Destacando que para o estudo dos anulares é utilizada a equação de diâmetro hidráulico  $D_{HI}$ , conforme descrito anteriormente.

A Tabela 4.20 apresenta um resumo do percentual médio das incertezas relativas para as distintas geometrias avaliadas, referente ao modelo de Casson, para os respectivos regimes de escoamento do fluido.

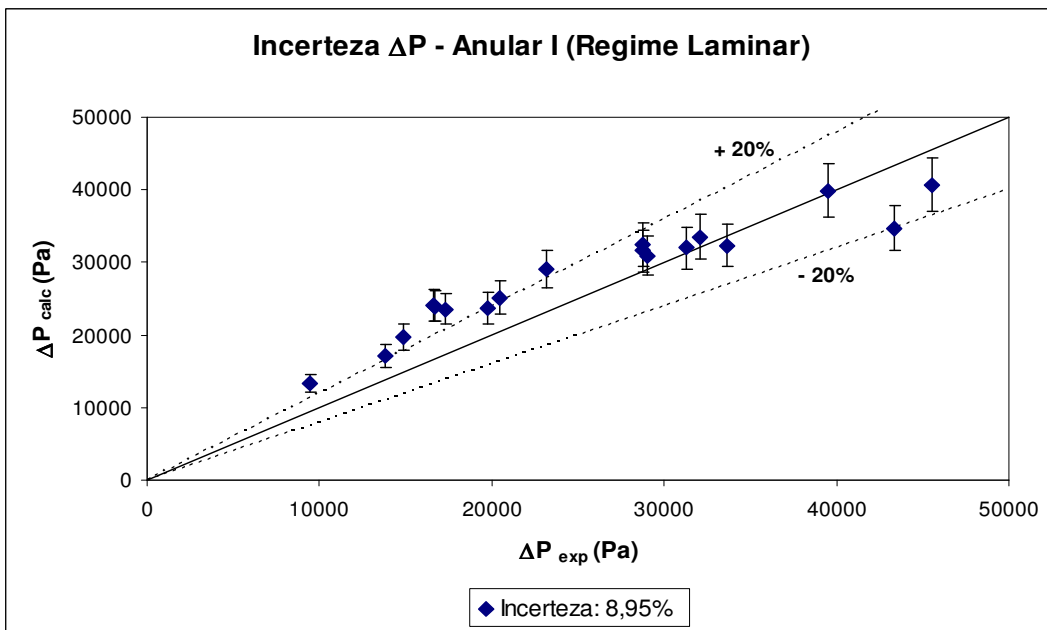
**Tabela 4.20** - Resultados da Incerteza relativa no cálculo de  $\Delta P$  para os regimes laminar, transitório e turbulento, para o modelo de Casson.

Geometrias	Incerteza relativa - $\Delta P_{calc}$ (%) (Regime Laminar)	Incerteza relativa - $\Delta P_{calc}$ (%) (Regimes de Transição e Turbulento)
Circular	5,19	0,27
Anular I	8,95	5,21
Anular II	8,87	0,98

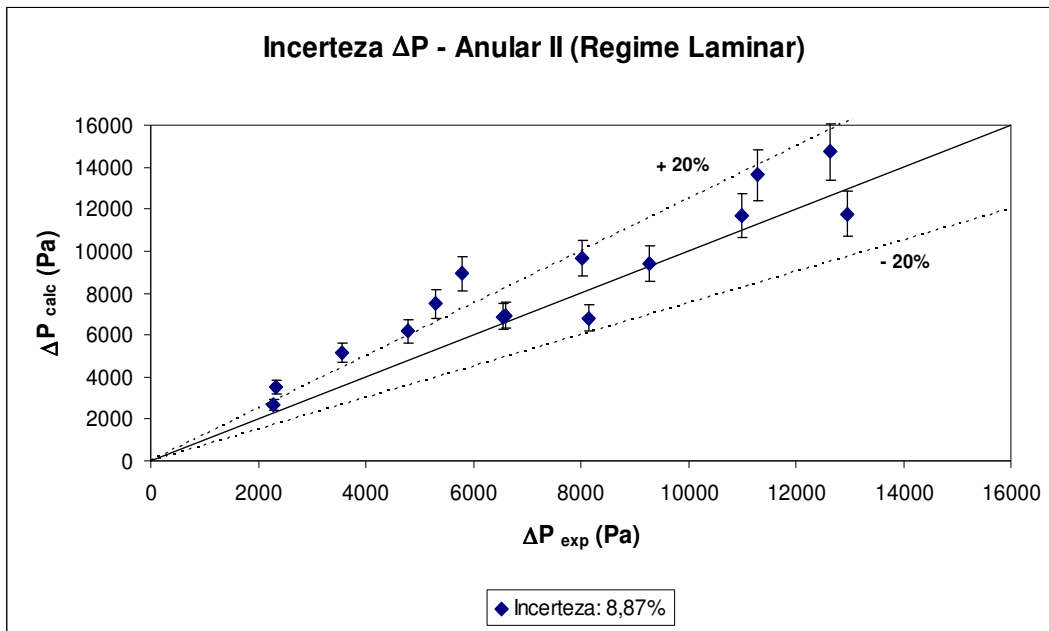
De acordo com os resultados apresentados na Tabela 4.20, observa-se que para os regimes laminar a turbulento os valores são relativamente baixos quando comparados ao modelo *power-law* descritos na Tabela 4.19, caracterizando a princípio que o modelo de Casson descreve melhor o fluido C. Logo, a seguir é avaliado graficamente os resultados apresentados, objetivando uma análise mais crítica de  $\Delta P$ . Nas Figuras 4.48 a 4.50 são apresentados os resultados das incertezas relativas, juntamente com os desvios médios para os dados experimentais de cada geometria no regime laminar. Em seguida, nas Figuras 4.51 a 4.53 é efetuada a mesma avaliação para os regimes de transição e turbulento.



**Figura 4.48** - Avaliação da incerteza relativa nos cálculos da queda de pressão no regime laminar para o tubo circular (modelo de Casson).

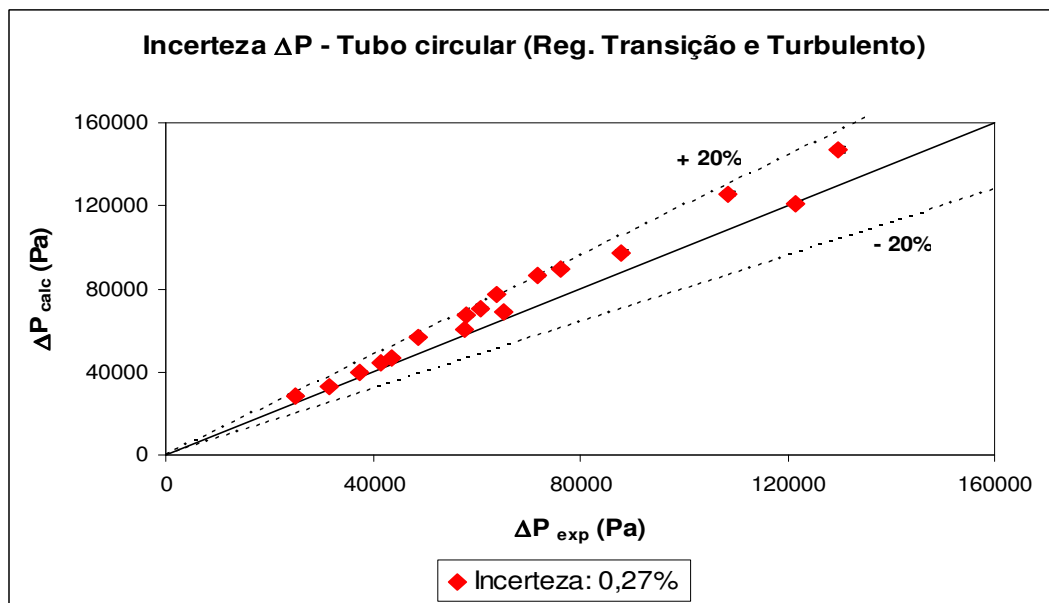


**Figura 4.49** - Avaliação da incerteza relativa nos cálculos da queda de pressão no regime laminar para o tubo anular I –  $D_{HI}$  (modelo de Casson).



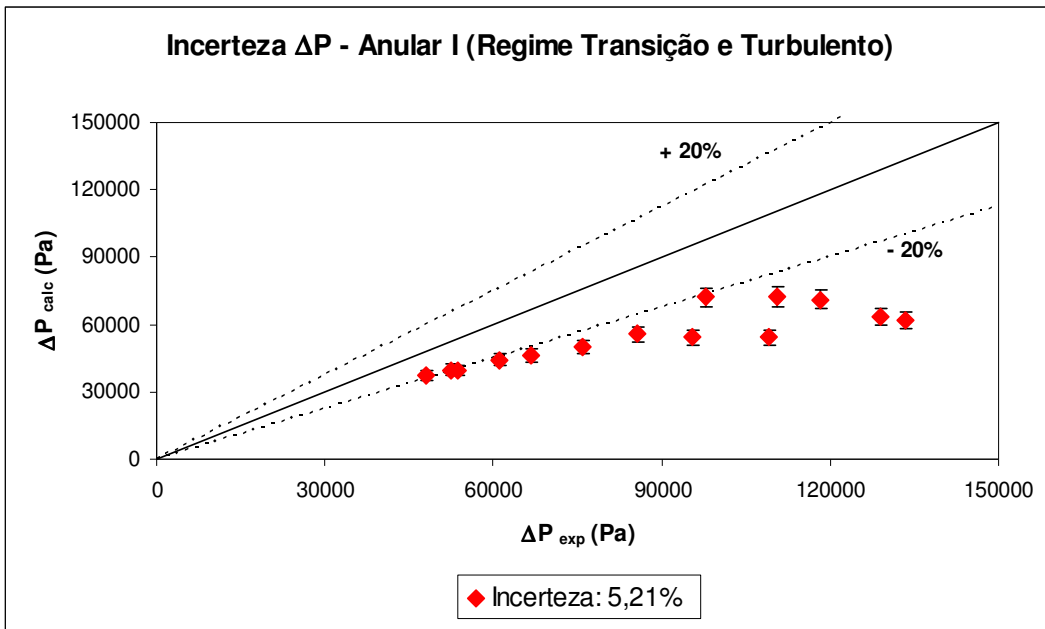
**Figura 4.50** - Avaliação da incerteza relativa nos cálculos da queda de pressão no regime laminar para o tubo anular II –  $D_{HI}$  (modelo de Casson).

Pode-se observar nas Figuras 4.48 a 4.50 que o desvio dos pontos experimentais em relação aos calculados, para a maioria dos dados, não está compreendido no intervalo de incerteza da variável calculada, ou seja, os desvios não estão associados às incertezas experimentais, calculadas e estimadas. Porém, os resultados obtidos encontram-se dentro de uma faixa de desvio percentual igual a 20%.

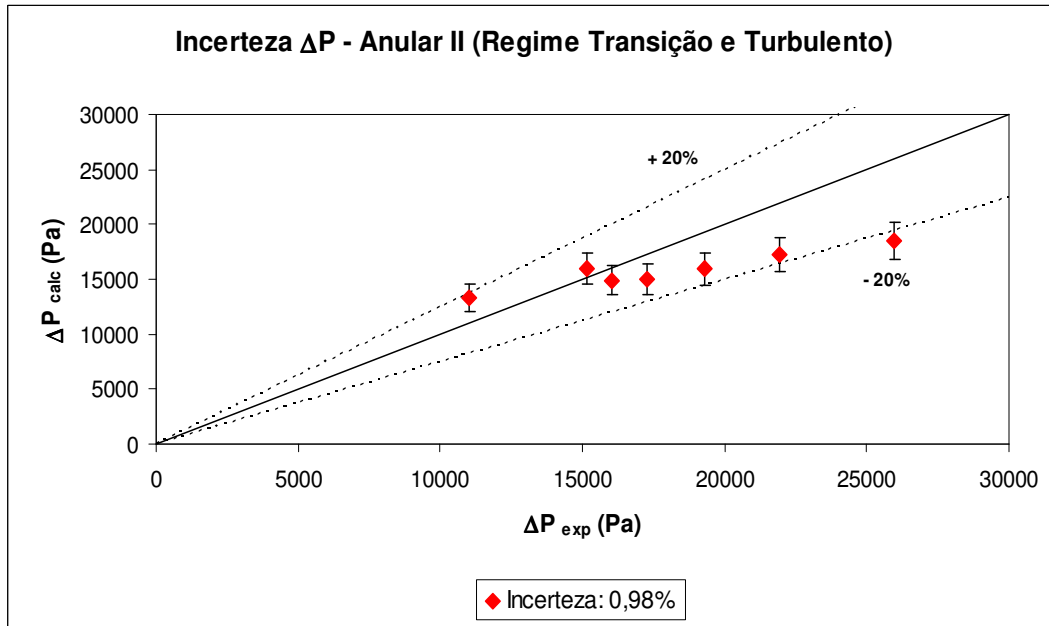


**Figura 4.51** - Avaliação da incerteza relativa nos cálculos da queda de pressão nos regimes de transição e turbulento para o tubo circular (modelo de Casson).



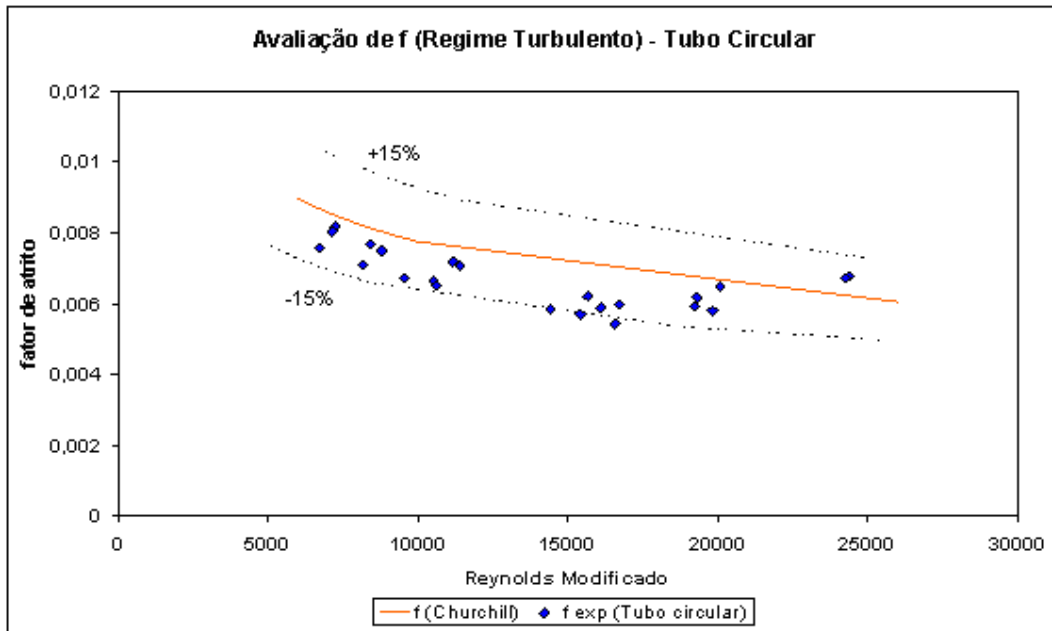


**Figura 4.52** - Avaliação da incerteza relativa nos cálculos da queda de pressão nos regimes de transição e turbulento para o tubo anular I –  $D_{HI}$  (modelo de Casson).

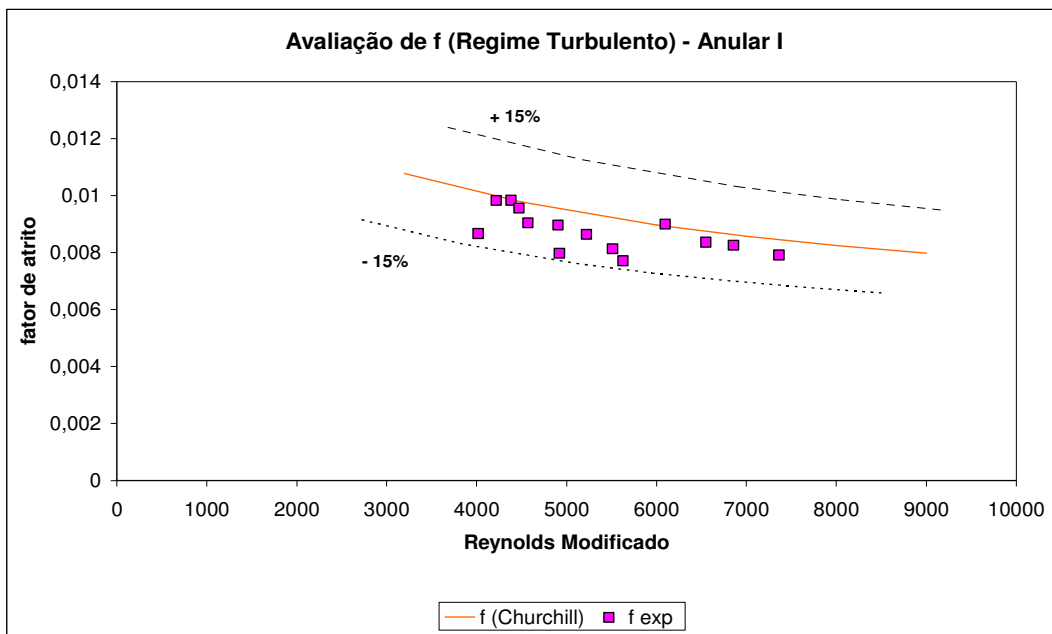


**Figura 4.53** - Avaliação da incerteza relativa nos cálculos da queda de pressão nos regimes de transição e turbulento para o tubo anular II –  $D_{HI}$  (modelo de Casson).

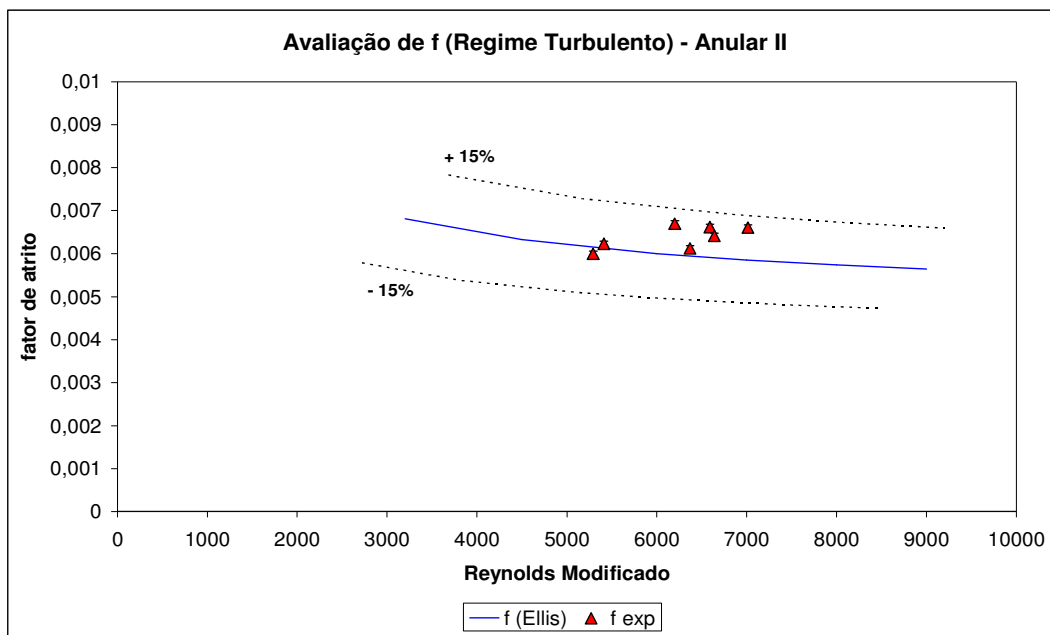
Nas Figuras 4.54 a 4.56 são apresentados uma avaliação gráfica do desvio percentual médio do fator de atrito experimental versus a correlação de fator de atrito que apresentou melhor resultado para as respectivas geometrias estudadas, segundo Tabela 4.15.



**Figura 4.54** - Avaliação do fator de atrito experimental e o proposto pela correlação de Churchill, para o tubo circular (modelo de Casson).



**Figura 4.55** - Avaliação do fator de atrito experimental e o proposto pela correlação de Churchill, para o tubo anular I (modelo de Casson).



**Figura 4.56** - Avaliação do fator de atrito experimental e o proposto pela correlação de Ellis, para o tubo anular II (modelo de Casson).

Em relação à análise dos resultados, quanto às incertezas obtidas referentes às correlações de ELLIS (Equação 2.36) e CHURCHILL (Equação 2.37), pois as mesmas apresentaram melhores resultados, optou-se por uma discussão centralizada nos desvios percentuais do fator de atrito experimental versus fator de atrito calculado para as respectivas correlações citadas, devido a um desvio percentual mínimo apresentado para as geometrias em estudo, na ordem de 15%.

Logo, diante dos resultados apresentados, pode-se concluir que as correlações de ELLIS (Equação 2.36) e CHURCHILL (Equação 2.37) descrevem o fluido C, para o modelo de Casson.

## 5. CONCLUSÕES

No regime laminar foram avaliadas as perdas de cargas dos fluidos de perfuração A, B e C, para as geometrias correspondentes as seções circular e anulares concêntricos. Para essa avaliação foram utilizados os modelos reológicos *power-law* e Casson, e testadas cinco correlações de diâmetro hidráulico. No regime turbulento foram avaliadas 10 (dez) correlações de fator de atrito, sendo as mesmas testadas de acordo com a compatibilidade do modelo reológico. A seguir são apresentadas as conclusões referentes ao estudo desta dissertação.

As equações de diâmetro hidráulico  $D_{H1}$ ,  $D_{H2}$  e  $D_{H3}$  mostraram-se equivalentes quanto aos resultados apresentados para os modelos reológicos avaliados, ou seja, alternam a qualidade de ajuste, apresentando um percentual de desvio na ordem de 20%. Destacando que a equação  $D_{H1}$  foi utilizada para o estudo das correlações de fator de atrito nos regimes transitório e turbulento, por ser a mais aplicada na hidráulica de perfuração.

Observou-se também, que as correlações  $D_{H1}$  e  $D_{H3}$  apresentaram resultados similares, enquanto que as equações  $D_{H4}$  e  $D_{H5}$  não se aplicam aos resultados.

Para os fluidos A e B foram avaliados somente as correlações de diâmetro hidráulico, em função do número reduzido de dados experimentais.

O comparativo dos  $Re_c$ , experimental e calculado, para o modelo *power-law* apresentou desvios aceitáveis, enquanto que para o modelo de Casson observou-se desvios elevados. Destacando que a determinação experimental do  $Re_c$  via gráfico  $\Delta P$  versus  $Q$  é imprecisa.

Inicialmente, em relação ao modelo *power-law*, concluí-se que a correlação de fator de atrito proposta por Ellis (Equação 2.36) forneceu os menores desvios para os tubos anular II e circular, enquanto que para o tubo anular I, a correlação descrita por Churchill (Equação 2.37), apresentou um menor erro percentual médio.

Para o modelo de Casson, os resultados demonstraram que para as geometrias circular e anular I as correlações de Tomita (Equação 2.33) e Churchill (Equação 2.37) apresentaram resultados equivalentes, bem como menores desvios em relação aos resultados experimentais, quando comparado com as outras correlações avaliadas. Logo, para os cálculos de incerteza relativa foi utilizada como referência a correlação de Churchill, devido maior aplicabilidade nas literaturas consultadas. Para o anular II, a correlação descrita por Ellis (Equação 2.36) apresentou melhor resultado.

Em relação à avaliação das incertezas para o modelo *power-law*, observa-se que, para as geometrias circular e anular I, um número considerável de pontos experimentais encontram-se dentro do intervalo de incerteza da variável calculada, porém em relação ao anular II, os valores obtidos de incerteza foram mínimos, obtendo um percentual médio de desvio na ordem de 10%.

Para as geometrias avaliadas referentes ao modelo reológico de Casson observou-se um desvio percentual médio igual a 15%.

Pode-se concluir que a correlação de Churchill (Equação 2.37) e Ellis (Equação 2.36) para suas respectivas geometrias, descrevem o fluido C, para os modelos *power-law* e Casson, e a determinação dos parâmetros reológicos, via viscosímetro FANN apresentou a maior propagação de erros.

## 6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

As sugestões para os trabalhos futuros estão relacionadas às modificações na unidade experimental, substituição de equipamento e avaliação de modelos reológicos mais precisos.

Em relação às modificações na unidade experimental, sugere-se o desenvolvimento de um sistema de controle de temperatura no tanque e nas tubulações em estudo, objetivando desta forma um controle mais rigoroso da temperatura do fluido, bem como limitando a uma faixa reduzida a oscilação da temperatura durante o experimento, contribuindo desta forma para uma maior eficiência na determinação dos parâmetros reológicos do fluido.

Recomenda-se a substituição do viscosímetro *Fann modelo 35A* por um mais preciso, quanto às medidas reológicas dos fluidos, tais como reômetro, por exemplo. A proposta está diretamente relacionada à elevada influência das incertezas experimentais dos parâmetros reológicos aos resultados do experimento.

Para os respectivos fluidos de perfuração em estudo, sugere-se uma avaliação com modelos reológicos mais precisos (a três parâmetros, por exemplo), tais como Robertson-Stiff e Herschell-Buckley, objetivando um comparativo com os modelos reológicos avaliados e uma melhor representação dos fluidos.

Outro fator importante a destacar está relacionado à determinação da região de transição de escoamento do fluido. Embora a determinação dos regimes de escoamento tenha gerado valores satisfatórios para o número de Reynolds, é necessário pesquisar e até mesmo propor formas mais consistentes para a determinação da região de transição.

## 7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ARAGÃO, A. (2007), “Gerenciamento de Pressões – Apresentação do Problema”- Palestra: Hidráulica de perfuração de poços exploratórios . In: Anais do 2º ENAHPE, Teresópolis, RJ, Brasil.
- BARTHEM, R. B. (1995); “Tratamento e Análise de Dados em Física Experimental”, Cadernos Didáticos UFRJ.
- BERTOLA, V., CAFARO, E., “Analogy between pipe flow of non-Newtonian fluids and 2-D compressible flow”, J. non-Newtonian fluid Mech. 109, pp. 1-12, 2003.
- CAENN R., CHILLINGAR G. V. (1996); **J. Petroleum Sci. and Eng.**14, 221-230.
- CHURCHILL, S. W. (1977); “Friction factor equation spans A11 fluid flow regimes”, **J. Chem. Eng.**, 7 de novembro.
- COLEBROOK C. F. (1939); “Turbulent flow in pipes with particular referent to the transition region between the smooth and rough pipe laws”. **Journaul of Inst. Civil Eng.**, 11: 133, 1939.
- CORADIN, H. T.; BRONDANI, W. M.; MATTIUSI, E. M.; FRANCO, A. T.; MORALES, R. E. M. (2006); In: Anais do 1º ENAHPE, Domingos Martins, ES, Brasil.
- CRANE COMPANY **Flow of Fluids through Valves, Fittings and Pipe**. Technical Paper No. 410, 16<sup>th</sup> printing, Crane Co., 300 Park Avenue, New York, 1976.
- CRITTENDON, B. C. (1959); “ The mechanics of desingn and interpretation of hydraulic fracture treatments”. **Journal of Petroleum Technology**, Outubro, pp. 21-9.
- DARBY R., MELSON J. (1981); J. Chem. Eng., p.59, 28 dezembro.
- DARBY R., MUN R., BOGER D. V. (1992); “Predict Friction Loss in Slurry Pipes”, **Chemical Engineering**, v.9, p.116.
- DARLEY H. C. H., GRAY G. R. (1988); “Composition and Properties of Drilling and Completion Fluids”, Fifth Ed., **Gulf Publishing Company**, Houston, Texas, p. 553, 1-2.
- DODGE, D. W.; METZNER, A. B. (1959); “Turbulent flow of non-newtonian systems”. **J. Amer. Ints. Chem. Eng.**, 5(2): 189.
- ELLIS, R. C.; GEORGE, D. S. (1977); “Pratical interpretation on theology, annular displacing torces. How to avoid by passing mud during primary cementing”. **World Oil**, 64-9.
- ESCUDIER, M. P., OLIVEIRA, P. J., PINHO, F. T., “Fully developed laminar flow of purely viscous non-Newtonian liquids through annuli, including the effects of eccentricity and inner-cylinder rotation”, International Journal of Heat and fluid Flow 23, pp. 52-73, 2002.

FOX, R. W., McDONALD, A. T., PRITCHARD, P. J. (2004). **Introduction to Fluid Mechanics**, Six Edition, John Wiley & Sons Inc.

GOMES, F. J. A. D. (1987); “Hidráulica, fluidos de potência: racionalização do uso do fator de fricção, f’”. **Encontro Técnico sobre Informática na Perfuração**, CAPER/87, Módulo 7, Salvador, Brasil.

GOMIDE, R. (1993); Operações Unitárias – Volume II – Fluidos na Indústria. São Paulo, SP.

HEDSTRON, B. P. A. (1952); “Flow of plastic materials in pipes”. **Ind. Eng. Chem.**, 44:651-6.

HUGHES, W.F; BRIGHTON, J.A. (1974);”Dinâmica dos fluidos”. São Paulo: McGraw-Hill. 358p.

LAMB H. S. (1945); Hydrodynamics, New York, **Dover Publications**, pp. 586-187.

LEAL, A. B., SCHEID, C. M., CALÇADA, L. A., FERREIRA, M. V. D., MARTINS, A. L., LEAL, R. A. F. Avaliação de aditivos redutores de arraste comerciais no escoamento de fluidos de completção. In: **Anais do 1º ENAHPE**, Domingos Martins, ES, Brasil, 2006.

MACHADO, J. C. V. (2002); **Reologia e Escoamento de Fluidos**. Rio de Janeiro: Interciência.

METZNER, A. B.; REED, J. C. (1955); “ Flow of non-newtonian fluids-correlation of laminar, transition and turbulent flow regions”. **AIChE Journal**, 1: 434-40, Dezembro.

PILEHVARI, A.; SERTH, R. (2005); “Generalized Hydraulic Calculation Method Using Rational Polynomial Model”, **J. Energy Res. Tech.**, 127, p.15.

REED, T. D.; PILEHVARI, A. A. (1993); “A New model for laminar, transitional, and turbulent flow of drilling muds”; Paper SPE 25456, Production Operations Symposium, Cidade de Oklahoma, OK, Março 21-23.

SANTOS, O. L. A. (2006); “Segurança de Poço em Lâminas de Água Ultraprofundas”, In: Anais do I ENAHPE, Domingos Martins, ES, Brasil.

SCHEID, C. M.; GONÇALVES, R. S. A.; ROCHA, D. C.; CALÇADA, L. A. Projeto perda de carga. **Relatório Técnico Interno**, CENPES/PETROBRAS, 2007.

SILVA, M. G. P. (1989); “Avaliação de equações pertinentes aos projetos hidráulicos com fluidos de perfuração, pastas de cimento e fluidos de completção no escoamento tubular e anular”, Relatório Técnico Interno nº 675 – 12009, Vol.1, CENPES/PETROBRAS.

SKELLAND, A. H. P. (1967); Now-Newtonian Flow and Heat Transfer. John and Sons, New York, 1967.

TOMITA Y. A. (1959); “A study of non-newtonian flow in pipe lines”. **Bulletin of J. S. M. E.**, 2(5): 10.

## 8. ANEXOS

A – Dados gerais referentes à avaliação experimental do fluido de perfuração C, para as distintas geometrias em estudo.

B – Tabelas referentes aos resultados do fluido C, modelo *power-law* (Tubo circular).

C – Tabelas referentes aos resultados do fluido C, modelo *power-law* (Tubo anular I).

D – Tabelas referentes aos resultados do fluido C, modelo *power-law* (Tubo anular II).

E – Tabelas referentes aos resultados do fluido C, modelo de Casson (Tubo circular).

F – Tabelas referentes aos resultados do fluido C, modelo de Casson (Tubo anular I).

G – Tabelas referentes aos resultados do fluido C, modelo de Casson (Tubo anular II).



## 8.1 Anexo A – Dados gerais referentes à avaliação experimental do fluido de perfuração C, para as distintas geometrias em estudo.

Dados gerais:

Densidade do fluido em estudo:

$$\rho = 974,7 \text{ kg/m}^3$$

Aceleração da gravidade:

$$g = 9,80 \text{ m/s}^2$$

Comprimento da seção de teste para as distintas geometrias em estudo:

$L = 2,0 \text{ m}$  (destacando que para o tubo circular, tem-se uma seção de teste adicional igual a  $4,0 \text{ m}$ ).

Incerteza relativa da balança utilizada para análise dos pesos do fluido:

$$\delta M = 0,0025 \text{ kg}$$

Incerteza relativa do transdutor diferencial de pressão utilizado no experimento:

$$\delta \Delta P = 0,1313 \text{ mmHg}$$

Incerteza relativa do parâmetro índice de comportamento referente ao modelo *power-law*:

$$\delta n = 0,053$$

Incerteza relativa do parâmetro índice de consistência referente ao modelo *power-law*:

$$\delta k = 0,05373$$

Incerteza relativa do parâmetro viscosidade plástica referente ao modelo de Casson:

$$\delta \mu_p = 0,0004$$

Incerteza relativa do parâmetro tensão mínima (limite de escoamento) referente ao modelo de Casson:  $\delta \tau_0 = 0,1795$

Geometrias em estudo:

Diâmetro interno do tubo circular:  $D_i = 0,0271 \text{ m}$

Diâmetro interno do tubo circular:  $D_i = 0,0271 \text{ m}$

Diâmetro interno ( $D_1$ ) e Diâmetro externo ( $D_2$ ) do anular I:  $D_1 = 0,0213 \text{ m}$  e  $D_2 = 0,0363 \text{ m}$

Diâmetro hidráulico do anular I:  $D_H = 0,01224$

Diâmetro interno ( $D_1$ ) e Diâmetro externo ( $D_2$ ) do anular I:  $D_1 = 0,0268 \text{ m}$  e  $D_2 = 0,0538 \text{ m}$

Diâmetro hidráulico do anular I:  $D_H = 0,0220$

**8.2 Anexo B – Tabelas referentes aos resultados do fluido C, modelo *power-law* (Tubo circular)**

Exp.	M(Kg)/Δt(s)	T(°C)	Q(Kg/s)	Q(m³/s)	ΔP (Pa)	k	n	v(m/s)	Incerteza relativa [v] (%)	Reynolds (MR)	Incerteza relativa Re (%)	f <sub>exp</sub> (Fanning)	Incerteza relativa f <sub>exp</sub> (%)
1	1,128	29	1,125	4,154	15886,41	3,14	0,33	2,00	0,27	1033,15	78,11	0,0138	0,53
	1,124												
	1,123												
2	1,447	31	1,434	5,227	19264,74	3,04	0,33	2,55	0,30	1653,50	81,01	0,0103	0,60
	1,432												
	1,426												
3	1,656	29	1,628	6,012	19935,34	3,36	0,32	2,90	0,26	1945,25	80,97	0,0083	0,52
	1,599												
	1,631												
4	0,480	32	0,471	1,739	12854,71	3,45	0,31	0,84	0,33	254,17	68,75	0,0637	0,65
	0,462												
	0,472												
5	0,244	32	0,224	0,828	12724,06	3,45	0,31	0,40	0,42	72,31	61,75	0,2783	0,84
	0,221												
	0,215												
6	0,661	34	0,662	2,444	11690,83	3,54	0,30	1,18	0,29	470,76	71,88	0,0293	0,57
	0,657												
	0,668												
7	2,064	33	2,060	7,610	31543,51	3,15	0,31	3,66	0,21	3253,37	84,27	0,0082	0,43
	2,054												
	2,064												
8	2,229	29	2,265	8,366	37516,25	2,91	0,33	4,03	0,19	3640,24	86,06	0,0080	0,37
	2,271												
	2,299												

Exp.	M(Kg)/Δt(s)	T(°C)	Q(Kg/s)	Q(m <sup>3</sup> /s)	ΔP (Pa)	k	n	v(m/s)	Incerteza relativa [v] (%)	Reynolds (MR)	Incerteza relativa Re (%)	f <sub>exp</sub> (Fanning)	Incerteza relativa f <sub>exp</sub> (%)
9	2,126	32	2,440	9,011	41675,83	2,97	0,32	4,34	32	4315,22	86,63	0,0077	0,40
	2,589												
	2,621												
10	2,988	32	2,965	10,951	57527,58	3,19	0,31	5,27	0,19	6253,62	87,80	0,0072	0,38
	2,973												
	2,935												
11	3,687	35	3,676	13,576	71926,14	3,22	0,30	6,54	0,11	9212,50	89,89	0,0058	0,23
	3,683												
	3,656												
12	4,553	38	4,543	16,780	121694,50	3,31	0,29	8,08	0,08	14047,05	91,89	0,0065	0,16
	4,550												
	4,523												
13	1,906	31,5	1,906	7,038	24990,83	3,06	0,32	3,39	0,23	2890,49	83,89	0,0076	0,46
	1,895												
	1,915												
14	3,930	37	3,945	14,569	88004,53	3,56	0,29	7,02	0,08	9973,79	89,61	0,0062	0,16
	3,867												
	4,038												
15	3,353	37	3,509	12,960	63953,60	3,48	0,29	6,24	0,08	8758,20	88,80	0,0057	0,16
	3,615												
	3,556												
16	3,161	29,5	3,105	11,470	58194,18	3,61	0,31	5,52	0,14	5965,28	86,84	0,0066	0,28
	3,074												
	3,085												
17	2,514	30,5	2,526	9,331	43542,31	3,46	0,31	4,49	0,15	4395,01	85,21	0,0075	0,31
	2,482												
	2,585												

Exp.	M(Kg)/Δt(s)	T(°C)	Q(Kg/s)	Q(m <sup>3</sup> /s)	ΔP (Pa)	k	n	v(m/s)	Incerteza relativa [v] (%)	Reynolds (MR)	Incerteza relativa Re (%)	f <sub>exp</sub> (Fanning)	Incerteza relativa f <sub>exp</sub> (%)
18	2,860	30	2,818	10,408	48648,47	3,60	0,31	5,01	0,18	5099,00	85,89	0,0067	0,36
	2,789												
	2,805												
19	3,070	27	3,069	11,336	60860,58	2,95	0,35	5,46	0,20	5353,39	88,62	0,0071	0,40
	3,074												
	3,074												
20	3,571	29	3,587	13,252	76245,71	2,87	0,34	6,38	0,14	7422,78	90,66	0,0065	0,29
	3,603												
	3,588												
21	1,789	29,5	1,786	6,599	21704,50	3,21	0,32	3,18	0,21	2355,46	82,45	0,0075	0,42
	1,787												
	1,785												
22	1,574	27,5	1,574	5,814	19424,72	2,86	0,34	2,80	0,21	1921,43	82,73	0,0086	0,42
	1,571												
	1,582												
23	4,899	32	4,886	18,047	129920,34	2,97	0,32	8,69	0,11	13933,53	93,48	0,0060	0,22
	4,873												
	4,885												
24	4,478	34	4,500	16,621	108495,82	2,84	0,32	8,00	0,11	12513,76	93,29	0,0059	0,22
	4,509												
	4,490												
25	3,208	33	3,188	11,776	65340,13	2,68	0,33	5,67	0,15	7036,77	90,79	0,0071	0,30
	3,173												
	3,190												
26	5,939	34	5,772	21,319	89844,35	2,42	0,35	10,27	0,09	18382,07	98,17	0,0059	0,090
	5,648												
	5,763												

Exp.	M(Kg)/ $\Delta t$ (s)	T( $^{\circ}$ C)	Q(Kg/s)	Q(m <sup>3</sup> /s)	$\Delta P$ (Pa)	k	n	v(m/s)	Incerteza relativa [v] (%)	Reynolds (MR)	Incerteza relativa Re (%)	f <sub>exp</sub> (Fanning)	Incerteza relativa f <sub>exp</sub> (%)
	6,572	33,5	6,453	23,836	128293,84	2,62	0,33	11,48	0,09	23857,08	98,04	0,0068	0,091
	6,331												
6,467													
27	5,167	34	5,285	19,519	68953,10	2,18	0,45	9,40	0,06	7897,44	98,50	0,0054	0,060
	5,332												
	5,354												
28	5,999	34,5	5,988	22,115	100709,93	2,83	0,33	10,65	0,13	18642,67	95,97	0,0062	0,13
	6,005												
	6,009												
29	6,139	32	6,108	22,558	114055,26	3,56	0,29	10,86	0,10	21029,53	94,04	0,0067	0,095
	6,144												
	6,100												
30	6,216	35	6,188	22,853	101269,87	2,84	0,34	11,00	0,06	18986,47	96,22	0,0058	0,063
	6,066												
	6,326												
31													

Exp.	D&Metzner		DNMGomes		OWGomes		FSGomes		Ellis		Churchill		
	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	Incerteza (%)	fcalc	Desvio (%)
7	0,0054	34,33	0,0058	29,17	0,0048	41,67	0,0053	35,29	0,0068	16,89	19,51	0,0107	31,69
8	0,0053	34,00	0,0058	27,98	0,0048	40,09	0,0053	34,11	0,0066	17,64	18,89	0,0104	30,08
9	0,0049	36,53	0,0055	28,52	0,0045	41,01	0,0050	35,59	0,0064	17,01	17,50	0,0099	28,90
10	0,0041	42,84	0,0049	31,26	0,0040	44,10	0,0043	39,98	0,0060	17,11	14,64	0,0089	23,21
11	0,0035	39,63	0,0045	22,98	0,0036	37,84	0,0038	34,55	0,0056	3,84	12,12	0,0079	35,60
12	0,0030	54,14	0,0040	37,85	0,0032	50,49	0,0033	48,90	0,0053	17,46	9,70	0,0071	9,21
13	0,0057	25,26	0,0060	21,23	0,0049	34,94	0,0035	45,00	0,0070	7,71	20,51	0,0106	39,92
14	0,0034	45,75	0,0044	29,66	0,0035	43,60	0,0037	40,77	0,0056	10,43	11,55	0,0078	24,85
15	0,0035	39,01	0,0045	21,91	0,0036	37,55	0,0038	33,91	0,0057	0,77	12,32	0,0080	40,93
16	0,0042	36,95	0,0050	24,62	0,0041	38,65	0,0044	33,97	0,0060	9,39	14,85	0,0090	35,49
17	0,0047	37,41	0,0053	28,66	0,0044	41,74	0,0048	36,29	0,0064	15,16	17,05	0,0099	31,51
18	0,0044	34,19	0,0052	23,23	0,0042	37,44	0,0046	32,11	0,0062	8,22	15,94	0,0094	39,87
19	0,0047	33,64	0,0054	23,69	0,0045	36,24	0,0049	31,42	0,0061	13,73	16,04	0,0093	30,72
20	0,0041	36,39	0,0050	23,18	0,0041	36,28	0,0044	32,56	0,0058	10,89	13,78	0,0084	29,50
23	0,0032	46,47	0,0042	29,29	0,0034	42,49	0,0035	40,91	0,0054	10,50	9,91	0,0071	18,57

Exp.	D&Metzner		DMGomes		OWGomes		FSGomes		Ellis		Churchill		
	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	
24	0,0033	43,41	0,0043	26,24	0,0035	39,86	0,0037	37,88	0,0054	8,00	10,54	0,0073	23,94
25	0,0041	41,38	0,0050	29,36	0,0041	41,73	0,0044	38,06	0,0058	17,20	14,21	0,0086	21,19
26	0,0031	47,67	0,0041	30,46	0,0034	42,72	0,0034	42,22	0,0052	12,10	8,81	0,0066	11,37
27	0,0027	59,52	0,0038	44,07	0,0031	54,61	0,0031	54,70	0,0051	24,71	7,49	0,0062	8,66
28	0,0049	10,21	0,0056	3,40	0,0049	9,28	0,0051	5,61	0,0057	5,94	14,47	0,0083	52,66
29	0,0030	51,55	0,0040	34,70	0,0033	46,67	0,0033	46,13	0,0052	15,72	8,54	0,0066	6,55
30	0,0026	61,00	0,0037	44,92	0,0029	56,23	0,0030	55,78	0,0051	23,37	7,77	0,0064	5,04
31	0,0030	48,20	0,0040	30,51	0,0033	43,10	0,0033	42,62	0,0052	10,64	8,47	0,0065	12,62

### 8.3 Anexo C – Tabelas referentes aos resultados do fluido C, modelo *power-law* (Tubo anular I)

Exp.	M(Kg)/Δt(s)	T(°C)	Q(Kg/s)	Q(m³/h)	ΔP (Pa)	k	n	v(m/s)	Incerteza relativa [v] (%)	Reynolds (MR)	Incerteza relativa Re (%)	f <sub>exp</sub> (Fanning)	Incerteza relativa f <sub>exp</sub> (%)
1	0,348	33,00	0,355	1,31	9,440,39	1,35	0,43	0,54	0,75	116,17	101,57	0,1025	1,49
	0,365												
	0,354												
2	0,634	34,00	0,624	2,30	13,854,61	3,06	0,31	0,94	0,46	270,89	79,26	0,0489	0,91
	0,619												
	0,616												
3	0,810	36,00	0,800	2,96	14,858,51	3,22	0,30	1,21	0,32	413,31	81,08	0,0318	0,64
	0,800												
	0,795												
4	2,861	35,00	2,918	10,78	60,980,57	2,89	0,31	4,41	0,17	3782,54	95,13	0,00983	0,34
	2,901												
	3,000												
5	3,163	35,00	3,195	11,80	66,673,33	2,90	0,31	4,83	0,17	4490,84	96,02	0,00897	0,33
	3,213												
	3,211												
6	3,400	37,00	3,471	12,82	75,805,75	2,90	0,31	5,25	0,16	4994,77	96,79	0,00864	0,31
	3,500												
	3,510												
7	3,756	38,00	3,805	14,05	85,698,10	3,03	0,31	5,75	0,16	5608,09	97,12	0,00812	0,31
	3,817												
	3,847												
8	3,827	31,00	3,820	14,11	95,550,44	3,60	0,29	5,78	0,10	5863,92	95,71	0,00899	0,21
	3,818												
	3,812												



Exp.	M(Kg)/Δt(s)	T(°C)	Q(Kg/s)	Q(m <sup>3</sup> /h)	ΔP (Pa)	k	n	v(m/s)	Incerteza relativa [v] (%)	Reynolds (MR)	Incerteza relativa Re (%)	f <sub>exp</sub> (Fanning)	Incerteza relativa f <sub>exp</sub> (%)
9	4,621	36,00	4,603	17,00	128,960,44	2,70	0,33	6,96	0,11	7907,44	100,48	0,00836	0,22
	4,542												
	4,654												
10	4,844	39,00	4,814	17,78	133,493,32	2,59	0,32	7,28	0,11	8979,69	101,64	0,00791	0,21
	4,796												
	4,803												
11	4,264	40,50	4,263	15,75	109,229,08	2,62	0,31	6,45	0,10	7578,36	100,35	0,00825	0,21
	4,278												
	4,246												
12	2,793	40,50	2,779	10,27	53,781,29	2,62	0,32	4,20	0,14	3690,86	96,17	0,00956	0,28
	2,761												
	2,778												
13	2,803	39,50	2,824	10,43	52,354,76	2,61	0,32	4,27	0,08	3829,19	96,33	0,00902	0,17
	2,878												
	2,790												
14	3,948	29,50	3,939	14,55	97,950,20	2,49	0,36	5,96	0,09	4787,17	99,74	0,00867	0,18
	3,981												
	3,891												
15	4,489	31,00	4,372	16,15	110,655,60	2,56	0,35	6,61	0,10	6089,12	100,49	0,00795	0,19
	4,344												
	4,282												
16	4,587	33,00	4,589	16,95	118,254,84	2,61	0,34	6,94	0,09	6923,72	100,72	0,00771	0,18
	4,507												
	4,675												
17	1,051	33,00	1,075	3,97	19,758,02	2,32	0,35	1,63	0,28	667,62	89,22	0,02346	0,57
	1,093												
	1,082												

Exp.	M(Kg)/Δt(s)	T(°C)	Q(Kg/s)	Q(m³/h)	$\Delta P$ (Pa)	k	n	v(m/s)	Incerteza relativa [v] (%)	Reynolds (MR)	Incerteza relativa Re (%)	$f_{exp}$ (Fanning)	Incerteza relativa $f_{exp}$ (%)
	1.013	32,00	0,974	3,60	16.611,67	2,57	0,35	1,47	0,26	527,75	86,06	0,02404	0,52
	0,970												
0,944													
18	0,934	30,00	0,933	3,44	16.736,99	2,56	0,35	1,41	0,28	477,76	85,69	0,02643	0,56
	0,930												
	0,933												
19	1,317	38,50	1,311	4,84	20.413,96	2,56	0,32	1,98	0,25	994,94	89,20	0,01632	0,51
	1,309												
	1,305												
20	1,180	39,00	1,186	4,38	17.264,94	2,57	0,33	1,79	0,23	852,12	88,23	0,01686	0,47
	1,188												
	1,188												
21	1,188												
	1,188												

Exp.	D&Metzner		DMGomes		OWGomes		FSGomes		Ellis		Churchill					
	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)
4	0,00505	48,65	0,00559	43,19	0,00459	53,30	0,00505	48,59	0,00656	33,30	0,01032	4,99	0,77			
5	0,0047	47,58	0,00535	40,28	0,00438	51,10	0,00479	46,63	0,00633	29,40	0,00979	9,18	0,03			
6	0,00454	47,46	0,00526	39,10	0,00432	50,06	0,00468	45,83	0,00620	28,23	0,00947	9,64	0,05			
7	0,00435	46,49	0,00512	36,96	0,00419	48,40	0,00452	44,36	0,00607	25,30	0,00915	12,55	0,05			
8	0,00405	54,96	0,00488	45,76	0,00392	56,40	0,00424	52,89	0,00603	32,99	0,00903	0,41	0,05			
9	0,00393	53,00	0,00482	42,32	0,00396	52,65	0,00419	49,92	0,00574	31,29	0,00828	1,01	0,04			
10	0,00374	52,73	0,00468	40,84	0,00383	51,54	0,00403	49,09	0,00564	28,69	0,00799	0,92	0,03			
11	0,00393	52,38	0,00482	41,56	0,00395	52,19	0,00419	49,28	0,00578	29,95	0,00838	1,51	0,04			
12	0,00515	46,14	0,00566	40,77	0,00467	51,13	0,00515	46,18	0,00659	31,04	0,01040	8,79	1,27			
13	0,00507	43,77	0,00561	37,83	0,00462	48,78	0,00508	43,68	0,00654	27,45	0,01029	14,07	0,61			
14	0,00507	41,50	0,00568	34,41	0,00481	44,56	0,00518	40,16	0,00625	27,87	0,00960	10,75	0,05			
15	0,00455	42,78	0,00531	33,22	0,00445	44,08	0,00475	40,30	0,00599	24,71	0,00893	12,28	0,05			
16	0,00428	44,48	0,00510	33,80	0,00425	44,92	0,00451	41,52	0,00586	23,96	0,00860	11,54	0,04			

**8.4 Anexo D – Tabelas referentes aos resultados do fluido C, modelo *power-law* (Tubo anular II)**

Exp.	M(Kg)/Δt(s)	T(°C)	Q(Kg/s)	Q(m³/h)	ΔP (Pa)	k	n	v(m/s)	Incerteza relativa [v] (%)	Reynolds (MR)	Incerteza relativa Re (%)	f <sup>exp</sup> (Fanning)	Incerteza relativa f <sup>exp</sup> (%)
1	0,0889	30,00	0,075	0,28	2281,10	2,78	0,34	0,045	6,01	1,95	50,99	6,3638	0,091
	0,0761												
	0,0601												
2	0,244	31,00	0,247	0,91	2341,10	2,83	0,33	0,14	1,32	14,54	58,67	0,5997	0,023
	0,249												
	0,249												
3	1,349	32,00	1,389	5,13	6598,00	2,59	0,35	0,83	0,17	251,96	75,28	0,05363	0,0047
	1,392												
	1,426												
4	1,482	32,00	1,471	5,43	8141,85	2,65	0,33	0,88	0,15	291,34	75,42	0,05903	0,0039
	1,468												
	1,464												
5	1,998	32,00	1,994	7,36	5292,80	2,35	0,34	1,20	0,11	512,13	80,85	0,02088	0,0052
	2,000												
	1,989												
6	6,302	34,00	6,412	23,68	16043,73	2,37	0,34	3,85	0,026	3592,83	91,33	0,00612	0,0017
	6,577												
	6,363												
7	5,463	34,00	5,364	19,81	11002,90	2,37	0,34	3,22	0,038	2661,65	89,69	0,00599	0,0024
	5,310												
	5,300												
8	7,986	31,50	7,849	28,99	25942,74	2,47	0,35	4,71	0,013	4657,41	92,33	0,00667	0,0012
	7,720												
	7,842												

Exp.	M(Kg)/Δt(s)	T(°C)	Q(Kg/s)	Q(m <sup>3</sup> /h)	ΔP (Pa)	k	n	v(m/s)	Incerteza relativa [v] (%)	Reynolds (MR)	Incerteza relativa Re (%)	f exp (Fanning)	Incerteza relativa fexp (%)
9	7,188	32,50	7,205	26,61	21907,14	2,48	0,34	4,32	0,015	4121,33	91,47	0,00662	0,0012
	7,102												
	7,343												
10	6,865	33,50	6,873	25,38	19318,07	2,36	0,34	4,13	0,023	3949,65	92,05	0,00641	0,0014
	6,883												
	6,878												
11	6,337	33,50	6,362	23,49	17284,94	2,36	0,34	3,82	0,028	3503,04	91,33	0,00669	0,0016
	6,328												
	6,422												
12	6,168	33,00	6,177	22,81	15157,15	2,46	0,35	3,71	0,025	3074,21	90,13	0,00623	0,0018
	6,184												
	6,181												
13	5,512	34	5,533	20,44	12632,07	2,30	0,36	3,32	0,030	2586,37	90,54	0,00647	0,0021
	5,505												
	5,590												
14	0,668	29,00	0,656	2,42	3570,31	2,81	0,34	0,39	0,67	70,14	66,90	0,1300	0,012
	0,646												
	0,654												
15	1,049	28,00	1,041	3,84	4786,19	2,77	0,34	0,62	0,32	153,08	71,35	0,0693	0,0073
	1,031												
	1,042												
16	1,326	31,00	1,309	4,84	6548,68	2,78	0,33	0,79	0,21	229,11	73,37	0,0599	0,0051
	1,296												
	1,308												
17	1,805	26,00	1,843	6,81	5802,09	2,81	0,35	1,11	0,098	362,44	76,11	0,0268	0,0048
	1,875												
	1,856												

Exp.	M(Kg)/Δt(s)	T(°C)	Q(Kg/s)	Q(m³/h)	ΔP (Pa)	k	n	v(m/s)	Incerteza relativa [v] (%)	Reynolds (MR)	Incerteza relativa Re (%)	f <sub>exp</sub> (Fanning)	Incerteza relativa f <sub>exp</sub> (%)
18	2,303	26,00	2,240	8,27	8016,53	2,84	0,34	1,34	0,068	514,46	77,79	0,0251	0,00342
	2,172												
	2,253												
19	2,198	26,00	2,182	8,06	9268,41	2,86	0,34	1,31	0,086	500,67	77,48	0,0305	0,0031
	2,174												
	2,173												

Exp.	D&Metzner		DMGomes		OWGomes		FSGomes		Ellis		Churchill		
	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	
6	0,00543	11,27	0,00588	3,90	0,00492	19,55	0,00541	11,59	0,00663	8,37	20,17	0,01049	71,33
7	0,00612	2,12	0,00630	4,97	0,00529	11,77	0,00591	1,52	0,00712	18,74	22,76	0,00972	62,00
8	0,00496	24,84	0,00559	15,37	0,00468	29,17	0,00507	23,25	0,00629	4,84	17,95	0,00968	46,55
9	0,00517	21,91	0,00572	13,58	0,00478	27,70	0,00522	21,13	0,00644	2,67	18,90	0,01005	51,92
10	0,00527	17,85	0,00579	9,78	0,00485	24,40	0,00530	17,37	0,00650	1,31	19,42	0,01019	58,82
11	0,00551	17,78	0,00593	11,40	0,00498	25,71	0,00547	18,27	0,00667	0,42	20,42	0,01056	57,69
12	0,00586	5,98	0,00616	1,13	0,00519	16,67	0,00575	7,78	0,00687	10,33	21,42	0,01079	73,11
13	0,00636	1,66	0,00647	0,03	0,00549	15,10	0,00613	5,32	0,00717	10,88	23,27	0,00930	43,75

**8.5 Anexo E – Tabelas referentes aos resultados do fluido C, modelo de Casson (Tubo circular)**

1	0,0168	4,501	3152,46	4,78	11455,57	17	0,0135	4,942	8791,07	5,93	19404,53
2	0,0155	4,330	4355,04	5,18	12941,62	18	0,0139	5,163	9539,70	5,77	19192,06
3	0,0155	4,833	4949,96	5,18	14492,34	19	0,0177	4,300	8163,96	4,53	9866,42
4	0,0137	4,921	1616,27	5,85	18799,48	20	0,0159	4,241	10599,63	5,03	12005,73
5	0,0137	4,921	769,15	5,86	18799,48	21	0,0151	4,593	5547,80	5,29	14363,95
6	0,0122	5,053	2550,55	6,57	24349,34	22	0,0160	4,135	4636,13	5,02	11631,66
7	0,0134	4,497	7244,22	5,99	18027,55	23	0,0137	4,254	16712,76	5,83	16140,95
8	0,0133	4,369	6722,98	6,01	17632,77	24	0,0131	4,138	16099,69	6,09	17171,79
9	0,0125	4,541	11163,82	6,41	20879,64	25	0,0131	4,138	11405,09	6,09	17171,79
10	0,0120	4,579	14430,51	6,69	22881,61	26	0,0141	3,652	19247,84	5,68	13166,87
11	0,0106	4,714	20081,12	7,53	29863,08	27	0,0124	3,911	24387,70	6,44	18114,69
12	0,0149	4,225	7151,14	5,38	13651,08	28	0,0150	4,258	16574,12	5,34	13581,10
13	0,0136	4,317	8418,06	5,88	16660,64	29	0,0146	4,166	19311,34	5,49	14049,68
14	0,0118	5,118	15657,36	6,76	26145,34	30	0,0118	5,118	24241,70	6,76	26145,34
15	0,0107	4,994	15419,79	7,48	31272,73	31	0,0147	4,317	19823,83	5,46	14369,46
16	0,0139	5,208	10513,35	5,77	19361,36	-	-	-	-	-	-

Exp.	Tomita		Darby (1981)		Darby (1992)		Ellis		Churchill		
	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	Inceteza (%)
7	0,00843	3,28	0,00224	72,56	0,00455	44,28	0,00582	28,68	0,00849	3,99	0,0024
8	0,00861	13,82	0,00228	69,90	0,00460	39,18	0,00589	22,09	0,00867	14,72	0,0026
9	0,00751	4,38	0,00205	71,43	0,00428	40,45	0,00549	23,69	0,00752	4,60	0,0016
10	0,00703	20,14	0,00196	66,42	0,00414	29,24	0,00533	8,83	0,00702	20,12	0,0012
11	0,00647	0,10	0,00187	71,20	0,00407	37,20	0,00517	20,21	0,00645	0,37	0,0009
12	0,00846	5,35	0,00225	72,04	0,00438	45,43	0,00583	27,36	0,00852	6,09	0,0022
13	0,00809	5,25	0,00217	71,78	0,00437	43,22	0,00569	25,95	0,00813	5,76	0,0020
14	0,00688	10,79	0,00194	68,81	0,00417	32,91	0,00529	14,89	0,00688	10,68	0,0011
15	0,00691	21,06	0,00194	65,96	0,00432	24,36	0,00529	7,20	0,00690	20,98	0,0013
16	0,00763	15,00	0,00208	68,67	0,00428	35,45	0,00553	16,63	0,00764	15,31	0,0015
17	0,00800	6,72	0,00215	71,29	0,00443	40,86	0,00566	24,49	0,00803	7,20	0,0019
18	0,00782	16,20	0,00212	68,56	0,00435	35,31	0,00560	16,85	0,00785	16,65	0,0017
19	0,00816	14,93	0,00218	69,23	0,00411	42,10	0,00572	19,43	0,00820	15,56	0,0016
20	0,00761	16,92	0,00207	68,13	0,00400	38,60	0,00552	15,16	0,00763	17,20	0,0013



Exp.	Tomita		Darby (1981)		Darby (1992)		Ellis		Churchill		
	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	Incerteza (%)
23	0,00677	13,25	0,00192	67,93	0,00381	36,32	0,00525	12,12	0,00676	13,09	0,0009
24	0,00683	16,11	0,00193	67,22	0,00387	34,25	0,00527	10,40	0,00683	16,00	0,0010
25	0,00747	5,71	0,00205	71,03	0,00414	41,44	0,00547	22,51	0,00748	5,88	0,0014
26	0,00654	10,35	0,00188	68,32	0,00360	39,19	0,00519	12,46	0,00652	10,08	0,0007
27	0,00617	8,84	0,00182	73,18	0,00360	46,80	0,00509	24,83	0,00615	9,15	0,0006
28	0,00679	25,10	0,00192	64,60	0,00372	31,35	0,00526	3,06	0,00678	24,92	0,0008
29	0,00653	5,86	0,00188	69,60	0,00363	41,16	0,00518	15,98	0,00652	5,60	0,0007
30	0,00618	7,99	0,00182	72,95	0,00383	42,98	0,00509	24,23	0,00616	8,33	0,0007
31	0,00649	11,68	0,00187	67,84	0,00362	37,64	0,00517	10,97	0,00647	11,40	0,0007

**8.6 Anexo F – Tabelas referentes aos resultados do fluido C, modelo de Casson (Tubo anular I)**

Exp.	$\mu$ pas	$\tau_0$	Rec <sub>N</sub>	Incerteza relativa Rec <sub>N</sub> (%)	He <sub>N</sub>	Exp.	$\mu$ pas	$\tau_0$	Rec <sub>N</sub>	Incerteza relativa Rec <sub>N</sub> (%)	He <sub>N</sub>
1	0,0123	4,686	519,70	6,52	4491,72	12	0,0112	3,879	4470,28	7,13	4503,16
2	0,0120	4,486	940,51	6,70	4573,16	13	0,0111	3,858	4569,99	7,19	4548,20
3	0,0120	4,579	1206,89	6,69	4667,79	14	0,0111	3,858	4217,88	7,23	4600,30
4	0,0120	4,190	4382,14	6,66	4240,19	15	0,0177	3,726	4017,96	4,52	1738,91
5	0,0118	4,185	4905,57	6,81	4426,32	16	0,0160	3,823	4920,16	5,00	2179,99
6	0,0120	4,268	5221,63	6,67	4335,07	17	0,0147	3,949	5626,43	5,44	2663,63
7	0,0125	4,455	5510,84	6,43	4194,41	18	0,0144	3,477	1346,93	5,56	2448,39
8	0,0113	5,124	6098,16	7,08	5860,55	19	0,0156	3,776	1128,14	5,14	2273,29
9	0,0127	3,961	6547,76	6,31	3598,47	20	0,0160	3,823	1051,13	5,01	2179,99
10	0,0118	3,842	7361,81	6,78	4032,99	21	0,0123	3,793	1922,10	6,51	3661,91
11	0,0112	3,879	6857,06	7,13	4503,16	22	0,0123	3,793	1739,10	6,51	3661,91

Exp.	Tomita		Darby (1981)		Darby (1992)		Ellis		Churchill	
	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)
10	0,00973	1,11	0,00251	74,48	0,00434	55,88	0,00636	35,31	0,00986	0,30
11	0,00940	4,84	0,00244	72,75	0,00426	52,54	0,00622	30,60	0,00953	6,25
12	0,00923	6,75	0,00241	72,13	0,00420	51,40	0,00615	28,82	0,00935	8,18
13	0,00910	11,95	0,00238	70,74	0,00415	48,96	0,00609	25,07	0,00920	13,15
14	0,00885	1,58	0,00233	74,14	0,00415	53,81	0,00599	33,44	0,00892	0,75
15	0,00868	3,75	0,00229	72,63	0,00398	52,37	0,00591	29,26	0,00874	4,53
16	0,00840	6,16	0,00223	71,80	0,00392	50,52	0,00581	26,62	0,00845	6,76
17	0,00855	3,59	0,00227	72,55	0,00399	51,62	0,00587	28,86	0,00862	4,48
18	0,00968	1,19	0,00250	73,87	0,00434	54,65	0,00634	33,73	0,00980	2,52

Exp.	Tomita		Darby (1981)		Darby (1992)		Ellis		Churchill	
	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)
20	0,00960	6,17	0,00248	72,52	0,00432	52,22	0,00631	30,23	0,00974	7,68
21	0,00983	0,01	0,00253	74,22	0,00439	55,31	0,00641	34,76	0,00998	1,58
23	0,00998	15,13	0,00256	70,42	0,00427	50,73	0,00648	25,27	0,01013	16,95
24	0,00940	17,85	0,00244	69,38	0,00413	48,22	0,00622	22,03	0,00952	19,33
25	0,00905	17,38	0,00237	69,29	0,00405	47,46	0,00607	21,29	0,00914	18,55

**8.7 Anexo G – Tabelas referentes aos resultados do fluido C, modelo de Casson (Tubo anular II)**

Exp. 1	$\mu_{pl}$ 0,01447	$\tau_0$ 4,110	Rec <sub>N</sub> 66,78	Incerteza relativa Rec <sub>N</sub> (%) 8,17	He <sub>CN</sub> 9285,28
2	0,01336	4,129	238,68	6,13	10940,51
3	0,01523	3,874	1175,82	5,25	7904,98
4	0,01355	3,952	1399,22	5,91	10184,88
5	0,01346	3,517	1910,11	5,95	9189,43
6	0,01297	3,574	6370,81	6,17	10045,96
7	0,01306	3,573	5292,30	6,12	9905,02
8	0,01442	3,682	7014,11	5,55	8373,58
9	0,01409	3,678	6592,11	5,68	8764,70
Exp. 10	$\mu_{pl}$ 0,01334	$\tau_0$ 3,577	Rec <sub>N</sub> 6640,76	Incerteza relativa Rec <sub>N</sub> (%) 5,99	He <sub>CN</sub> 9510,81
11	0,01323	3,566	6200,64	6,05	9645,60
12	0,01471	3,705	5411,44	5,44	8096,68
13	0,01510	4,181	559,95	5,34	8671,07
14	0,01479	4,146	907,24	5,42	8971,04
15	0,01479	4,118	1141,59	5,41	8911,22
16	0,01734	4,182	1369,67	4,61	6577,56
17	0,01649	4,193	1751,64	4,86	7298,08
18	0,01608	4,188	1749,42	4,98	7665,23

Exp.	Tomita		Darby (1981)		Darby (1992)		Ellis			Churchill	
	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	fcalc	Desvio (%)	Incerteza (%)	fcalc	Desvio (%)
8	0,00874	42,72	0,00230	62,38	0,00432	29,43	0,00594	2,92	1,02	0,00881	43,94
9	0,00921	53,48	0,00240	59,97	0,00447	25,48	0,00614	2,30	1,11	0,00931	55,22
10	0,00851	28,77	0,00225	65,86	0,00416	36,98	0,00585	11,43	0,87	0,00857	29,70
11	0,00865	30,75	0,00229	65,47	0,00423	36,06	0,00591	10,72	0,92	0,00872	31,81
12	0,00864	34,61	0,00228	64,43	0,00426	33,59	0,00590	8,00	0,97	0,00870	35,69
13	0,00880	31,40	0,00232	65,42	0,00432	35,46	0,00597	10,90	1,01	0,00888	32,58
14	0,00915	46,81	0,00239	61,66	0,00436	29,98	0,00611	1,91	0,98	0,00925	48,43